COBEM-97

Vol. 6

Tema 95

Elementos de Máquinas

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1209

MANCAL RADIAL DE DESLIZAMENTO: DETERMINAÇÃO DE RAMOS DE SOLUÇÕES PERIÓDICAS E PONTOS DE BIFURCAÇÃO COMPLEXOS/*RADIAL JOURNAL BEARING: PERIODIC BRANCHING AND HOPF BIFURCATION POINTS DETERMINATION*

MÁRIO CÉSAR RICCI E PETRÔNIO NORONHA DE SOUZA
Divisão de Mecânica Espacial e Controle, DMC/INPE
CEP 12201-970 - São José dos Campos, Brasil - E-mail: mcr@dem.inpe.br

Abstract

In the mechanical engineering moving system's field the radial journal bearing is one of the great interest. It consists of a circular inner cylinder (the rotor) that turns inside a hollow cylinder of slightly larger radius (the stator). The cavity between the cylinders is filled with a lubricant and any load carried by the rotor must be supported by the fluid forces exerted by the lubricant on the rotor. The system can be described by a set of four first order's nonlinear ordinary differential equations which the fluid forces are approximate solution of partial differential equations and shows a great richness of behavior same at the simplest case of cavitation model, autonomous, unforced and balanced-mass rotor system. Rigorous geometrical constraints are impose on the moving of the rotor's center about stator's center to avoid the contact between them. Otherwise, the contact could well result in bearing failure. Starting from the Reynolds approximation for the long bearing the paper uses numerical methods for bifurcation problems to calculate Hopf bifurcation points and numerical methods of continuation to obtain branching of periodic orbits that emanate from stationary solutions. The paper also shows the *amplitude* and *frequency* of periodic solutions as a function of rotor's angular velocity for the low, medium and high loads.

Palavras-Chaves

Numerical methods; Hopf bifurcation; radial journal bearing; mancal radial hidrodinâmico; bifurcação.

1. INTRODUÇÃO

O sistema não linear, de grande interesse prático, que é focalizado nesse trabalho é o mancal radial de deslizamento. Esse tipo de mancal consiste de um rotor que gira dentro de um cilindro oco (anel externo) de raio interno ligeiramente maior que o raio do rotor e com o espaço entre eles sendo preenchido por um fluido lubrificante. O sistema pode ser descrito por uma equação diferencial ordinária (edo) de quarta ordem onde as forças geradas pelo fluido são soluções aproximadas de equações diferenciais parciais. Esse sistema revela um comportamento rico e complexo mesmo no caso mais simples (rotor perfeitamente balanceado, sistema autônomo sem excitação).

Rigorosos vínculos geométricos são impostos sobre a excursão do centro do rotor relativamente ao centro do anel externo no intuito de se evitar o contato entre ambos o que resultaria na falha do sistema. Um dos objetivos do trabalho é investigar áreas potencialmente

perigosas no espaço de parâmetros que possam levar o rotor a atingir o anel externo. Essa pesquisa, portanto, fornece dados que garantem que a excursão do rotor permanece estável ou numa órbita fechada de extensão limitada. São analisados mancais longos sobre a influência do carregamento e da cavitação. Para tanto, partindo da aproximação de Reynolds para o mancal longo, o trabalho utiliza *métodos numéricos para problemas de bifurcação*, para calcular pontos de bifurcação complexos (ou de Hopf), e *métodos numéricos de continuação*, para obter ramos de soluções periódicas que emanam de soluções estacionárias. São mostradas, também, a *amplitude* e a *freqüência* das soluções periódicas em função da velocidade angular do rotor para carregamentos leve, médio e pesado.

2. EQUAÇÕES DO MOVIMENTO

Para descrever o movimento do rotor em relação a um referencial fixo (Fig. 1) considera-se que a massa do rotor esteja igualmente dividida entre dois mancais idênticos e que o movimento seja simétrico nos dois mancais dada a distribuição uniforme de massa. Analisando um dos mancais é como se o centro de massa se comportasse como uma partícula de massa M, situada em O', enquanto o centro do mancal permanece fixo em O. A posição de O' relativamente a O pode ser dada em coordenadas polares como (e,ϕ) e as equações de movimento na direção da linha que passa pelos centros do anel externo e do rotor (direção radial) e na direção normal à linha dos centros (direção transversal) são (Brindley *et al.*, 1983)

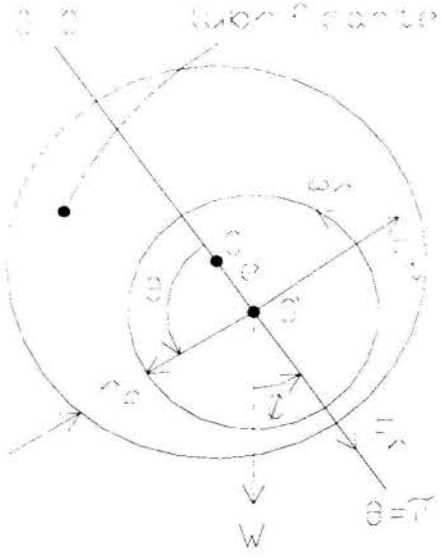


Fig. 1: Um rotor, sujeito a um carregamento externo W, onde o lubrificante ocupa a metade convergente da cavidade.

$$M\left(\ddot{e} - e\dot{\phi}^2\right) = F_r + W\cos\phi \quad (1a)$$

e

$$M\left(e\ddot{\phi} + 2\dot{e}\dot{\phi}\right) = F_t - W\sin\phi\,. \quad (1b)$$

Para calcular F_r e F_t é conveniente começar com a equação (2) que governa a distribuição de pressão para mancais radiais hidrodinâmicos infinitamente longos (Hamrock, 1991),

$$\frac{\partial}{\partial\theta}\left(\frac{h_f^3}{\eta}\frac{\partial p}{\partial\theta}\right) = 12cr_c^2\left[\dot{\varepsilon}\cos\theta + \varepsilon\sin\theta\left(\dot{\phi} - \frac{\omega_r}{2}\right)\right]. \quad (2)$$

Tem-se observado rupturas no filme de óleo, onde ele passa a escoar em forma de estrias na parte divergente do movimento devido à formação de bolhas de ar, perdendo, desta forma, a capacidade de sustentar forças hidrodinâmicas. A este fenômeno dá-se o nome de *cavitação*. Vários pesquisadores se debruçaram sobre o tema (p.e, Savage, 1977, Dowson e Taylor, 1979) de fundamental importância na determinação do comportamento. Entretanto, esse assunto ainda representa um desafio. Nesse trabalho, para simplificar os cálculos, utiliza-se de um

modelo de cavitação chamado de filme-π. Esse modelo supõe que o lubrificante ocupa a metade convergente da cavidade enquanto a outra metade é ocupada pela cavitação (fig.1).

Considerando o mancal longo com o modelo de cavitação filme-π, integrando (2) duas vezes em relação a θ com $p(\theta = 0) = p(\pi \le \theta \le 2\pi) = p_o$ tem-se

$$\frac{p - p_o}{6\eta\left(\frac{r_e}{c}\right)^2} = \left(\omega_r - 2\dot{\phi}\right)\frac{\varepsilon\sin\theta}{2+\varepsilon^2}\left(\frac{2+\varepsilon\cos\theta}{(1+\varepsilon\cos\theta)^2}\right) + \dot{\varepsilon}\left\{\frac{4}{\pi}\left[\frac{\varepsilon}{(2+\varepsilon^2)(1-\varepsilon^2)^{-1/2}}\frac{\sin\theta}{(1+\varepsilon\cos\theta)^2}\right.\right.$$

$$\left.\left. + \frac{3\varepsilon}{(2+\varepsilon^2)(1-\varepsilon^2)^{1/2}}\frac{\sin\theta}{(1+\varepsilon\cos\theta)} - \frac{1}{(1-\varepsilon^2)}\cos^{-1}\left(\frac{\varepsilon+\cos\theta}{1+\varepsilon\cos\theta}\right)\right] + \frac{1}{\varepsilon}\left(\frac{1}{(1+\varepsilon\cos\theta)^2} - \frac{1}{(1+\varepsilon)^2}\right)\right\}. \tag{3}$$

A equação (3) fornece a pressão gerada pelo filme de óleo sob carregamento dinâmico desde que sejam conhecidas a velocidade radial de compressão do lubrificante, $\dot{\varepsilon}$, e a velocidade rotacional $\left(\omega_r - 2\dot{\phi}\right)$, para qualquer relação de excentricidade ε. As forças geradas pelo filme podem ser calculadas a partir da equação (3) e são dadas por

$$F_t = \frac{6\eta L r_r\left(\frac{r_r}{c}\right)^2\varepsilon}{(2+\varepsilon^2)(1-\varepsilon^2)}\left[\pi\left(\omega_r - 2\dot{\phi}\right)(1-\varepsilon^2)^{1/2} + 4\dot{\varepsilon}\right] \tag{4a}$$

e

$$F_r = -6\eta L r_r\left(\frac{r_r}{c}\right)^2\left[\frac{\dot{\varepsilon}}{(1-\varepsilon^2)^{3/2}}\left(\pi - \frac{16}{\pi(2+\varepsilon^2)}\right) + \frac{2\varepsilon^2\left(\omega_r - 2\dot{\phi}\right)}{(2+\varepsilon^2)(1-\varepsilon^2)}\right]. \tag{4b}$$

Utilizando ε, $\bar{t}$ e $\overline{\omega}_r$ obtêm-se as equações do movimento (1) na forma adimensional

$$\varepsilon'' - \varepsilon\phi'^2 = \frac{-12\pi S}{(1-\varepsilon^2)^{3/2}}\left[\frac{2\varepsilon^2(1-\varepsilon^2)^{1/2}}{2+\varepsilon^2}\left(1 - \frac{2\phi'}{\overline{\omega}_r}\right) + \frac{\varepsilon'}{\overline{\omega}_r}\left(\pi - \frac{16}{\pi(2+\varepsilon^2)}\right)\right] + 2\cos\phi, \tag{5a}$$

e

$$\varepsilon\phi'' + 2\varepsilon'\phi' = \frac{12\pi S\varepsilon}{(2+\varepsilon^2)(1-\varepsilon^2)}\left[\pi\left(1 - \frac{2\phi'}{\overline{\omega}_r}\right)(1-\varepsilon^2)^{1/2} + \frac{4\varepsilon'}{\overline{\omega}_r}\right] - 2\sin\phi. \tag{5b}$$

3. RAMOS DE SOLUÇÕES PERIÓDICAS

Para determinar ramos de soluções (estacionárias e periódicas) de (5) em função do parâmetro $\overline{\omega}_r$, via métodos de continuação, deve-se reescrever o sistema em equações de primeira ordem. O interesse é buscar soluções periódicas de freqüência orbital desconhecida e as seguintes modificações em (5) devem ser realizadas. As soluções periódicas devem satisfazer:

$$T = 2\pi/\bar{\omega}, \qquad \begin{aligned} \varepsilon(0) &= \varepsilon(T), & \phi(0) &= \phi(T), \\ \varepsilon'(0) &= \varepsilon'(T), & \phi'(0) &= \phi'(T), \end{aligned} \tag{6}$$

Em (6) o comprimento do intervalo varia com a freqüência. Isto pode ser evitado com uma transformação para o intervalo unitário, $0 \le \bar{\bar{t}} \le 1$, fazendo

$$T\bar{\bar{t}} = \bar{t}, \qquad \begin{aligned} y_1(\bar{\bar{t}}) &\equiv \varepsilon(\bar{t}), & y_3(\bar{\bar{t}}) &\equiv \phi(\bar{t}), \\ y_2(\bar{\bar{t}}) &\equiv \varepsilon'(\bar{t}), & y_4(\bar{\bar{t}}) &\equiv \phi'(\bar{t}). \end{aligned} \tag{7}$$

Isso leva ao seguinte problema do valor de contorno em dois pontos

$$y_i' = f_i, \qquad i = 1,\ldots,6, \tag{8a}$$

com as seguintes condições de contorno

$$\begin{aligned} r_1 &= y_1(0) - y_1(1) = 0, & r_5 &= y_2(0) = 0, \\ r_2 &= y_2(0) - y_2(1) = 0, & & \\ r_3 &= y_3(0) - y_3(1) = 0, & r_6 &= \begin{cases} y_5(0) - \bar{\omega}_r^* = 0, \\ y_6(0) - \bar{\omega}^* = 0, \\ y_1(0) - \varepsilon^* = 0, \end{cases} \\ r_4 &= y_4(0) - y_4(1) = 0, & & \end{aligned} \tag{8b}$$

onde $' \equiv d/d\bar{\bar{t}}$ e as funções f_i são dadas em (10a).

Pretendendo-se calcular a solução de (5), para um dado valor $\bar{\omega}_r = \bar{\omega}_r^*$, deve-se resolver (8) com a primeira condição de contorno de r_6. O valor de $\bar{\omega}$ será dado por $\bar{\omega} = y_6$. Para calcular a solução de (5), para um prescrito valor $\bar{\omega} = \bar{\omega}^*$, deve-se resolver (8) com a segunda condição de contorno de r_6. O valor de $\bar{\omega}_r$ será dado por $\bar{\omega}_r = y_5$. Finalmente, para calcular a solução de (5), para um prescrito valor $\varepsilon = \varepsilon^*$, deve-se resolver (8) com a terceira condição de contorno de r_6. O valor de $\bar{\omega}_r$ será dado por $\bar{\omega}_r = y_5$ e o valor de $\bar{\omega}$ por $\bar{\omega} = y_6$.

Uma alteração em (8) é conveniente quando se deseja calcular ciclos limite próximos de um ponto de bifurcação. Isto é feito com a introdução de um incremento (amplitude) que é prescrita por uma condição de contorno. O novo problema de valor de contorno a ser resolvido para calcular órbitas periódicas é o seguinte

$$\begin{aligned} y_i' &= f_i, \qquad i = 1,\ldots,6, \\ y_7' &= f_1, && \text{para } \bar{\bar{t}} < \bar{\bar{t}}_c, \\ y_7' &= 0, && \text{para } \bar{\bar{t}} \ge \bar{\bar{t}}_c, \end{aligned} \tag{9a}$$

onde as funções f_i são dadas em (10a) e as condições de contorno em (9b).

$$\begin{aligned} r_1 &= y_1(0) - y_1(1) = 0, & r_5 &= y_2(0) = 0, \\ r_2 &= y_2(0) - y_2(1) = 0, & r_6 &= y_1(0) - y_7(0) = 0, \\ r_3 &= y_3(0) - y_3(1) = 0, & r_7 &= y_1(0) - y_7(1) - A = 0. \\ r_4 &= y_4(0) - y_4(1) = 0, & & \end{aligned} \tag{9b}$$

Cada solução de (9) para $A \neq 0$ é uma solução periódica de (5). A questão agora é determinar os valores de A a serem adotados. Tendo em vista que o procedimento (9) deve ser pensado como uma forma de transição de soluções estacionárias para soluções periódicas, para os fins deste trabalho o valor $A = 0.05$ foi utilizado satisfatoriamente para obter a "primeira" solução periódica e, a partir de então, o restante do ramo periódico foi obtido resolvendo (8).

4. PONTOS DE BIFURCAÇÃO DE HOPF (1942)

A estrutura das soluções de muitos problemas descritos por edo's não lineares pode se alterar de uma forma dramática em certos pontos críticos do parâmetro chamados *pontos de bifurcação*. Um ponto de bifurcação de Hopf (ou um ponto de bifurcação complexo) é um ponto crítico onde soluções periódicas brotam de soluções estacionárias, com amplitudes que, partindo da amplitude *nula* no ponto de bifurcação, crescem a medida que o parâmetro aumenta (bifurcação *supercrítica*) ou diminui (bifurcação *subcrítica*). Um ponto crítico é calculado resolvendo (5) e sua linearização simultaneamente. O sistema de cálculo de pontos de bifurcação e as condições de contorno são dados a seguir (Ricci, 1997).

$$
\begin{aligned}
y_1' &= f_1 = \frac{2\pi}{y_6} y_2, \\
y_2' &= f_2 = \frac{2\pi}{y_6}\left[y_1 y_4^2 + 12S\left(\frac{16 - \pi^2\left(2 + y_1^2\right)}{y_5\left(1 - y_1^2\right)^{3/2}\left(2 + y_1^2\right)} y_2 - \frac{2\pi y_1^2}{\left(2 + y_1^2\right)\left(1 - y_1^2\right)}\left(1 - \frac{2y_4}{y_5}\right)\right) + 2\cos y_3 \right], \\
y_3' &= f_3 = \frac{2\pi}{y_6} y_4, \\
y_4' &= f_4 = \frac{2\pi}{y_6}\left[\frac{12\pi^2 S}{\left(1 - y_1^2\right)^{1/2}\left(2 + y_1^2\right)}\left(1 - \frac{2y_4}{y_5}\right) + \frac{48\pi S y_2}{y_5\left(2 + y_1^2\right)\left(1 - y_1^2\right)} - \frac{2}{y_1}\left(y_2 y_4 + \sin y_3\right) \right], \\
y_5' &= f_5 = 0 \qquad \left(y_5 \equiv \overline{\omega}_r\right), \\
y_6' &= f_6 = 0 \qquad \left(y_6 \equiv \overline{\omega}\right), \\
y_7' &= f_7 = \frac{\partial f_1}{\partial y_2} y_8, \\
y_8' &= f_8 = \frac{\partial f_2}{\partial y_1} y_7 + \frac{\partial f_2}{\partial y_2} y_8 + \frac{\partial f_2}{\partial y_3} y_9 + \frac{\partial f_2}{\partial y_4} y_{10}, \\
y_9' &= f_9 = \frac{\partial f_3}{\partial y_4} y_{10}, \\
y_{10}' &= f_{10} = \frac{\partial f_4}{\partial y_1} y_7 + \frac{\partial f_4}{\partial y_2} y_8 + \frac{\partial f_4}{\partial y_3} y_9 + \frac{\partial f_4}{\partial y_4} y_{10},
\end{aligned}
\tag{10a}
$$

$$
\begin{aligned}
r_1 &= y_1(0) - y_1(1) = 0, & r_6 &= y_8(0) - y_8(1) = 0, \\
r_2 &= y_2(0) - y_2(1) = 0, & r_7 &= y_9(0) - y_9(1) = 0, \\
r_3 &= y_3(0) - y_3(1) = 0, & r_8 &= y_{10}(0) - y_{10}(1) = 0, \\
r_4 &= y_4(0) - y_4(1) = 0, & r_9 &= y_8(0) = 0, \\
r_5 &= y_7(0) - y_7(1) = 0, & r_{10} &= y_7(0) - 1 = 0.
\end{aligned}
\tag{10b}
$$

5. RESULTADOS E CONCLUSÕES

Pressupondo que a geometria, o carregamento e o lubrificante não se alterem numa determinada aplicação, dependendo da velocidade angular do rotor, a grosso modo, os seguintes comportamentos qualitativos foram observados. O centro do rotor em regime permanente a) tende para uma solução estacionária (ε_0,ϕ_0) para baixos valores de $\overline{\omega}_r$; b) oscila numa órbita fechada para valores médios de $\overline{\omega}_r$; c) oscila em direção ao choque com o anel externo para altos valores de $\overline{\omega}_r$.

Então, para alguma velocidade crítica, $\overline{\omega}_{rc}$, o rotor começa adquirir movimentos oscilatórios com uma dada freqüência desconhecida e a seguinte estratégia foi utilizada na obtenção dos resultados: Fixado um valor de $S(\varepsilon_0)$ o ponto de bifurcação complexo de (5) foi obtido, facilmente, resolvendo (10) para um valor estimado da freqüência $\overline{\omega}$. A primeira solução periódica foi obtida resolvendo (9) para $A = 0.05$ e, a partir de então, o restante do ramo periódico foi obtido, num processo de continuação, resolvendo (8) com $r_6 = y_5(0) - \overline{\omega}_r^*$. Para cada valor da velocidade um TPBVP ("*Two Point Boundary Value Problem*") é resolvido e, portanto, centenas de TPBVP's são resolvidos para se determinar um ramo de soluções. A rotina SOLVER foi desenvolvida para resolver um TPBVP através do método dos múltiplos tiros (Ricci, 1997).

O espaço de parâmetros do problema consiste de uma estreita faixa no semi-plano direito do plano $(\varepsilon_0,\overline{\omega}_r)$ com $0 \le \varepsilon_0 < 1$. Neste espaço há uma curva formada por pontos de bifurcação de Hopf, i.e., $\overline{\omega}_{rc}(\varepsilon_0)$, e esta curva pode ser dividida em três sub-regiões de comportamento distintos. A primeira (terceira) sub-região compreende $0 \le \varepsilon_0 < 0.15$ $(0.72 < \varepsilon_0 < 0.79)$ onde a curva $\overline{\omega}_{rc}(\varepsilon_0)$ é constituída de *pontos de bifurcação complexos subcríticos*. Ou seja, para valores de $\overline{\omega}_r$ um pouco abaixo de $\overline{\omega}_{rc}$ ocorrem órbitas periódicas instáveis. As figs. 2 e 4 mostram o máximo afastamento e a freqüência orbitais, do centro do rotor em relação ao anel externo, para as sub-regiões consideradas.

A segunda sub-região compreende $0.15 < \varepsilon_0 < 0.72$ onde a curva $\overline{\omega}_{rc}(\varepsilon_0)$ é constituída de *pontos de bifurcação complexos supercríticos*. Ou seja, para valores de $\overline{\omega}_r$ um pouco acima de $\overline{\omega}_{rc}$ ocorrem órbitas periódicas estáveis. A fig. 3 mostra o máximo afastamento e a freqüência orbitais para esta sub-região.

Uma quarta sub-região compreende $0.79 < \varepsilon_0 < 1$ onde o mancal é completamente estável para qualquer condição inicial e operacional. A presença desta sub-região atesta a potencialidade dos mancais hidrodinâmicos em suportar carregamentos unidirecionais pesados.

Concluindo, o panorama global das soluções para o mancal hidrodinâmico sob aproximação de Reynolds (mancal longo), sujeito a um carregamento constante e a um modelo simplificado de cavitação (filme-π), foi obtido. Observa-se um rico comportamento com formação de superfícies de órbitas periódicas ao redor do eixo do parâmetro $\overline{\omega}_r$ e a presença concomitante de órbitas estáveis e instáveis para um mesmo valor do parâmetro.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Brindley, J., Elliot, L. & McKay, J.T. The Role of Cavitation in Whirl Instability in a Rotor Bearing: 1. The π-film Model, *ASME J. of Applied Mechanics*, vol. 50, pp.877-885, 1983.

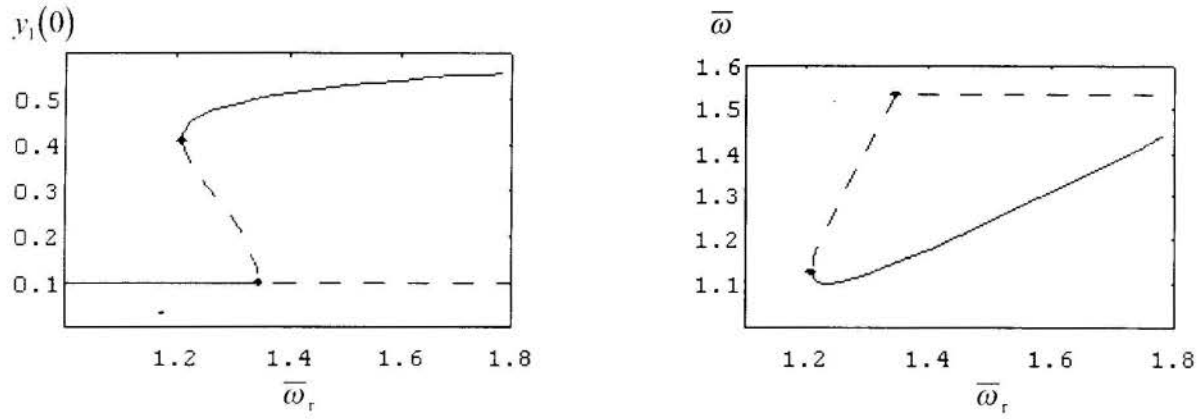


Figura 2: Máxima excentricidade, $y_1(0) = \varepsilon(0)$, e a freqüência, $\overline{\omega}$, das soluções periódicas em função de $\overline{\omega}_r$. $S = 0.33703$, $\phi_0 = 1.5069$, $\varepsilon_0 = 0.1$. Linha cheia (tracejada) representa soluções estáveis (instáveis).

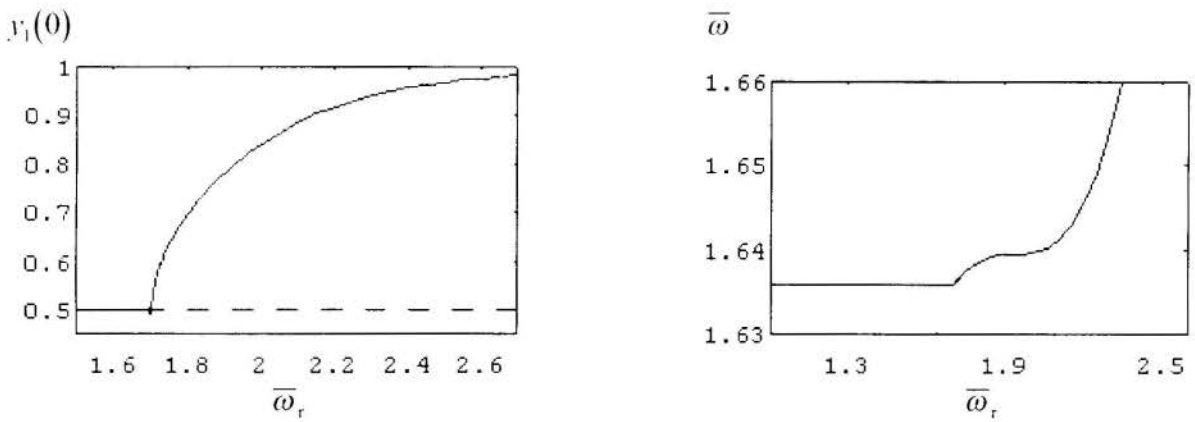


Figura 3: $y_1(0)$ e $\overline{\omega}$ em função de $\overline{\omega}_r$. $S = 0.06177$, $\phi_0 = 1.2186$, $\varepsilon_0 = 0.5$.

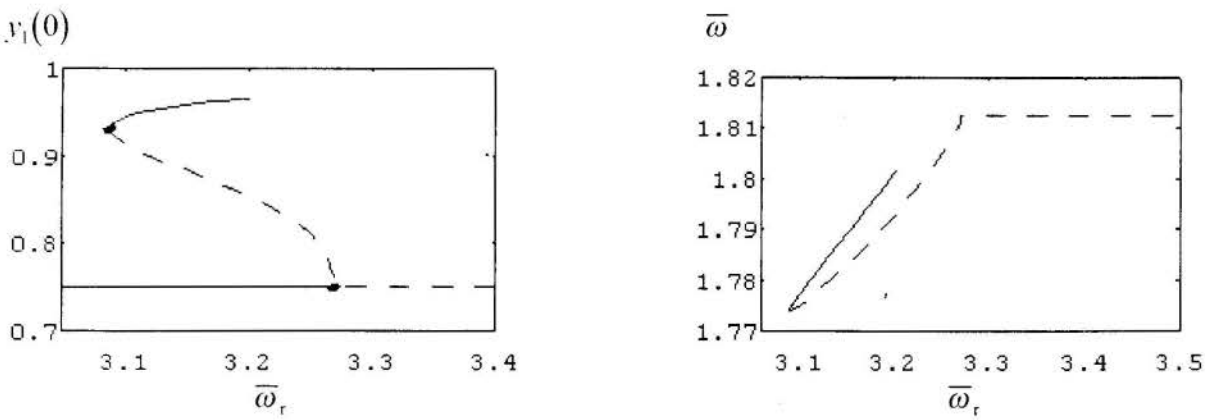


Figura 4: $y_1(0)$ e $\overline{\omega}$ em função de $\overline{\omega}_r$. $S = 0.03094$, $\phi_0 = 0.9455$, $\varepsilon_0 = 0.75$.

Dowson, D. & Taylor, C.M. Cavitation in Bearings, *Annual Review of Fluid Mechanics,* vol. 11, pp.35-66, 1979.

Hamrock, B.J. *Fundamentals of Fluid Film Lubrication*, NASA RP-1255, aug 1991.

Hopf, E. Abzweigung einer periodischen lösung von einer stationären losüng eines differentialsystems, *Bericht der Mathematisch-Physischen Klasse der Sächsischen Akademie der Wissenschaften zu Leipzig*, vol. 94, pp.1-22, 1942.

Ricci, M.C. Aplicação de Métodos Numéricos de Continuação e de Bifurcações ao Problema do Mancal Hidrodinâmico Liso, Longo, Com e Sem a Presença de Cavitação, *Tese de Doutorado em Ciência Espacial/Mecânica Espacial e Controle*, INPE, São José dos Campos, 1997.

Savage, M.D. Cavitation in Lubrication. I. On Boundary Conditions at Fluid-Cavity Interfaces. *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 80, pp.743, 1977.

7. NOTAÇÃO

A amplitude adimensional de órbitas periódicas, $\equiv y_1(0) - y_1(\bar{\bar{t}}_c)$.

c folga radial, $\equiv r_c - r_r$, [m].

e excentricidade do rotor em relação ao anel externo, [m].

F_r, F_t componentes das forças hidrodinâmicas nas direções radial e transversal, [N].

h_f espessura do filme de lubrificante, $\cong c(1+\varepsilon\cos\theta)$, [m].

L comprimento axial do mancal, [m].

M metade da massa do rotor, [Kg].

p distribuição de pressão circunferencial, [Nm^{-2}].

p_o pressão de contorno, [Nm^{-2}].

r_c, r_r raio do anel externo e do rotor, [m].

S número de Sommerfeld, $\equiv 1/\pi\overline{W} = \eta\omega_r L r_r (r_r/c)^2 / \pi W$.

t tempo, [s].

$\bar{t}$ tempo adimensional, $\equiv t(W/2Mc)^{1/2}$.

$\bar{\bar{t}}$ tempo adimensional e normalizado, $0 \le \bar{\bar{t}} \le 1$.

$\bar{\bar{t}}_c$ valor arbitrário mas fixo de $\bar{\bar{t}}$.

W força constante (para um mancal descarregado $W = Mg$), [N].

y, y_k vetor de soluções de um sistema de edo's de 1ª ordem e elementos do vetor y.

ε relação adimensional entre a excentricidade e a folga, $\equiv e/c$.

η viscosidade do lubrificante (considerada constante), [Nsm^{-2}].

θ ângulo medido a partir da máxima folga radial, [rd].

ϕ posição angular absoluta da linha de centros em relação à vertical, [rd].

ω_r velocidade angular absoluta do rotor em torno do seu centro, [rds^{-1}].

$\overline{\omega}$ freqüência orbital adimensional das soluções periódicas.

$\overline{\omega}_r$ velocidade angular adimensional absoluta do rotor, $\equiv \omega_r(2Mc/W)^{1/2}$.

$\equiv$ símbolo de definição.

indices

$\dot{}$ $\equiv d/dt$.

$'$ $\equiv d/d\bar{t}$ ou $\equiv d/d\bar{\bar{t}}$.

$\bar{}$ significa adimensionalidade.

$\cdot$ prescrição de valores iniciais.

$_0$ indica valores estacionários.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB453

CARREGAMENTO DINÂMICO DE MANCAIS RADIAIS COM CAVITAÇÃO DO FILME DE ÓLEO / *DYNAMIC LOADING OF JOURNAL BEARINGS WITH OIL FILM CAVITATION*

EVANDRO DE SOUZA SANTOS
Schulz S. A. - Pesquisa e Desenvolvimento, Rua Dona Francisca 6901 - Distrito Industrial
89219-000 Joinville, SC - E-mail: schulz@netville.com.br

ALVARO TOUBES PRATA
Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina
88040-900 Florianópolis, SC - E-mail: prata@nrva.ufsc.br

Abstract

Hydrodynamic lubrication of journal bearing is governed by the Reynolds equation. The main difficulty in using Reynolds equation resides in the precise determination of the edge or the angular position after which the oil cavitates and starts to flow into a series of streamers. One of the objectives of the present work is to revise and compare some of the numerical algorithms encountered in the open literature to deal with the cavitation phenomena. Emphasis is also placed on selection of the coordinates system used to analyze the problem. Usually the hydrodynamic lubrication problems have been studied based on Reynolds equation referred to a rotating coordinates system where one of the coordinates is coincident with the centerline of the journal bearing. Here, the integration of Reynolds equation is performed with respect to an inertial coordinates system, and this is a novelty. The numerical results were obtained from both static and dynamic loading under conservative and non conservative boundary condition applied to the cavitation front. The Reynolds equation in fixed coordinates system performed well, and the Elrod Algorithm proved to be the most effective method for dynamic loading calculations.

Keywords

Cavitation in bearings, lubrication, dynamic loading, Reynolds equation in fixed coordinates system.
Cavitação, lubrificação, carregamento dinâmico, equação de Reynolds em sitema de coordenadas fixo.

1. INTRODUÇÃO

O estudo de mancais radiais é muito complexo quando fatores como a variação da viscosidade com a temperatura, pressão e taxa de cisalhamento, elasticidade da superfície do mancal, desalinhamento entre eixo e mancal são levados em consideração. A relevância de tais fatores dependem das condições de operação. Uma complicação adicional associada a mancais radiais é a existência de uma região divergente do filme de óleo que resulta na cavitação, uma vez que o lubrificante não suporta pressões negativas de grandes amplitudes. As hipóteses simplificativas e as condições de contorno para esta região são de vital importância para a correta geração de resultados para a análise de mancais hidrodinâmicos.

Muitos trabalhos experimentais foram realizados a fim de se conhecer o fenômeno da cavitação. Dowson (1957) observou bolhas de gás nesta mesma região. Floberg (1961)

indicou que o óleo escorria em estrias após a ruptura do filme de óleo, o que mais tarde foi confirmado por deversos pesquisadores. Seguiram-se então estudos no sentido de determinar as condições de contorno a serem empregadas na solução da equação de Reynolds, equação que fornece o campo de pressão no filme de óleo do mancal. Os principais destaques desses estudos serão citados adiante. Os trabalhos de Jakobsson e Floberg (1957\60\61) e Olsson (1965) em conjunto formaram a teoria JFO. Elrod (1981) incorporou a teoria JFO em um esquema computacional onde se evitam as complexidades de determinação da ruptura do filme de óleo e da sua reforma. Uma outra grande vantagem deste trabalho é o uso de uma única equação em toda região de lubrificação (região de filme de óleo completo e região cavitada). Tal trabalho ficou conhecido como Algoritmo de Elrod.

Em geral a solução da equação de Reynolds é obtida apenas na região onde o filme de óleo é completo, e a região de cavitação do óleo é ignorada. Porém, a determinação precisa da fronteira de cavitação é fundamental para a correta integração da equação de Reynolds. Geralmente são considerados métodos não conservativos como de Gümbel (1921), e a pressão é imposta igual a zero na região de cavitação quando a equação fornece pressão negativa. Tal procedimento viola a lei da conservação da massa.

O presente trabalho visa o uso de condições físicas e matemáticas coerentes aplicando a teoria JFO. Através de um algoritmo específico a região cavitada será incorporada nos cálculos e as fronteiras de ruptura e reforma do filme de óleo serão obtidas naturalmente. Ainda, serão analisados resultados usando-se diferentes condições de contorno, dentre as quais as não conservativas e a de Reynolds. Serão feitos testes com carregamentos estático e dinâmico. Ênfase maior será dada na análise de tempo computacional necessário para a obtenção dos resultados. Tal enfoque visa a determinação de metodologias de cálculo de mancais radiais com baixo tempo computacional. Um novo sistema de coordenadas, fixo no mancal, é adotado e, conseqüentemente, a equação de Reynolds terá que ser deduzida para este novo sistema.

2. FORMULAÇÃO MATEMÁTICA

As figuras 1 e 2 representam o objeto de estudo deste trabalho. A figura 1 representa um sistema eixo-mancal em perspectiva onde o mancal está suportando uma carga W imposta pelo eixo que gira em uma rotação ω. Na figura 2 está representado a projeção do sistema eixo-mancal com seus eixos coordenados e algumas variáveis geométricas. Os pontilhados representam o óleo lubrificante escoando continuamente e a região vazia (sem os pontilhados) representa a região de cavitação do mancal onde o óleo escorre em estrias. Na figura 1, a folga radial entre o eixo e o mancal foi exagerada para facilitar a representação do problema; deve-se ter em mente que esta folga é muito menor do que os diâmetros do eixo e do mancal. A equação que fornece o campo de pressão no filme de óleo é,

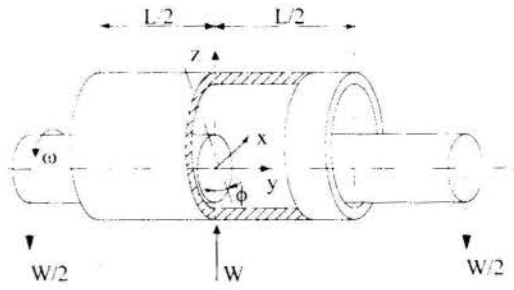


Figura 1 - Mancal radial finito

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{h^3}{12\mu}\frac{\partial p}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\frac{h^3}{12\mu}\frac{\partial p}{\partial y}\right)=\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{Uh}{2}\right)+\omega_h \qquad (1)$$

Usualmente a equação (1) é resolvida em um sistema de coordenadas móvel, representado esquematicamente na figura 2 pelos eixos e_1e_2, pelos ângulos θ, Ψ ϕ e o parâmetro "e". Conforme indicado, o eixo da figura 2 está suportando uma carga W. O sistema de coordenadas é dito móvel devido ao fato do eixo e_1 (linha de centros) mudar de posição a cada instante no caso de carregamento dinâmico. Com isso, todas as referências são móveis no tempo. Isto torna o entendimento global de certas variáveis um tanto complexo. O sistema de coordenadas fixo proposto no presente trabalho é representado pelos eixos xz, pelos ângulos θ_f e γ e parâmetros e_x e e_z. Em um sistema fixo, a equação (1) pode ser escrita conforme Santos (1995) como,

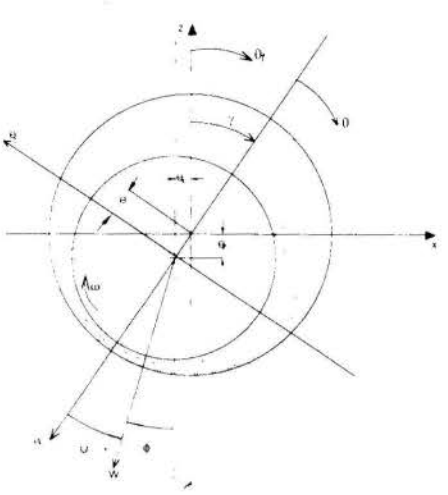


Figura 2 - Sistema de coordenada

$$\frac{\partial^2 P}{\partial \theta_f^2} + \frac{\partial^2 P}{\partial \xi^2} = A(\theta_f)\dot{\varepsilon}_z^* + B(\theta_f)\dot{\varepsilon}_x^* + C(\theta_f)P + D(\theta_f) \qquad (2)$$

onde, P é uma pressão adimensional definida em função dos parâmetros operacionais do mancal e da posição do eixo. As variáveis $\dot{\varepsilon}_x^*$ e $\dot{\varepsilon}_z^*$ representam as componentes adimensionais de velocidade do eixo nas direções x e z, respectivamente, e $A(\theta_f)$, $B(\theta_f)$, $C(\theta_f)$ e $D(\theta_f)$ são grandezas que dependem tanto da posição do eixo como da folga radial. A variável independente ξ é igual a y/R. Expressões para todas as variáveis utilizadas anteriormente se encontram detalhadas em Santos (1995). Conhecidas a posição e a velocidade do eixo, a equação (2) fornece a distribuição de pressão e por conseguinte a força hidrodinâmica atuante no eixo. As equações para a determinação de posição e velocidade do eixo são obtidas a partir de um balanço de forças no eixo, que na forma adimensional se torna,

$$W^* \operatorname{sen}\phi + F_x^* = M^* G\ddot{\varepsilon}_x^* \qquad (3.a)$$

$$W^* \cos\phi + F_z^* + M^* = M^* G\ddot{\varepsilon}_z^* \qquad (3.b)$$

onde,

$$W^* = \frac{c^2 W}{\mu U R^2 L} \quad F_-^* = \frac{c^2 F_-}{\mu U R^2 L} \quad M^* = \frac{c^2 mg}{\mu U R^2 L} \quad G = \frac{\omega^2 c}{g} \quad \ddot{\varepsilon}_-^* = \frac{d^2 \varepsilon_-}{d\tau^2} \qquad (4)$$

As componentes da força hidrodinâmica F_x e F_z são determinadas a partir da integração do campo de pressão do mancal. A solução das equações (3) determina a posição, a velocidade e a aceleração do eixo a cada instante de tempo.

3. CAVITAÇÃO EM MANCAIS RADIAIS

A cavitação é um fenômeno inerente aos mancais radiais devida à existência da cunha divergente que há a partir da posição de folga mínima. Observe-se na figura 2 que para $\theta \geq \pi$ a folga passa a aumentar com θ. O fenômeno da cavitação é a ruptura de uma fase contínua líquida pela presença de gás ou vapor. A maior parte da região divergente da folga possui

pressão constante ou levemente inferior à pressão ambiente. Isto porque o filme lubrificante está aberto para a atmosfera.

A determinação das condições de contorno para a região de cavitação ainda é um problema em aberto. Nas seções subseqüentes algumas das principais condições de contorno em uso serão listadas.

3.1 Condições de Gümbel (ou meio Sommerfeld)

Gümbel (1921) sugeriu que o problema das pressões negativas poderia ser sanado se as pressões negativas fossem consideradas nulas. Em outras palavras, em $\pi \leq \theta \leq 2\pi$ pressão = 0.

Apesar da lei de conservação da massa ser violada com a utilização deste perfil de pressão este método é o mais popular e ainda é bastante usado pois não introduz erros apreciáveis nos parâmetros globais dos mancais.

3.2 Condições de Swift & Stieber (ou Condição de Reynolds)

A condição de Reynolds afirma que na fronteira de cavitação a pressão é a ambiente e que o gradiente de pressão é nulo (ou $\partial p/\partial x = 0$). Uma complicação adicional que surge com a condição de Reynolds é que a localização da linha de ruptura do filme de óleo não é conhecida a priori e deve ser obtida durante a solução do problema.

3.3 Condições de Jacobsson - Floberg

Jacobsson e Floberg (1957) e Floberg (1957, 1960 e 1961) assumiram que na região após a ruptura do óleo, o lubrificante escorria em estrias entre cavidades de ar e que o volume de óleo que se adere à superfície em movimento era desprezível. Ainda, durante condições normais de carregamento a mais baixa pressão possível é a pressão ambiente. Então definiu-se que na fronteira de cavitação $\Theta = 1$ e $\partial p/\partial x = 0$ onde Θ leva em conta o fato de que uma parte da área disponível para o escoamento não é ocupada por óleo. A condição acima sugere que em toda a extensão da interface de ruptura está completamente ocupada por óleo. Tal expressão será utilizada como condição de contorno no algoritmo de Elrod que será deduzido mais adiante.

3.4 Condições de Olsson

Enquanto Jakobsson e Floberg formularam as condições de cavitação para carregamento estático, Olsson (1965) estudou tais condições para carregamento dinâmico de mancais. A formulação de Olsson representa uma extensão para regime não estacionário considerando situações de velocidade de avanço ou recuo da fronteira de cavitação.

3.5 Equação Universal (ou algoritmo de Elrod)

Os estudos e formulações de Jakobsson, Floberg e Olsson são conhecidos por teoria JFO. A seguir a teoria JFO será utilizada na obtenção de uma equação universal que será empregada em toda a região de lubrificação do mancal.

A região de lubrificação em mancais radiais pode ser dividida em duas porções distintas: região de filme de óleo completo e região de cavitação. Na região de filme completo, o escoamento é incompressível e é conduzido pelo gradiente de pressão e pela ação do arraste associado ao movimento do eixo. Nesta região a equação de Reynolds pode ser aplicada para

se obter a distribuição de pressão. Na região de cavitação, pela presença de gás ou vapor, o escoamento é compressível; a pressão é constante e o fluxo é devido somente ao arraste promovido pelo eixo. Neste caso a equação de Reynolds não pode ser aplicada diretamente pois, pela conservação da massa, esta geraria pressões negativas não sustentáveis pelo óleo.

Em muitas aplicações são utilizadas condições de contorno que não satisfazem o princípio da conservação da massa como por exemplo as condições de Gümbel. A teoria JFO preserva a conservação da massa em toda a região de lubrificação e fornece condições de contorno que possibilitam o cálculo da fronteira de cavitação.

Elrod e Adams (1974) introduziram um esquema computacional que incorpora a teoria JFO de uma maneira bastante simples e conveniente. Mais tarde, Elrod (1981) fez algumas modificações na formulação original e determinou uma equação universal, que pode ser utilizada em toda a região de lubrificação. A conservação da massa é assegurada e através de uma mudança de variável, a variável dependente passa a ser a densidade e não mais a pressão. Introduzindo uma densidade adimensional $\Theta = \rho/\rho_c$, pode-se caracterizar duas situações distintas conforme a região em consideração. Na região de filme completo ocorre a compressão do lubrificante e tem-se $\rho > \rho_c$ e $\Theta > 1$. Na região cavitada, apesar da densidade ser constante, o fluido ocupa apenas uma porção do volume. Assim, a variável Θ pode ser interpretada da mesma forma da teoria JFO, ou seja, como um parâmetro de fração de quantidade de filme. Ainda tem-se que nesta região $\Theta < 1$ e que (1 - Θ) representa a fração de vazio. Adimensionalmente, a equação universal se torna,

$$\frac{\partial \Theta \bar{h}}{\partial \bar{t}} + \frac{1}{4\pi}\frac{\partial}{\partial \bar{x}}\left(\Theta \bar{h}\right) = \frac{\bar{\beta}}{48\pi^2}\frac{\partial}{\partial \bar{x}}\left(\bar{h}^3 g \frac{\partial \Theta}{\partial \bar{x}}\right) + \frac{\bar{\beta}}{48(L/D)^2}\frac{\partial}{\partial \bar{y}}\left(\bar{h}^3 g \frac{\partial \Theta}{\partial \bar{y}}\right) \qquad (5)$$

onde $\bar{h} = h/c$, $\bar{x} = x/2\pi R$, $\bar{y} = y/L$, $\bar{t} = \omega t$, $\bar{\beta} = [\beta/(\mu\omega)]/(c/R)^2$ e $\beta = \rho\,\partial p/\partial\rho$ é o módulo volumétrico. A variável g é uma função chave que assume valor de 1 (um) se $\Theta > 1$ e de zero se $\Theta < 1$. Esta é a equação universal com uma única variável dependente, Θ, e que pode ser usada em toda a região de lubrificação. Após a determinação da distribuição de Θ, a pressão pode ser obtida por $p = p_c + g\beta \ln\Theta$

4. METODOLOGIA DE SOLUÇÃO

A solução da equação de Reynolds (2) e da equação universal (5), nas suas formas completas, só pode ser obtida numericamente. No presente trabalho tais equações serão integradas numericamente conforme apresentado por Santos (1995).

Paralelamente à resolução da equação de Reynolds e da equação universal, deve ser obtida a posição e a velocidade do eixo para cada instante de tempo. Para isto faz-se necessário a resolução do sistema de equações diferenciais dado pela equação (3). No presente trabalho tais equações serão resolvidas ou pelo método de Runge-Kutta de quarta ordem (quando a massa do eixo é considerada) ou pelo método da substituição, Prata et al. (1988) e Manke (1991) (quando a massa é desconsiderada).

5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Serão mostrados resultados de simulação utilizando-se a equação de Reynolds para um sistema fixo de coordenadas (2) e a equação universal (5) que origina o algoritmo de Elrod.

Adicionalmente, a metodologia introduzida por Prata & Ferreira (1990) onde uma malha móvel e adaptativa à fronteira de cavitação é utilizada, será abordada comparativamente.

Comparações serão feitas através dos diferentes tipos de condições de contorno de cavitação quais são: condição de Gümbel, malha adaptativa à fronteira (condição de Reynolds), algoritmo de Elrod (teoria JFO), algoritmo de cavitação onde se $p < 0 \rightarrow p = 0$.

Em todas as simulações será empregada a condição de simetria na direção axial

A ênfase maior do presente trabalho está na metodologia numérica para o cálculo de mancais radiais, e não na simulação destes componentes. Desta forma, na apresentação e discussão dos resultados o enfoque será na comparação das metodologias introduzidas anteriomente, e apenas alguns parâmetros associados ao desempenho de mancais serão explorados.

5.1 Carregamento Estático

Os resultados obtidos para carregamento estático são mostrados na tabela 2. Os parâmetros geométricos e operacionais foram: c = 250 μm, D = 0,070 m, L = 0,035 m, μ = 0,01 Pa.s, rot = 3000 rpm e ε = 0,8.

Para a comparação foram utilizados parâmetros globais como a carga adimensional capaz de ser suportada pelo eixo (número de Sommerfeld, $\Delta = c^2 W/\mu U R^2 L$) a relação pressão máxima/carga projetada ($P_{max.}/W_{proj}$) bem como um parâmetro local, α, que é a posição da fronteira de cavitação na simetria do mancal. O tempo computacional foi medido no IBM3090.

Tabela 1 - Resultados de literatura

	Δ (adm)	$P_{max.}/W_{proj}$ (adm)	$\alpha_{simetria}$ (graus)
CAMERON	3,449	3,67	11
PINKUS	3,460	3,72	14

Resultados de literatura dos parâmetros que serão utilizados nas comparações podem ser vistos na tabela 1. Tais valores foram obtidos por Pinkus (1961) e por Cameron (1966) para um mancal finito em que é considerada a cavitação do filme de óleo.

Para cada condição de contorno na fronteira de cavitação, a malha foi variada de uma situação refinada para uma situação grosseira. As tolerâncias de convergência adotadas foram de 10^{-4}.

Tabela 2 - Carregamento estático

	condição de Gümbel				malha adaptativa à fronteira			
Malha	Δ (adm)	$P_{max.}/W_{pro}$ (adm)	$\alpha_{simetria}$ (graus)	Tempo (s)	Δ (adm)	$P_{max.}/W_{pro}$ (adm)	$\alpha_{simetria}$ (graus)	Tempo (s)
90 X 60	3,067	3,834	0	39,37	3,459	3,759	14,00	89,97
60 X 46	3,072	3,824	0	10,92	3,458	3,760	14,03	30,57
30 X 16	3,090	3,806	0	1,65	3,453	3,755	14,16	3,50

	algoritmo de cavitação				algoritmo de Elrod			
Malha	Δ (adm)	$P_{max.}/W_{proj}$ (adm)	$\alpha_{simetria}$ (graus)	Tempo (s)	Δ (adm)	$P_{max.}/W_{proj}$ (adm)	$\alpha_{simetria}$ (graus)	Tempo (s)
90 X 60	3,470	3,655	14,32	14,86	3,430	3,670	14,16	42,46
60 X 46	3,467	3,629	15,52	4,88	3,440	3,631	15,25	15,53
30 X 16	3,438	3,719	19,29	1,75	3,404	3,674	18,62	2,28

Analisando os resultados para a condição de Gümbel observa-se que com a diminuição do número de pontos nodais houve uma grande redução do tempo computacional com erros relativos inferiores a 1%. Os erros relativos foram calculados em relação à malha mais

refinada (90 X 60). No caso para a malha 30 X 16 a redução de tempo computacional foi próximo de 96% e o erro relativo dos parâmetros globais atingiram um máximo de 0,75%.

Também para o caso da malha adaptativa à fronteira de cavitação os resultados dos parâmetros globais forneceram erros percentuais inferiores a 1% para a maioria das malhas utilizadas. O parâmetro local $\alpha_{simetria}$ também sofreu pouca alteração já que o método prioriza o cálculo da fronteira de cavitação. A maior redução de tempo computacional (96%) aliada a erros relativos menores que 1% também foi obtida para uma malha de 30 X 16.

Usando o algoritmo de cavitação onde as pressões negativas são zeradas, os parâmetros globais sofrem poucas alterações com a variação da malha computacional porém o parâmetro local $\alpha_{simetria}$ varia mais intensamente.

O algoritmo de Elrod se mostrou bastante dependente da malha e tanto os parâmetros globais como o local variaram intensamente.

Tempo computacional reduzido aliado a bons resultados em relação a malha refinada foi obtido com a condição de Gümbel e com a malha adaptativa à fronteira. Porém sabe-se que na condição de Gümbel há um erro devido ao fato de não se considerar que existe filme de óleo que sustenta carga depois da posição $\theta = \pi$. Isto pode ser verificado pelos baixos valores do número de Sommerfeld. Para carregamento estático, a condição da malha adaptativa à fronteira fornece bons resultados com baixo tempo computacional indicando ser esta a melhor opção para a simulação de mancais radiais, conforme relatado por Prata & Ferreira (1990).

Comparando os dados de literatura (tabela 1) com os valores dos parâmetros globais (Δ e $P_{max.}/W_{proj}$) obtidos para cada condição de contorno e considerando a malha 90X60 observa-se boa concordância de resultados. Exceção se verifica com a condição de Gümbel, que apresenta erros mais elevados.

5.2 Carregamento Dinâmico

A seguir um caso de carregamento dinâmico será explorado com o intuito de validar as metodologias utilizadas. Para tal deve-se notar que no carregamento dinâmico de uma máquina alternativa o eixo descreve uma trajetória periódica,uma vez que para cada instante de tempo uma carga de intensidade e direção distinta atua no eixo.

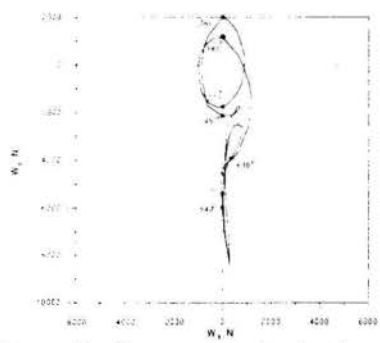


Figura 3 - Carregamento de Jones

Um carregamento que é tradicionalmente usado para a validação de modelos de simulação de mancais submetidos a carregamentos alternativos é apresentado em Jones (1982). O carregamento mostrado atua no mancal principal intermediário de um motor a gasolina, de 4 tempos, 1,8 litros e 4 cilindros, e é apresentado na figura 3. A malha utilizada foi de 60 X 10 nas direções circunferencial e axial, respectivamente, e o intervalo de tempo adimensional utilizado foi de $8{,}7266.10^{-3}$. Observou-se que apesar da grande complexidade do carregamento, as quatro metodologias foram capazes de reproduzir a órbita do eixo conforme exemplo que pode ser visto na figura 4. Os parâmetros geométricos e operacionais que foram utilizados são: c = 56 μm, L = 0,0185 m, D = 0,054m, rot = 4000 rpm e μ = 0,007 Pa.s.

Os tempos computacionais obtidos em uma estação de trabalho Sun Sparc 10, Processador Modelo 51 foram os seguintes:

Algoritmo da cavitação = 2h 11m 26s
Condição de Gümbel = 1h 31m 16s
Malha adaptativa = 2h 41m 37s
Algoritmo de Elrod = 30m 32s

O algoritmo de Elrod foi o que consumiu o menor tempo computacional. Este bom desempenho do algoritmo de Elrod está bastante associado ao uso de coeficientes de sub-relaxação para a trajetória mais elevados (0,04) que aqueles utilizados pelos outros métodos (inferior a 0,01).

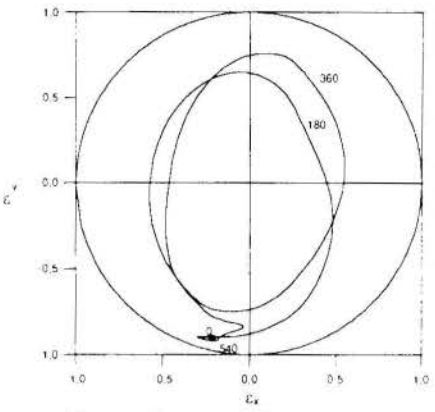


Figura 4 - Trajetória de Jones

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

CAMERON, A. *The Principles of Lubrication*, Longman Green, London, 1966.

DOWSON, D. Cavitation in Lubricating Films Supporting Small Loads, *Proceedings of Institution of Mechanical Engineers,Conference of Lubrication and Wear*, pp. 93-99, 1957.

ELROD, JR., H.G. A Cavitation Algorithm, *ASME Journal of Lubrication Technology*, Vol. 103, pp. 350-354, 1981.

ELROD, JR., H.G and ADAMS, M. L. A Computer Program for Cavitation and Starvation Problems, *Cavitation and Related Phenomena in Lubrication*, Mechanical Engineering Publications, New York, pp. 37-41, 1974.

FLOBERG, L. Infinite Journal Bearing Considering Vaporization, *Transaction of Chalmers University of Technology*, Guthenberg, Sweden, Vol. 189, 1957.

FLOBERG, L. Two Groove Journal Bearing Considering Vaporization, *Transaction of Chalmers University of Technology*, Guthenberg, Sweden, Vol. 232, 1960.

FLOBERG, L. Experimental Investigation of Cavitation Regions in Journal Bearings, *Transaction of Chalmers University of Technology*, Guthenberg, Sweden, Vol. 238, 1961.

GÜMBEL, L. K. R., *Verleich der Ergebrusse der Rectinerischen Behandling des Lagerschmierangsproblem mir Neueren Veisuchsegebrussen*, Monatsbl. Berliner Bez. Ver. Dtsch. ing., pp. 125-128, 1921.

JONES, G. J. Crankshaft Bearings: Oil Film History, *Proceedings of the 9th Leeds - Lyon Tribology Symposium*, pp. 83-88,1982.

JAKOBSSON, B. O., and Floberg, L., The Finite Journal Bearing Considering Vaporization, *Transaction of Chalmers University of Technology*, Guthenberg, Sweden, Vol. 190, 1957.

MANKE, A.L. *Uma Metodologia de Cálculo para a Simulação de Mancais Radiais Submetidos a Carregamento Dinâmico*, Dissertação de Mestrado, UFSC, 1991.

OLSSON, K.O. Cavitation in Dynamically Loaded Bearing, *Transaction of Chalmers University of Technology*, Guthenberg, Sweden, Vol. 308, 1965.

PINKUS, O. & STERNLICHT, B. *Theory of Hydrodynamic Lubrication*, McGraw-Hill Book Co., New York, 1961.

PRATA, A. T., FERREIRA, R. T. S., LILIE, D. E. B. & BORTOLI, M. G. D. Dynamically Loaded Journal Bearing - Finite Volume Method Analysis, *Proceedings of the International Compressor Enginneering Conference*, West Lafayette, USA, Vol.I, pp. 34-41, 1988.

PRATA, A. T. & FERREIRA, R. T. S The Accuracy of Short Bearing Theory in Presence of Cavitation, *ASME Journal of Tribology*, Vol. 112, pp. 650-654, 1990.

SANTOS, E. S. *Carregamento Dinâmico de Mancais Radiais com Cavitação do Filme de Óleo*, Dissertação de Mestrado, UFSC, 1995.

UNESP

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB477

APLICAÇÃO DE FERRAMENTAS COMPUTACIONAIS NO DESENVOLVIMENTO DE PROGRAMAS DIDÁTICOS PARA PROJETO DE EIXOS/ *APLICATION OF COMPUTATIONAL METHODS TO THE DEVELOPMENT OF DIDACTIC PROGRAMS FOR SHAFT DESIGN*

Fabio T. Peggau Jacon & Katia Lucchesi Cavalca
Departamento de Projeto Mecânico - Faculdade de Engenharia Mecânica - UNICAMP
Caixa postal 6051 - CEP 13083-970 - Campinas, SP, Brasil - E-mail: katia@fem.unicamp.br

Abstract

The main purpose of this work is to modernize the project of rotating machineryng, by the development of a computational code including the calculation procedures adopted in the design of these components, considering, however, its dynamical behaviour as a fundamental part of a rotating machine.

Keywords

Funções de Singularidade, Concentração de Tensões, Resistência à Fadiga, Projeto de Eixos, Deflexões, Velocidades Críticas. / Singularity Functions, Stress Concentration, Fatigue Resistance, Shaft Design, Deflection, Critical Speeds

1. INTRODUÇÃO

O presente projeto propõe o desenvolvimento de um programa didático em Visual Basic 3.0 , ambiente Microsoft Windows, enfocando os procedimentos de cálculo adotados no projeto e dimensionamento de eixos rotativos, considerando seu comportamento dinâmico como influência fundamental na resposta vibracional de uma máquina rotativa.

O projeto e dimensionamento do componente, anterior a sua integração como parte do conjunto de uma máquina rotativa é feito em um programa desenvolvido em Visual Basic, de interface interativa com o usuário, que modela um eixo apresentado com os devidos carregamentos, geometria e posição dos mancais através de funções de singularidade. Este modelo, ao analisar tanto a condição estática quanto dinâmica, fornece respostas ao usuário quanto as deflexões do eixo, esforços, estado de tensões e geometria final. Tendo em vista que o objetivo desse programa é o de ser usado em disciplinas de Projeto Mecânico, o mesmo não somente deverá ser capaz de dimensionar um eixo obedecendo critérios de falha por fadiga e critérios de solicitação por estado multiaxial de tensão, mas também apresentar uma interface didática e simplificada.

O processo de dimensionamento consiste em, para uma dada condição de operaç específica fornecida pelo usuário (carregamento, torque, velocidade e posição dos mancais a partir dos resultados de esforços e solicitações (principalmente esforços de flexão, obtid pela análise através de funções de singularidade) estabelecer a análise de concentrações tensão nos pontos críticos do eixo (rasgos de chaveta ou de anéis) e a análise de solicitaç por fadiga, para posteriormente fornecer como resposta um perfil geométrico para o eixo acordo com as necessidades de projeto. Limitações de deflexão máxima admissível, fator segurança inadequado ou valores de velocidade crítica inadmissível serão contemplados e um processo posterior de otimização do perfil em função de tais parâmetros.

2. MODELO MATEMÁTICO

O modelo matemático a ser usado na análise de solicitações de um eixo rotativo é das equações diferenciais de viga, já que o eixo apresenta um estado combinado de tensões flexão e de torção. Essa equação estabelece a relação entre os esforços atuantes no element o carregamento atuante através da integração da equação diferencial de viga em flexão (Pop *et al.*, 1990) dada por:

$$\frac{q}{E.I} = \frac{d^4 y}{dx^4} \qquad (1)$$

que, ao ser integrada quatro vezes, fornece os valores de esforço cortante, momento fletor, deflexão angular e deflexão linear, nesta ordem.

Faz-se assim necessário uma equação para o carregamento em função do comprimento x do eixo, da magnitude das cargas e do ponto de aplicação das mesmas. As cargas são modeladas a partir das funções de singularidade (Crandall *et al.*, 1959), família de funções originadas das Funções de Heaviside, Delta de Dirac e suas derivadas, funções estas que representam graficamente os casos possíveis de carregamento em uma viga. Esta função é definida como:

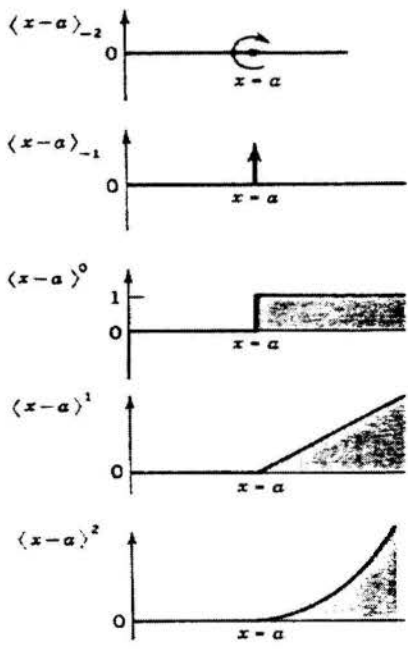


Figura 1- Família de Funções c Singularidade

$$\langle x-a\rangle^n = 0 \quad \text{, para } 0 < x < a \qquad (2)$$

$$\langle x-a\rangle^n = (x-a)^n \text{, para } x > a \qquad (3)$$

e sua integração é definida por:

$$\int_0^L \langle x-a\rangle^n dx = \langle x-a\rangle^{n+1} \quad \text{, para } n < 0 \qquad (4)$$

$$\int_0^L \langle x-a\rangle^n dx = \frac{\langle x-a\rangle^{n+1}}{n+1} \quad \text{, para } n \geq 0 \qquad (5)$$

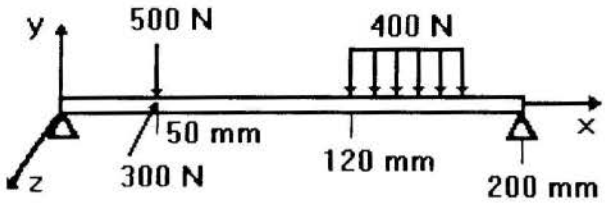


Figura 2 - Modelo de Eixo com Carregamento

Desta forma, tem-se para o modelo da figura 1 uma expressão para o carregamento em função do comprimento x do eixo, da magnitude das cargas e do ponto de aplicação das cargas. Para o modelo de eixo da figura 2, a equação do carregamento será:

$$q(x) = -500 * < X - 50 >^{-1} -300 * < X - 50 >^{-1} - 400 * < X - 120 >^{0} \qquad (6)$$

A partir da integração dessa equação e aplicação das condições de contorno (esforço cortante e do momento fletor nas extremidades) e condições de restrição (deflexão linear nas coordenadas dos mancais), é possível obter as equações que fornecem a distribuição de esforço cortante e momento fletor e as equações de variação da deflexão do eixo. A partir desse ponto inicia-se a análise de tensão do eixo.

As regiões críticas, no que diz respeito à concentração de tensões em um eixo, correspondem a locais com cantos-vivos ou variação abrupta de geometria. No caso, considera-se no programa que a concentração mais crítica se dá nos rasgos de chaveta do eixo. Desta forma, um fator de correção devido ao esforço por concentração de tensão é aplicado no dimensionamento do eixo. A equação que fornece esse fator (Juvinall *et al.*, 1991) é dada por :

$$Kf = 1 + \frac{(Kt - 1)}{1 + \frac{\sqrt{a}}{\sqrt{r}}} \qquad (7)$$

onde Kt é o fator de concentração de tensão obtido a partir da curva apresentada na figura 3 e $\sqrt{a}$ corresponde a uma propriedade do material relativa ao limite de resistência à ruptura (Norton *et al.*, 1996), apresentado na tabela 1 e r corresponde ao raio de arredondamento do entalhe.

Tabela 1 - Fator $\sqrt{a}$ para alguns materiais

$\sqrt{a}$	Sut (MPa)
0.118	379
0.080	552
0.070	621
0.039	965

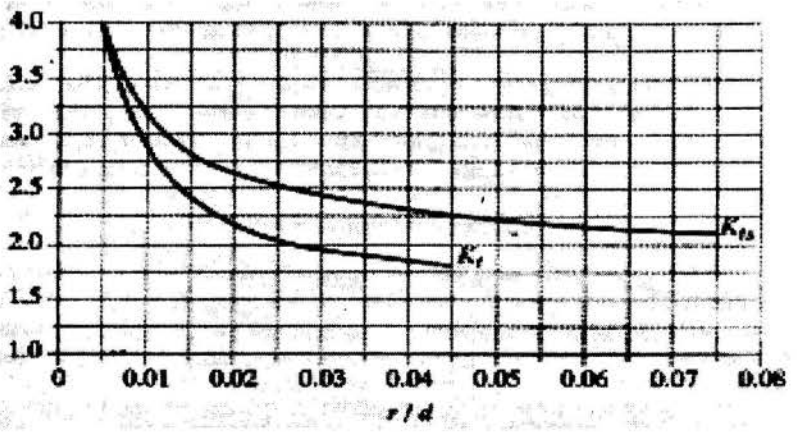


Figura 3 - Fator de Concentração de Tensão em Rasgos para Chaveta

A análise da solicitação por fadiga do eixo é feita também em função de um fator de correção no dimensionamento do eixo. A resistência à fadiga, obtida através de testes de fadiga padronizados, deve ser adequada às diferenças físicas existentes entre o ambiente de teste e o elemento real a ser projetado. Os principais fatores a serem considerados, para a correção ou adequação deste parâmetro, são efeitos de carregamento aplicado, tamanho, acabamento superficial, temperatura e confiabilidade. A partir de tais fatores, define-se a resistência à fadiga corrigida como (Norton *et al.*, 1996) :

$$Sf = \frac{\text{Ccarga} * \text{Ctamanho} * \text{C superf} * \text{C temp} * \text{Cconf} * \text{Sut}}{2} \qquad (8)$$

Assim, para um caso de flexão totalmente reversa e torção constante, a equação obtida a partir da análise de tensões para o dimensionamento de um eixo submetido a esse tipo de esforço é obtido por (Norton *et al.*, 1996) :

$$d = \left\{ \frac{32 * Nf}{\pi} * \left[\left(Kf * \frac{Ma}{Se} \right)^2 + \frac{3}{4} * \left(\frac{Tm}{Sy} \right)^2 \right] \right\}^{\frac{1}{3}} \qquad (9)$$

onde Ma corresponde à componente alternada máxima de momento fletor e Tm à componente média de torque transmitido.

3. RESULTADOS OBTIDOS

Na tela de dados de entrada (figura 4), o usuário fornece as características de montagem e funcionamento do sistema, as propriedades relativas ao material, tipo de acabamento superficial entre outras sobre o eixo. Esses dados podem também ser escolhidos dentre uma série de dados apresentados como mais comuns em sistemas rotativos (opções de material, acabamento e confiabilidade). Esses dados serão usados tanto na determinação dos esforços como também nos fatores de correção para fadiga, usados na equação de diâmetro do eixo.

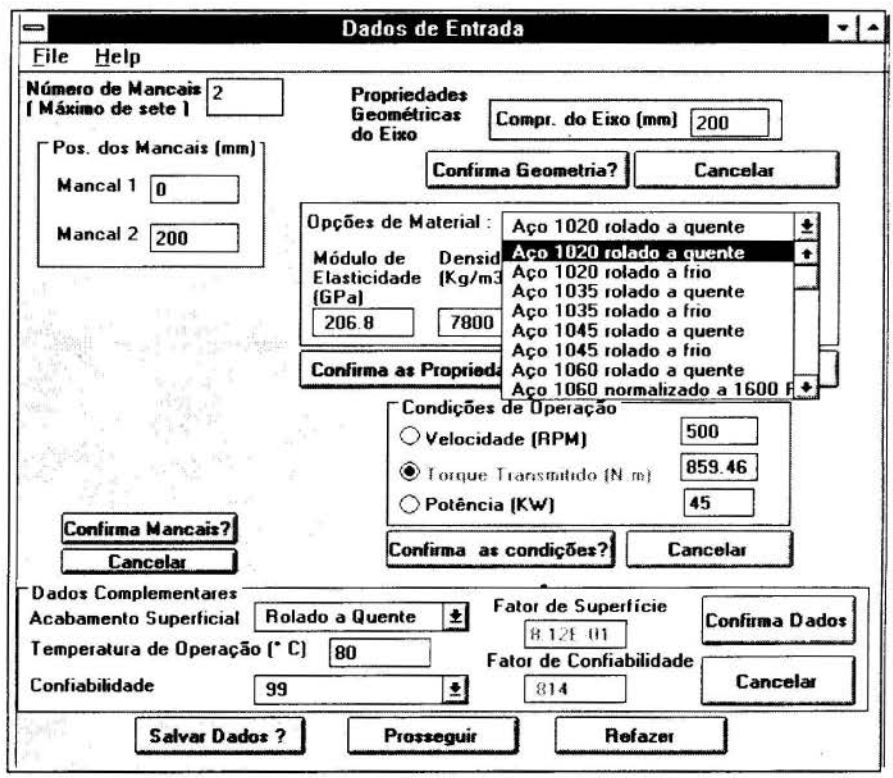


Figura 4. Tela de Dados de Entrada

A tela de carregamentos (figura 5) corresponde à entrada das solicitações do eixo. O eixo apresentado corresponde ao modelo da figura 2.

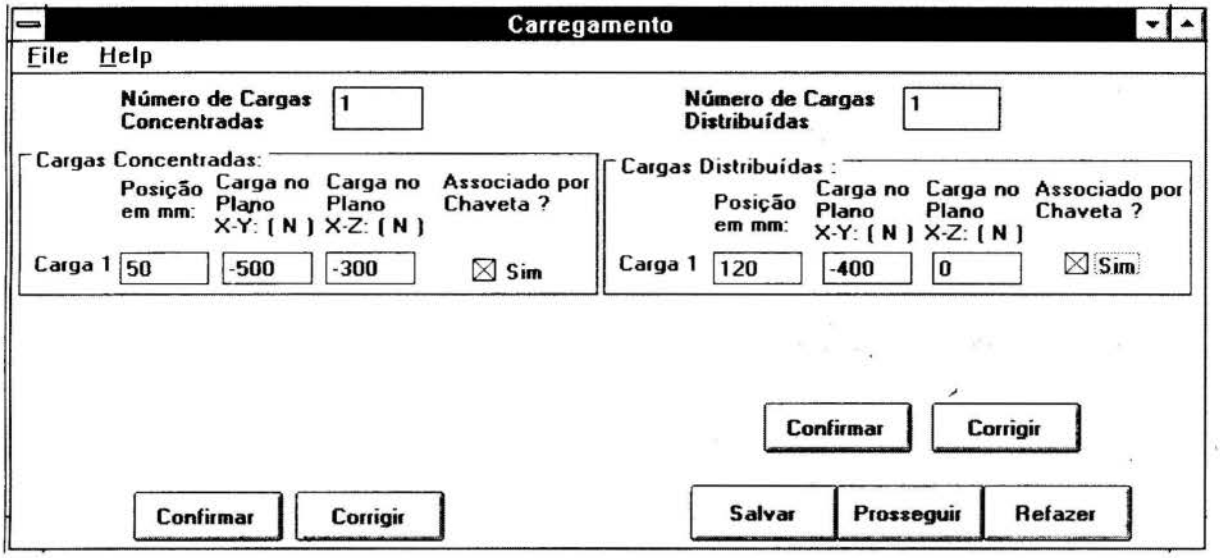


Figura 5 -Tela de Carregamentos

Carregamentos concentrados correspondem a elementos associados que apresentem dimensões pequenas quando comparadas com o comprimento total do eixo (engrenagens e polias, por exemplo). Nos carregamentos distribuídos, o usuário entra tanto com o valor nominal da carga como também o valor da coordenada inicial do carregamento. Esforços axiais e de torção não são considerados no modelo, já que o eixo está sendo dimensionado para solicitações de torque constante e momentos de flexão alternados, considerados, em primeira análise, como caso crítico de solicitação.

No equacionamento do sistema (figura 6), a tela apresenta todas as condições de contorno relativas ao esforço cortante, momento fletor e deflexões lineares. Apresenta também a matriz de coeficientes obtidas a partir da integração da equação de carregamento do sistema e substituição das condições de contorno nessa equação. Ao resolver esse sistema linear pelo método de eliminação de Gauss, são apresentados os valores das reações nos mancais e das constantes de integração.

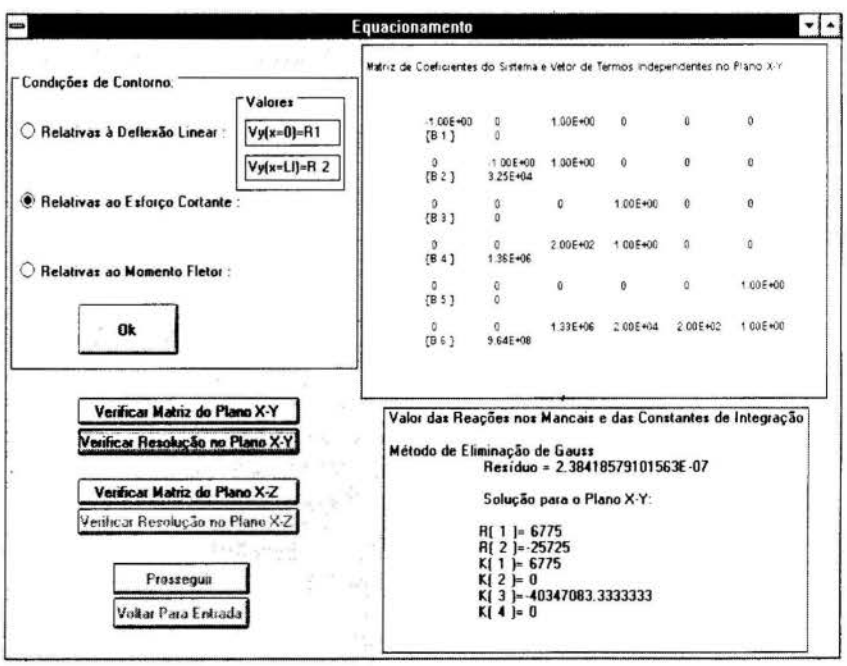


Figura 6 - Tela de Equacionamento

A partir dos resultados obtidos no equacionamento do sistema (figura 7), é possível obter a distribuição de flexão e cisalhamento ao longo do eixo. Na tela de solicitações do eixo, o usuário pode obter o valor do esforço cortante e momento fletor para qualquer ponto do eixo e os respectivos diagramas, permitindo com isso uma visualização da solicitação do sistema. A figura 7 apresenta os diagramas para as solicitações no plano X-Y e os valores de cisalhamento e flexão para a coordenada do eixo que sofre maior solicitação .

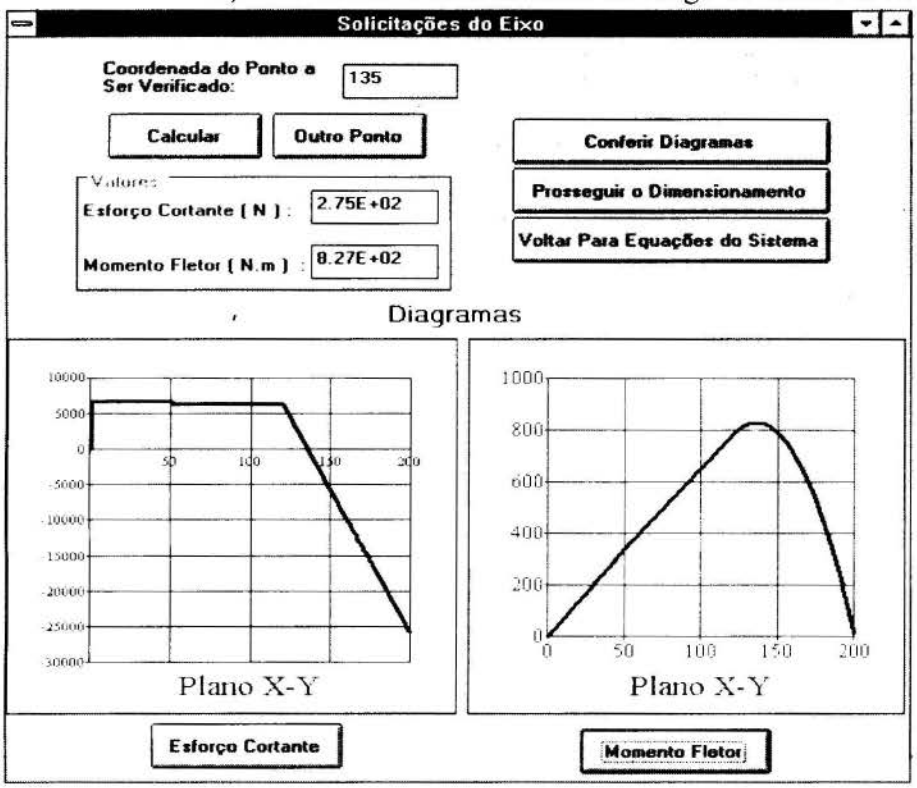


Figura 7 - Tela de solicitações do Eixo

A ultima tela (figura 8) corresponde ao dimensionamento efetivo do eixo. Tendo em vista que o valor do diâmetro é a incógnita do sistema, o processo de cálculo segue passos de iteração que vão aproximando o valor do diâmetro para o valor nominal. O valor inicial de diâmetro é obtido pelo dimensionamento para a situação mais crítica de solicitação por fadiga e por concentração de tensão, resultando disso um valor superdimensionado para o diâmetro do eixo. Nas sucessivas iterações, os fatores de fadiga e concentração de tensão vão sendo corrigidos e resultando em um valor final para o diâmetro do eixo. Na tabela 2 são apresentados os valores para a concentração de tensão e diâmetro do eixo nas sucessivas interações.

Tabela 2 - Variação do Diâmetro nas Interações

Interação	Concentração de Tensão	Diâmetro do Eixo (mm)
1	4.0	25.9007
2	3.02156	23.8796
3	3.01594	23.7331
4	3.01546	23.7187
5	3.01543	23.7186

A interação é interrompida no momento que a diferença entre o valor de diâmetro da última interação e da interação anterior for menor ou igual a 10^{-4}. Na figura 8, tem-se os valores de correção para a fadiga e os valores mais significativos no cálculo do diâmetro. O fator de segurança usado no cálculo do diâmetro será um dado de entrada para o cálculo.

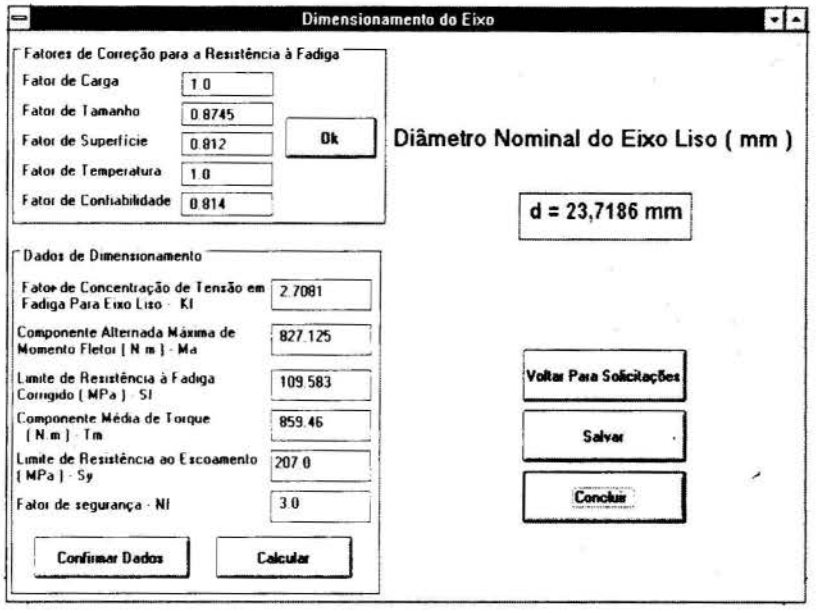


Figura 8 - Dimensionamento do Eixo

4. CONCLUSÕES

O uso das funções de singularidade na análise de eixos apresenta a vantagem de se poder implementar computacionalmente uma forma geral de equacionamento deste elemento. Isto porque o uso da função de singularidade permite que a análise do eixo, para qualquer tipo de carregamento, seja feita através da análise da distribuição dos esforços, sem apresentar restrições.

A implementação de rotinas que possam equacionar e dimensionar qualquer espécie de eixo submetido a condições de operação diversas e de solicitações de flexão visando uma interface didática e interativa com o usuário, é de extrema aplicabilidade no ensino para engenharia, em disciplinas tais como Elementos de Máquinas, Projeto de Sistemas Mecânicos e outras associadas à área de Projeto Mecânico.

5. REFERÊNCIAS

Crandall, Dahl, Lardner - " An Introduction to the Mechanics of Solids ", McGraw Hill, 1959.

Juvinall, R. C. e Marshek, K. M. - "Fundamentals of Machine Component Design ", Jonh Wiley & Sons, 1991.

Norton, R. L. - " Machine Design - An Integrated Approach " , Prentice Hall , 1996

Popov, E. P. - " Engeneering Mechanics of Solids " , Prentice Hall , 1990

Tema 96

Tribologia

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB266

O COMPORTAMENTO VISCO-ELÁSTICO DOS FLUIDOS LUBRIFICANTES NA ZONA DE VEDAÇÃO DE RETENTORES / *THE VISCOELASTIC BEHAVIOUR OF LUBRICANT FLUIDS AT SEALING ZONE OF RADIAL LIP SEALS*

SYLVIO J. R. DE OLIVEIRA*, VOLKERT M. WOLLESEN**, MANFRED VÖTTER**
** Departamento de Engenharia Mecânica, Escola de Engenharia - UFRJ - Caixa Postal 68503, CEP 21945-970, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, E-Mail: sjro@serv.com.ufrj.br*
*** Arbeitsbereich Konstruktionstechnik II - TUHH - Denicke Str. 17, 21073, Hamburgo, Alemanha, E-Mail: wollesen@tu-harburg.d400.de*

Abstract

The existing models that explain the lubricating and sealing mechanisms of radial lip seals consider behaviour of the fluid at sealing zone. Experimental results showed that the fluid supports very high shear rates ($> 10^6 s^{-1}$). At these conditions that fluid may deviate from newtonian behaviour and elastic properties might appear in the fluid. The non newtonian behaviour can explain why a lubricant film remains in the sealing zone of radial lip seals without leakage. This work presents a new hypothesis including a mathematical description in order to explain the lubricating and sealing mechanisms of radial lip seals.

Keywords

Radial Lip Seal, Non-Newtonian Fluid, Fluid Film Thickness, Pumping Mechanism
Retentor, Fluido Não-Newtoniano, Espessura de Filme, Mecanismo de Bombeamento

1. INTRODUÇÃO

Retentores (vedadores radiais de lábios) são uns dos mais usados elementos de máquina e suas formas hoje utilizadas foram desenvolvidas através de métodos empíricos, pois os fenômenos, que acontecem na zona de vedação (região de contato retentor-eixo) não são ainda completamente compreendidos.

Desde que Jagger (1957) observou, que fluido lubrificante penetra na região de contato retentor-eixo, quando o eixo possui rotação, iniciaram-se os esforços científicos para o esclarecimento do mecanismo de vedação e das condições de lubrificação existentes na zona de vedação. A situação de montagem de um retentor não é especialmente favorável à lubrificação, mesmo assim esses elementos podem funcionar com velocidades da superfície do eixo de até $15 ms^{-1}$ mantendo a capacidade de vedação e com taxas de desgaste relativamente baixas. O par retentor-eixo pode ser modelado, a priori, como duas superfícies paralelas, uma pressionando a outra. Nessas condições, torna-se difícil esclarecer, como o fluido lubrificante penetra na zona de vedação e como uma pressão hidrodinâmica pode ser gerada.

Alguns modelos tentam esclarecer o fenômeno da lubrificação na zona de vedação através de um desvio de paralelismo entre as superfícies. Stakenborg *et al.* (1990) propuseram, que uma pequena excentricidade dinâmica no eixo combinada com a visco-elasticidade do retentor elastomérico permitiria a penetração de fluido lubrificante no espaço entre o retentor e o eixo, possibilitando assim a existência de uma lubrificação do tipo elasto-hidrodinâmica. O problema desses modelos é a impossibilidade de explicar o mecanismo de vedação. Outros modelos explicam a lubrificação através de fenômenos, que aconteceriam a nível dos picos das rugosidades superficiais. Hirano *et al.* (1965) investigaram a influência da qualidade da superfície do eixo e verificaram, que a qualidade da superfície dos eixos influencia o coeficiente de atrito. A partir dessa constatação, Hirano *et al* (1965) produziram um modelo, que tenta esclarecer uma possível lubrificação hidrodinâmica através da interação entre os picos das rugosidades das superfícies, entretanto, uma explicação para o mecanismo de vedação não pôde ser encontrada. Hermann *et al.* (1985) colocaram, com uma seringa, uma pequena quantidade de fluido lubrificante no lado do ar do retentor com o eixo girando (Fig. 1), estando a zona de vedação lubrificada normalmente. Eles observaram, que essa pequena quantidade de fluido lubrificante fluiu do lado do ar do retentor para o lado do fluido. Esse fenômeno foi denominado, mecanismo de bombeamento. Kammüller *et al.* (1986) e Müller (1987), que em investigações anteriores observaram a formação de estruturas de rugosidade, na superfície de retentores já usados, onduladas e tranversais à direção de deslizamento do eixo, supuseram, que a combinação dessas microestruturas com uma pressão radial assimétrica, oriunda da forma do retentor, sobre o eixo, poderia causar uma distribuição de tensões de cisalhamento assimétrica na superfície do retentor, devido ao atrito desigual, e com isso gerando uma deformação assimétrica da superfície do retentor na direção de deslizamento. Essa deformação assimétrica seria responsável por um efeito hidrodinâmico similar ao observado em mancais em "espinha de peixe". Müller (1987) afirmou, que como os canais, oriundos das microestruturas onduladas, seriam mais longos do lado do ar, haveria assim, uma maior movimentação de fluido axialmente do lado do ar para o lado do fluido dos retentores. Desse modo o filme na zona de vedação encontrar-se-ia em um equilíbrio dinâmico. Tönder (1993) trabalhou teoricamente essa situação de deformação assimétrica e constatou, que uma lubrificação elasto-hidrodinâmica poderia acontecer.

O problema dessa hipótese é, que essas microestruturas onduladas não aparecem sempre nas superfícies de retentores, que apesar disso apresentam condições normais de serviço.
Em investigações do comportamento simultâneo do momento de atrito e temperatura na zona de vedação para diferentes rotações do eixo, conduzidas por Oliveira (Oliveira, 1995), (Oliveira *et al.*, 1996), não foram observadas tais microestruturas onduladas em retentores, que trabalharam com condições normais de serviço. Além disso, os resultados obtidos de momento de atrito e temperatura na zona de vedação indicaram, que as espessuras de filme são inferiores a $1\,\mu m$ e, como as velocidades de deslizamento são superiores a $1\,ms^{-1}$, os gradientes de velocidade do fluido lubrificante são superiores a $10^6 s^{-1}$. Para essas condições foi questionado o comportamento newtoniano do fluido lubrificante. Esse trabalho apresenta um modelo, que esclarece os fenômenos de

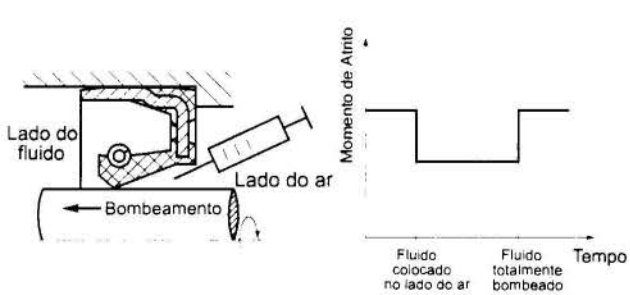


Figura 1 - Mecanismo de Bombeamento em retentores.

lubrificação e vedação bem como o mecanismo de bombeamento de retentores, a partir da consideração, que, ao contrário de todos os demais modelos propostos até agora, o fluido lubrificante na zona de vedação (região de contato retentor-eixo) comporta-se como fluido não-newtoniano.

2. A REOLOGIA DOS LUBRIFICANTES SOB ELEVADOS GRADIENTES DE VELOCIDADE

Investigações recentes mostraram, que os fluidos lubrificantes desviam-se do comportamento newtoniano, quando submetidos a elevados gradientes de velocidade. Johnson *et al.* (1977) observaram, ao experimentar diversos fluidos sob condições elasto-hidrodinâmicas em um banco de provas de dois discos, que a viscosidade torna-se não linear, quando o fluido é submetido a elevados gradientes de velocidade. Johnson *et al.* compararam esse comportamento à deformação elasto-viscosa de polímeros amorfos em estado sólido. Uma outra explicação seria uma reordenação molecular, que o fluido sofreria na região de contato dos dois discos. Eles também observaram, que temperatura e pressão são parâmetros, que influenciam fortemente o comportamento não-linear da viscosidade.

Bair *et al.* (1990) conduziram experiências com óleos minerais e sintéticos em um viscosímetro, no qual os fluidos foram cisalhados entre dois cilindros concêntricos. O viscosímetro permitia, que os fluidos fossem cisalhados com gradientes de velocidade, que podiam alcançar $10^5 s^{-1}$, sob pressões entre 1,7 e $210\,MPa$. Em ambos os fluidos foi observado um desvio do comportamento newtoniano. A influência da pressão pode ser descrita assim: quanto maior a pressão, a qual o fluido se submete, mais baixo é o gradiente de velocidade, no qual o fluido desvia-se do comportamento newtoniano.

3. PROPRIEDADES DO ESCOAMENTO NÃO-NEWTONIANO

Lenk (1971) propôs, que a relação entre a tensão de cisalhamento e o gradiente de velocidade pode ser expressa por uma expressão de potência:

$$\tau = \eta(\dot{\gamma})\dot{\gamma}^{n} \qquad (1)$$

Na qual τ é a tensão de cisalhamento, η é a viscosidade dinâmica do fluido e $\dot{\gamma}$ é o gradiente de velocidade. A expressão (1) representaria o comportamento do fluido no escoamento, que pode ser classificado em quatro regiões distintas:

- A primeira região, denominada de Primeira Zona Newtoniana, que se estende de zero até um valor finito do gradiente de velocidade, na qual n=1.
- A zona de viscosidade estrutural, na qual as moléculas sofrem uma reorientação, na qual o expoente n é menor que um (n < 1).
- A Segunda Zona Newtoniana, que acontece em mais elevados gradientes de velocidade, na qual as moléculas estão totalmente orientadas, onde n = 1.
- E a Zona de Dilatância, onde turbulências elásticas aparecem, podendo conduzir as moléculas a um processo de aglomeração, sendo n > 1.

Ao escoar, diferencia-se um fluido não-newtoniano de um fluido newtoniano principalmente através de dois fatores (Böhme, 1981):

- Em um fluido newtoniano, a viscosidade dinâmica é dependente do gradiente de velocidade e pode ser escrita, $\eta = \eta(\dot{\gamma})$.
- Em um fluido não-newtoniano as tensões normais em três direções ortogonais são diferentes.

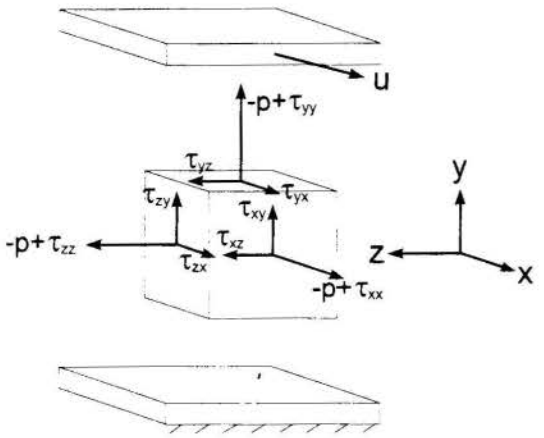


Figura 2 - Estado de tensões de um elemento de fluido não-newtoniano, sob um escoamento cisalhante.

Essas tensões normais diferentes são uma manifestação do comportamento elastomérico de um fluido visco-elástico pois as moléculas do fluido sofrem um crescente realinhamento conforme um aumento do gradiente de velocidade (ou da tensão de cisalhamento). Essa reorientação estrutural acumula energia. Se a tensão atuante sobre o fluido é retirada, a estrutura molecular do fluido retorna a seu estado inicial. Com isso a energia acumulada é devolvida (Lenk, 1971). Esse tipo de deformação pode ser designada como elasticidade entrópica.

A Fig. 2 mostra as tensões, que atuam sobre um elemento de fluido sob um campo bi-dimensional de velocidade (escoamento cisalhante e laminar). A tensão normal $-p+\tau_{xx}$ situa-se na direção de escoamento, $-p+\tau_{yy}$ na direção de variação da tensão de cisalhamento e $-p+\tau_{zz}$ na terceira direção ortogonal, aqui denominada como direção indiferente.

Em fluidos incompressíveis a separação da pressão p é arbitrária, com isso as diferenças $\tau_{xx}-\tau_{yy}$ e $\tau_{yy}-\tau_{zz}$ são determinadas pelo movimento do fluido (Böhme, 1981).

Para um fluido não-newtoniano aparecem duas novas propriedades, que caracterizam o fluido (material), as funções de tensão normal, que podem ser assim definidas:

$$\tau_{xx}-\tau_{yy}=N_1=\nu_1(\dot{\gamma})\dot{\gamma}^2 \qquad (2)$$

$$\tau_{yy}-\tau_{zz}=N_2=\nu_2(\dot{\gamma})\dot{\gamma}^2 \qquad (3)$$

Essas funções de tensão normal são medidas em soluções poliméricas através de reogoniômetros (Lenk, 1971), (Böhme, 1981).

Devido aos elevados gradientes de velocidade na zona de vedação, o fluido lubrificante será tratado como um fluido não-newtoniano e por isso as funções de tensão normal serão consideradas na descrição do estado de tensões de um elemento de fluido.

4. DESCRIÇÃO DO ESTADO DE EQUILÍBRIO

Para a modelagem; são assumidas as seguintes condições:

- As superfícies são paralelas, lisas e impermeáveis. A temperatura é constante.
- O fluido é isotrópico e incompressível. O filme de fluido é muito fino, com isso podem ser usadas as coordenadas cartesianas e a inércia do fluido pode ser desprezada.
- O retentor pressiona a superfície do eixo, devido à elesticidade, com uma distribuição de pressão qualquer. A velocidade do eixo é constante. O escoamento é laminar.
- x é direção do escoamento (direção da velocidade da superfície do eixo), y é a direção de variação do cisalhamento (direção radial) e z é a direção indiferente ou axial (paralela ao eixo de rotação).

Com essas hipóteses, se o fluido fosse newtoniano, existiria um escoamento laminar viscosimétrico, no qual não poderia ser gerada uma pressão hidrodinâmica. Além disso, o fluido seria pressionado pelo retentor para abandonar a zona de vedação. Daí vem a dificuldade de esclarecer simultaneamente os mecanismos de vedação e lubrificação com um fluido newtoniano. Considerando o fluido não-newtoniano, o estado de tensões de um elemento pode ser assim escrito:

$$\frac{\partial \tau_{yy}}{\partial y} = \frac{dp}{dx} - \frac{\partial \tau_{xx}}{\partial x} \qquad \text{na direção x} \qquad (4)$$

$$\tau_{yz} = \left(\frac{dp}{dz} - \frac{\partial \tau_{zz}}{\partial z} \right) y \qquad \text{na direção z} \qquad (5)$$

Como o escoamento é laminar e o filme de fluido é muito fino:

$$\sigma_{yy}(x,z) = -p + \tau_{yy} \rightarrow p = -\sigma_{yy} + \tau_{yy} \qquad (6)$$

Se a pressão p das equações (4) e (5) for substituída pela expressão (6), e considerando que o escoamento é laminar e as superfícies paralelas, serão alcançadas as seguintes expressões, que descrevem o estado de tensões de um elemento de fluido na zona de vedação:

$$\frac{\partial \tau_{yy}}{\partial y} = 0 \qquad \text{na direção x} \qquad (7)$$

$$\tau_{yz} = \left(-\frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial z} + \frac{\partial N_2}{\partial z} \right) y \text{ na direção z} \qquad (8)$$

Essas equações mostram o surgimento de propriedades elásticas no fluido lubrificante oriundas da reorientação molecular causada pelos elevados gradientes de velocidade. O fluido lubrificante experimenta esforços, que o levam à Zona de Viscosidade Estrutural de fluidos não-newtonianos. O fluido suporta na direção do escoamento uma tensão trativa, enquanto nas outras duas direções ortogonais suas moléculas são comprimidas. Surge uma nova situação, pois se $\tau_{yz} = 0$, significa, que não há movimento do fluido na direção z (direção indiferente ou axial). Esse estado de tensões, representado na Fig. 3, permite, quando o equilíbrio é alcançado, que o filme de fluido suporte a pressão oriunda da força radial do retentor, sem abandonar a zona de vedação. Considerando, que no equilíbrio $\sigma_{yy} = N_2$, onde σ_{yy} é igual a distribuição de pressão P_{RK}, devido à força radial do retentor e substituindo a segunda função de tensão

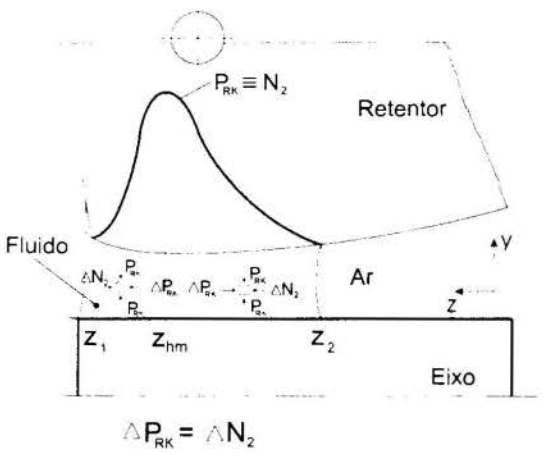


Figura 3 - Estado de equilíbrio na zona de vedação.

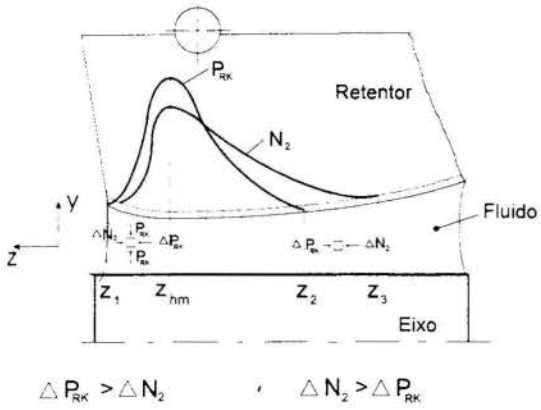


Figura 4 - Estado de desequilíbrio na zona de vedação, durante a ação do mecanismo de bombeamento.

normal N_2 por sua definição da equação (3), pode ser prevista a espessura de filme $h(z)$, capaz de suportar a pressão realizada pelo retentor sobre o eixo, da seguinte maneira:

$$h(z) = \left(\frac{\nu_2(z)}{P_{RK}(z)} \right)^{1/2} U \qquad (9)$$

Como pode ser observado, a espessura de filme na zona de vedação de retentores é determinada pela velocidade U da superfície do filme, pela distribuição de pressão oriunda da força radial do retentor $P_{RK}(z)$ e por uma propriedade do fluido lubrificante, o coeficiente da segunda função de tensão normal ν_2. Esse coeficiente representa a propriedade visco-elástica do fluido lubrificante, e o seu valor é determinado pela estrutura molecular do fluido lubrificante. Observando-se a equação (9), pode-se verificar, que a espessura do filme é inversamente proporcional à pressão radial. Entretanto, pressões radiais muito baixas podem resultar em um comportamento newtoniano, e com isso o fluido não permaneceria na zona de vedação. Já pressões radiais muito elevadas podem causar a destruição do fluido lubrificante, devido aos esforços sobre suas ligações intra-moleculares. Portanto, a partir desse modelo pode-se concluir, que, para cada fluido lubrificante e uma determinada faixa de velocidades da superfície do eixo, existe uma pressão radial adequada, para a qual o vedador pode ser concebido.

5. O MECANISMO DE BOMBEAMENTO

Para que seja mantida uma visão geral do mecanismo de bombeamento apresentado na Fig. 1, serão resumidas algumas observações feitas sobre esse fenômeno:

- Ao se colocar uma quantidade definida de fluido no lado do ar de retentores, o momento de atrito cai e o fluido se movimenta do lado do ar para o lado do fluido.
- No final do bombeamento, o momento de atrito retorna ao valor inicial.
- O retentor deve ser construído de modo, que o ângulo seja menor no lado do ar.

A Fig. 3 mostra o estado de equilíbrio, onde a curva da segunda função de tensão normal do fluido é igual a distribuição de pressão radial do retentor. O fluido se estende na zona de vedação entre z_1 e z_2. Porém, se um volume adicional de fluido é trazido ao lado do ar do retentor, o estado de equilíbrio é temporariamente destruído, a quantidade fluido na zona de vedação é aumentada, a espessura do filme é elevada e o filme se estende em direção ao lado do ar. A Fig. 4 apresenta a nova situação na zona de vedação.

Entre os limites z_2 e z_3 comporta-se o fluido lubrificante como um fluido não-newtoniano. À direita de z_3 o fluido é newtoniano, pois a espessura desse já é relativamente elevada. Como o ângulo do retentor é bem maior no lado do fluido, o fluido imediatamente à esquerda de z_1 é newtoniano. Já que a elevação da espessura de filme situa-se na faixa de décimos de mícron, considera-se, que a distribuição de pressão radial do retentor não se altera. Contudo, as condições reológicas relativas às forças elásticas do fluido são bastante alteradas.

A Fig. 4 mostra, que uma partícula de fluido à esquerda de z_{hm}, ponto onde a espessura é mínima, não possui mais suficiente força elástica para permanecer na zona de vedação. Simultaneamente uma partícula localizada à direita de z_2 e à esquerda de z_3 possui suficiente força elástica para penetrar na zona de vedação. Com isso começa o movimento do fluido até que, o estado de equilíbrio mostrado na Fig. 3 seja reestabelecido.

Esse movimento do fluido, do lado do ar para o lado do fluido do retentor, parece ser bastante complexo devido às forças elásticas, que aparecem causadas pelos elevados gradientes de velocidade, oriundos da rotação do eixo. Em todo caso, é mais cuidadoso assumir, que a viscosidade não é mais isotrópica (Oliveira *et al.*, 1995). Com isso a viscosidade dinâmica na direção z será denominada: η_z.

Resolvendo as equações de movimento desse escoamento na direção z (Oliveira, 1995), será encontrada a seguinte expressão para o fluxo de massa de fluido Q do lado do ar para o lado do fluido do retentor:

$$Q = 2\pi r \frac{\rho v_2}{\eta_z} U\phi \tag{10}$$

Onde r é o raio do eixo, ρ é a massa específica do fluido lubrificante e:

$$\phi = \frac{\int_{z_2}^{z_3} \frac{1}{h^2} dz}{\int_{z_1}^{z_3} \frac{1}{h^2} dz} \tag{11}$$

A função ϕ depende básicamente da forma construtiva do retentor, contendo informações sobre a distribuição de pressão radial exercida na superfície do eixo. As formas atuais dos retentores, desenvolvidas por métodos empíricos, causam uma distribuição de pressão radial de tal modo, que a fronteira z_1 permanece praticamente imóvel do lado do fluido. Do lado do ar, os ângulos menores possibilitam o aparecimento de forças elásticas fora da região do estado de equilibrio. Com isso, no caso de alguma perturbação, que empurre o fluido para o lado do ar, essas forças elásticas adicionais ajudam ao fluido retornar para o estado de equilíbrio.

6. CONCLUSÕES

Um novo modelo, que esclarece os mecanismos combinados de lubrificação e vedação em retentores (vedadores radiais de lábios), é apresentado. Ao contrário dos modelos até agora formulados, o modelo, aqui apresentado, trata o fluido lubrificante como um fluido não newtoniano, devido às condições existentes na região de contato retentor-eixo, que levam os gradientes de velocidade do fluido lubrificante a serem superiores a $10^6 s^{-1}$.

A partir dos elevados gradientes de velocidade, o fluido lubrificante sofre uma reorientação molecular, que causa o surgimento de forças elásticas internas ao fluido. Ele suporta na direção do escoamento uma tensão trativa, enquanto nas outras duas direções ortogonais suas moléculas são comprimidas. Com isso o filme de lubrificante consegue permanecer na zona de vedação dos retentores, sem vazamento, impedindo o contato entre os materiais do eixo e do retentor. Como as condições de lubrificação e vedação são fortemente determinadas pelo coeficiente da segunda função de tensão normal v_2, que depende da

estrutura molecular do fluido, encontra-se uma explicação para uma observação feita na prática, em que fluidos diferentes, porém com valor de viscosidade dinâmica similar, apresentam comportamentos distintos tribologicamente para uma mesma aplicação, isto é, desgate acentuado, levando a falha, para uns e comportamento normal e duradouro para outros.

Esse modelo é o começo do processo de descrição do funcionamento de retentores. As propriedades visco-elásticas dos fluidos lubrificantes devem ser determinadas, e outros parâmetros, tais como: rugosidade superficial das superficies envolvidas, devem ser incorporados. Esses aspectos serão considerados em trabalhos futuros.

7. REFERÊNCIAS

Bair S., Winner W.O, The High Shear Stress Rheology of Liquid Lubricants at Pressures of 2 to 200 MPa, *Journal of Tribology*, vol 112, pp 246-253, 1990.

Böhme G., *Strömungsmechanik Nicht-Newtonscher Fluide*, B.G. Teubner, Stuttgart, ISBN 3-519-02354-7,1981.

Hermann W., Seffler H-W., Neue Erkenntnisse für den Abdichtmechanismus von Radial-Wellendichtringen, *ATZ Automobiltechnische Zeitschrift* 87, Band 9, pp 475-484, 1985.

Hirano F., Ishiwata H., The Lubricating Condition of a Lip Seal, *Proceedings of the Institution of Mechanical Enginers*, vol 180, part 3B, pp 187-195, 1966.

Jagger E.T., Rotary Shaft Seals: The Sealing Mechanism of Synthetic Rubber Seals Running at Atmospheric Pressure, *Proceedings of the Institution of Mechanical Enginers*, pp 597-616, 1957.

Johnson K.L., Tevaarwerk J.L., Shear behaviour of elastohydrodynamic oil films, *Proceedings of Royal Society of London*, series A, pp 215-236, 1977.

Kammüller M., Müller H.K., Physikalische Ursachen der Dichtwirkung von Radial-Wellendichtringen, *ATZ Automobiltechnische Zeitschrift*, 88, pp 39-45, 1986.

Lenk R.S., *Rheologie der Kunststoffe*, Carl Hanser Verlag, München, ISBN 3-446-10314-7, 1971.

Müller H.K., Concepts of Sealing Mechanism of Rubber Lip Type Rotary Seals, *Proceedings of 11th. Conference on Fluid Sealing*, BHRA, paper C3, pp 123-138 , 1987.

Oliveira S.J.R., Wollesen V.M., Verfahren und Vorrichtung zur Viskosităẗsermittlung von Flüssigkeiten oder Schmelzen, *Patente* registrada na Alemanha sob número 19 512 408 em 03.04.1995.

Oliveira S.J.R., *Das nichtnewtonsche Verhalten von Fluiden bei hohen Schergefällen als Erklärung der Schmierungs- und Dichtvorgänge bei Radialwellendichtringen*, tese de doutorado apresentada na Technische Universität Hamburg-Harburg, 21.12.1995.

Oliveira S.J.R., Wollesen V.M., Vötter M., Schmierungs- und Dichtvorgänge bei Radialwellendichtringen, *Tribologie und Schmierungstechnik*, vol 43, Band 1, pp 35-39, 1996.

Stakenborg M.J.L., van Leeuwen H.J, Visco-Elastohydrodynamic (VEHD) Lubrication in Radial Lip Seals: part 2-Fluid Film Formation, *Journal of Tribology*, vol 112, pp 584-592, 1990.

Tönder K, Finely Striated Lip-Seals Surfaces: part 1-General Effects, *Journal of Tribology*, vol 115, pp 620-624, 1993.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB267

SEALING ZONE CONDITIONS OF RADIAL LIP SEALS CONSIDERING THE VISCOELASTIC PROPERTIES OF LUBRICATING FLUIDS

KAY WIEHLER, SYLVIO JOSE RIBEIRO DE OLIVEIRA & MANFRED VÖTTER
Technische Universität Hamburg-Harburg, Konstruktionstechnik II, 21071 Hamburg, Germany,
E-mail: wiehler@tu-harburg.de

Abstract

The proceedings in the sealing zone between a lip seal and shaft surface are still not thoroughly understood. Due to the small fluid film thickness (micrometer range), the high temperatures (up to 200°C), the shear stress (MPa range) and the shear rate (> 10^6 s^{-1}) it is difficult to achieve accurate measurements. A recently developed model takes the non-newtonian fluid behavior into account in order to describe the existence of a fluid film in the sealing zone. The radial pressure of the seal is compensated by the viscoelastic properties of the fluid and no deviation from parallel of the surfaces in micro and macro range is mandatory for this model. The measurement of rheological data of lubricating fluids at high shear rates is difficult and reliable data is hardly accessible. Therefore the data of higher viscous polymer melt and solution experiments is taken to model the viscoelastic behavior of lower viscous lubricating fluids. This simulation shows for various working conditions the influence of the fluid properties upon fluid film thickness, torque and pumping action of radial lip seals.

Keywords

Radial Lip Seal, Non-Newtonian Fluid, Pumping Mechanism, Fluid Film Thickness

1. INTRODUCTION

Radial lip seals are a widely applied element in machine design. A general purpose is to inhibit the leakage of fluid to the environment and to protect the machine from penetration of debris from the outside. Figure 1 shows a sketch of the sealing zone including radial lip and shaft. The magnitudes of fluid film thickness and shear rate values are given. The conditions in the sealing zone have been a matter of studies during the past decades. First Jagger (1957) proved the existence of a fluid film between the seal and shaft surface. Various models arose describing the lubricating and sealing state of radial lip seal applications (Tab.1).

Table 1: Sealing and Lubricating Mechanism

Mechanism based on	Author	Year
Meniscus	Jagger E.T.	1957
	Stakenborg M.J.L.	1988
Eccentricity	Prati E.	1984
	Stakenborg M.J.L. and van Leeuwen H.J.	1990
Görtler-Taylor-Vortex	Müller H.K. and Ott G.W.	1983
Evaporation	Müller H.K. and Ott G.W.	1983
Tangential Deformation	Kammüller M. and Müller H.K.	1986
Sidestream	Kammüller M. and Müller H.K.	1986
Non-Newtonian Fluid	Oliveira S.J.R.	1995

The Tangential Deformation Theory was well accepted by other researchers. It describes the existence of a fluid film applying the common hydrodynamic theory combined with a tangential

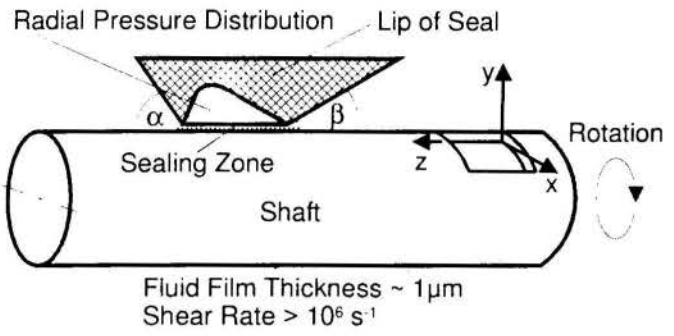


Figure 1 - Sealing Zone Conditions (Oliveira, 1995)

distortion of the rough rubber surface caused by shear from the viscous fluid. The initial limitation of an axial roughness pattern was broken up by authors Salant (1995) and Bavel *et al.* (1996) who solved the problem using a 2-dimensional sinusoidal pattern. Nevertheless this model has not been proven to work efficiently with a structureless roughness seal surface which Nakamura (1987) observed.

The recently published papers from Oliveira (1995, 1996) upon the non-newtonian fluid behavior in radial lip seal applications opened a new way to solve for the sealing parameters in the contact zone. Contrary to the well known behavior of fluids where all normal stresses on any fluid element are equal to the acting hydrostatic pressure p (Fig.2a), non-newtonian fluids exhibit differences in the normal stresses σ depending on fluid shear motion (Fig.2b). These normal stress differences N_1 and N_2 give the possibility that the fluid which suffers a pressure from the radial lip seal stays in the sealing zone and keeps shaft and seal surface apart. As for this mechanism there is no need for microscopic nor macroscopic deviations from parallel.

The authors want to utilize the non-newtonian model established by Oliveira and simulate various running conditions in order to yield information about the model's effectiveness in predicting sealing parameters.

2. CLARIFICATION AND LIMITATIONS OF THE MODEL

Starting to work there is the need of assumptions to clarify the model's limitations:

- The opposing seal and shaft surfaces are considered parallel, because the fluid film thickness is very small compared to the diameter of the shaft: cartesian coordinate system.
- The surfaces are smooth and non-permeable.
- The fluid is incompressible.
- A viscometric fluid flow is assumed. The entire sealing zone is filled with fluid and the fluid film thickness in circumferential direction is constant.
- Possible cavitation is not accounted for.

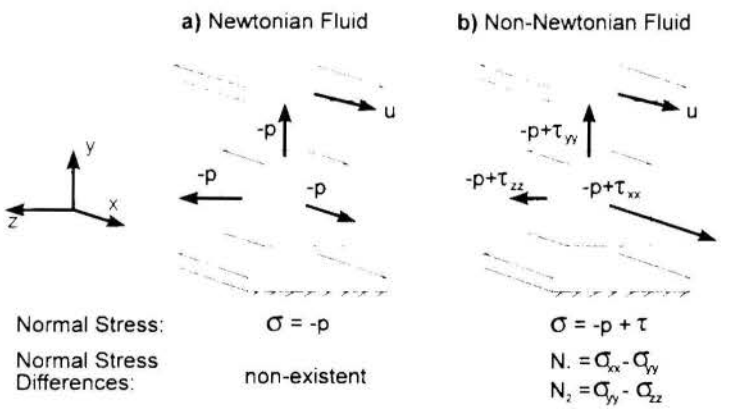


Figure 2 - Normal Stress in Newtonian and Non-Newtonian Fluids

- The fluid film temperature is constant in the whole sealing zone.
- The fluid's inertia is omitted.
- The development of sufficient high viscoelastic properties is postulated.
- The deformation of the seal lip depends only upon the local radial normal stress.

Oliveira explained the difference between the newtonian and non-newtonian fluid flow in

the sealing zone (z-direction) as follows:

Table 2: Fluid Motion in z-Direction

Newtonian Fluid Flow	Non-Newtonian Fluid Flow
$\tau_{yz} = \frac{dp}{dz} y$ (1)	$\tau_{yz} = -\left(\frac{\partial \tau_{zz}}{\partial z} - \frac{dp}{dz}\right) y = -\frac{d\sigma_{zz}(z)}{dz} y$ (2)

The fluid motion depends upon the normal stress in direction of movement in both cases. The difference in newtonian and non-newtonian behavior is the additional stress component τ_{zz} (Fig.2b). For nρ fluid movement defined as the equilibrium condition Equation (1) and (2) equal zero. Expanding Equation (2) obeying the definition of N_2 (Fig.2b) yields:

$$\frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial z} = \frac{\partial N_2}{\partial z} \tag{3}$$

This formula gives necessary information about the radial pressure $\sigma_{yy}(z)$ and second normal stress distribution $N_2(z)$. Equation (3) will hold for $\sigma_{yy}(z) = N_2(z) + C \; \forall \; z$. The constant C could be regarded as a superimposed pressure but will be diminished in further aspects. Quantitative calculations demand certain values for the radial pressure of the seal and the second normal stress function of the lubricating fluid.

2.1 Radial Pressure Distribution

The static radial pressure distribution has been calculated applying the Finite Element Method from various authors including Stakenborg (1988) and Salant (1994). Hermann and Seffler (1985) developed an experimental method to estimate the static distribution by pushing a thin wire under the lip of the seal in axial direction in order to measure the length of the clearance in circumferential direction between wire and point of contact of lip and shaft surface. All authors concluded that a functioning lip seal has to have the maximum radial pressure located on the oil side and zero radial pressures at the end of both sides.

This simulation wants to account for seal-shaft-sets that are already worn in. The initial narrow edge of the seal lip (70 - 80 µm) is flattened. An average width could be 200 µm after some thousands of kilometers running distance and the emphasized pressure maximum will be damped as the wear is assumed to be larger in areas with higher initial pressures. To test the performance of different pressure distributions $P_{RF}(z) = \sigma_{yy}(z)$ a parameter dependent function is designed under consideration of the total radial force of the lip seal F_{RDIN}. Figure 3 demonstrates appropriate distributions. It is assumed that the pressure increases rapidly at both sides towards a higher level. At the oil side this is explained by the sharp contact angle ($\beta \approx 50°$, Fig.1) whereas at the air side an interface between lubricating fluid and ambient air causes the increase of pressure.

2.2 Normal Stress Function

As demonstrated in Figure 2b non-newtonian fluids do exhibit a difference in normal stress while exposed to a viscometric flow. The normal stress functions N_1 and N_2 from polymeric melts and solutions have been objective of measurements. Böhme (1981) concludes that they grow initially with the square of the shear rate and that this proportionality is damped at higher shear rates. Introducing the normal stress coefficients this leads to Equation (4):

$$N_i(\dot{\gamma}) = \nu_i(\dot{\gamma})\,\dot{\gamma}^2 \qquad i = 1, 2 \tag{4}$$

The second normal stress function is of major interest for this subject because it describes the balancing of the radial pressure. Reliable values for this normal stress function of low viscous lubricating fluids were not found. Achieving shear rates larger than 10^5 s^{-1} and taking accurate temperature and pressure measurements is difficult at today's state of rheometry. The molecules in lubricating fluids like mineral and synthetic oils are in average a lot shorter than molecules in polymeric melts and solutions. Consistently it can be stated that the non-newtonian behavior will occur at higher shear rates in media with a lower molecular weight.

In the equilibrium condition does the model demand a second normal stress function which reaches the same magnitude as the applied radial stress. The necessary order of the second normal stress coefficient ν_2 is estimated for a shear rate $\dot{\gamma} = 10^7\ s^{-1}$ (corresponds to an assumed fluid film thickness h = 1µm at a surface speed of U = 10 m s^{-1}) and a local radial pressure P_{RF} = 1 MPa which yields $\nu_2 = 10^{-8}$ Pa s^2. The complete function which is implanted in a solving algorithm contains a damping component to simulate the deviation from the square proportional behavior (N_2 - $\dot{\gamma}$ Chart Appendix).

2.3 Shear and Viscosity of the Non-Newtonian Fluid

To estimate the torque of the radial lip seal the lubricant shear stress depending on temperature and shear rate has to be found. The linear response of the shear stress τ changes with higher surface speeds. As mentioned in Chapter 2.2 it is difficult to resolve data in these high shear rate regions. Therefore the approximation from Bair and Winer (1979) is utilized to model the dependence between shear rate and stress:

$$\tau = \tau_L \left(1 - \exp\left(\frac{\dot{\gamma}\,\eta_0}{\tau_L} \right) \right) \tag{5}$$

Where τ_L is the limiting shear stress and η_0 the viscosity for lower shear rates in the newtonian area. The beginning of deviation from the linear behavior marks the launching point of the non-newtonian region. The limiting shear stress accounts for the end of the molecular structuring process in the fluid and structure viscous zone.

Viscosity data for the lower shear region is known for the selected synthetic test fluid (SAE 5W-50 API SG/CD) in a temperature range from 40 - 100°C. Measurements demonstrated that the fluid film temperature in the sealing zone can rise up over 150°C (Oliveira, 1995). For further calculations a sealing zone temperature of 115°C is chosen (surface speed 10 m s^{-1}) and the viscosity value is simply extrapolated, which yields $\eta_{0\,115°C}$ = 0,01 Pa s.

3. RESULTS

3.1 Equilibrium Condition (No Fluid Movement in Axial Direction)

With the given set of information consisting of radial pressure distribution, second normal stress function and shear stress behavior it is possible to calculate values for equilibrium conditions. In every z-position it is assumed that the radial pressure P_{RF} is balanced by the second normal stress N_2 (Chap.2). Figure 3 shows two possible pressure distributions $P_{RF\,1,2}$. The overall radial force F_{RDIN} is set in both cases equal to 20 N but the

Table 3: Basic Parameter Set

Shaft Diameter	$d = 0{,}08$ m
Radial Force	$F_{RDIN} = 20$ N
Surface Speed	$U = 10$ m s^{-1}
Width of Sealing Zone	$z_1 = 70$ µm, $z_2 = 200$ µm
Second Normal Stress Coeff.	$\nu_2 = 10^{-8}$ Pa s^2
Limiting Shear Stress	$\tau_L = 10^5$ Pa
Viscosity (low Shear Rate)	$\eta_{0\ 115°C} = 0{,}01$ Pa s

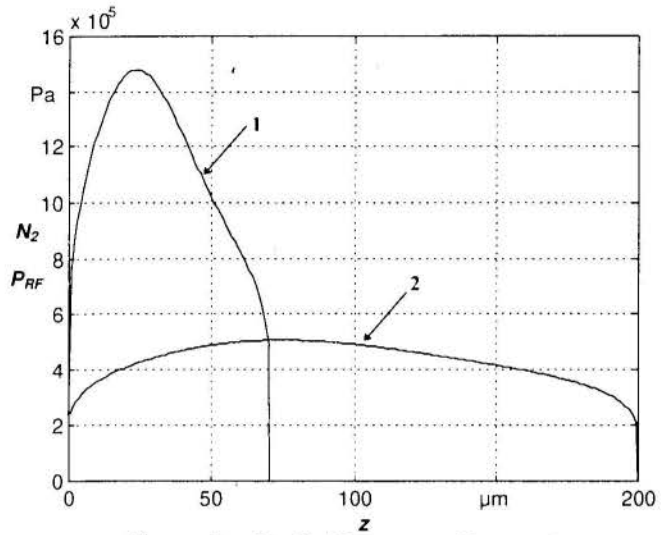


Figure 3 - Radial Pressure P_{RF} and Second Normal Stress N_2

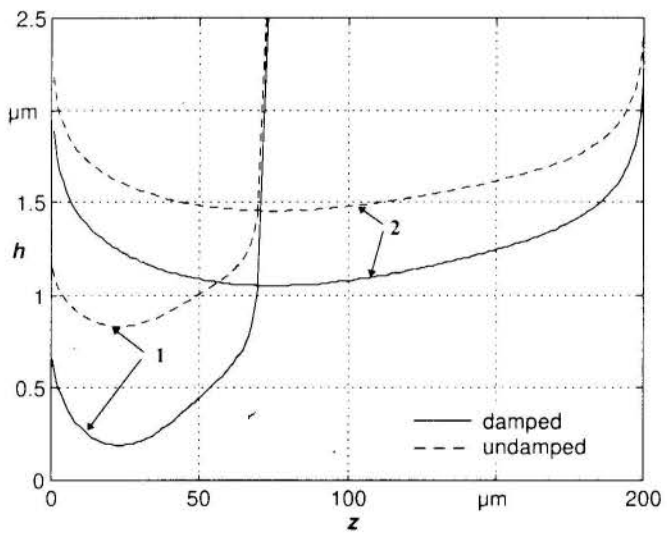


Figure 4 - Fluid Film Thickness h

sealing zone width z differs. Curve **1** simulates an unused lip seal with a sharper edge and curve **2** a worn-in seal. For the calculation of fluid film thickness h, shear rate $\dot{\gamma}$ and torque T the set of parameters shown in Table 3 is chosen.

Figure 4 displays the fluid film thickness distribution. As expected a high radial pressure causes a thinner film (case **1**) than the moderate pressure (case **2**). The dashed curves show the thickness when a square proportional behavior between shear rate and second normal stress is considered whereas the solid lines model the damped case the assumed actual behavior of the fluid (Eq.4). The higher the demand of second normal stress gets the larger becomes the difference in fluid film thickness between the damped (solid) and undamped (dashed) cases (Appendix).

In Figure 5 are shown the shear rate distributions for both situations. High shear rates (case **1**) might cause a departing of the structure viscous zone and lead into the second newtonian or even the dilatant zone where there are no more load carrying normal stress differences expected and a destruction of the fluid might take place (Oliveira, 1995). The wider sealing zone (case **2**) contributes to a lower radial pressure and therefore thicker fluid film which presumably reduces wear and could demonstrate a typical running situation.

Figure 6 shows the shear stress distribution and the calculated torque values. Due to the thinner film thickness in the damped cases (solid) the shear rate and as a consequence the shear stress and torque will be larger compared to the undamped cases (dashed). The calculated torque results for the narrow sealing zone (70 µm) seem to be very small. The reason is given by the application of the shear stress approximation (Eq.5). The limiting shear stress τ_L is the upper border and damps the growth of stress and torque. As mentioned earlier it is believed that for these narrow sealing zones a substantial amount of contacts between seal and shaft surface exists which increases the torque up to one order higher in actual tests than calculated.

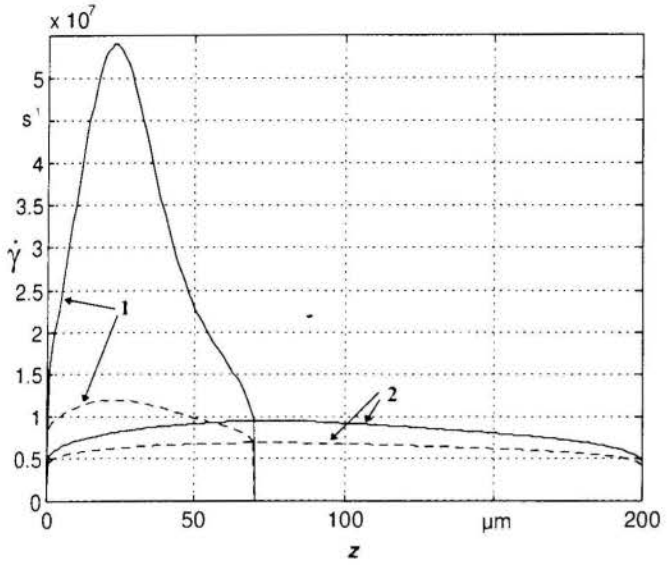


Figure 5 - Shear Rate $\dot{\gamma}$

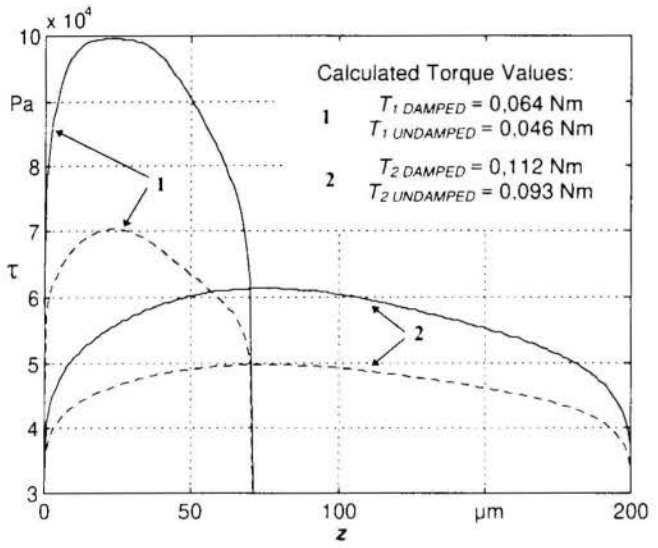


Figure 6 - Shear Stress τ

3.2 Pumping Action of Lip Seal

The model is extended in order to quantify the pumping action of a lip seal towards the oil side when extra oil is provided at the air side. Due to the small contact angle α (Fig.1) and the little gap between shaft and seal surface a development of normal stress differences in the vicinity of the former fluid-air interface position is supposed. It is assumed that these supplementary second normal stresses do not contribute significantly to support the radial pressure hence the radial component in this area is neglected. The developed stress differences act upon the original sealing zone in z-direction (Eq.2) and disturb the former equilibrium situation. Two consequences arise:

- There will be fluid pushed through the sealing gap towards the oil side.
- The generated normal stresses will lift the seal lip and reduce torque.

This action takes place until the air side runs short on extra oil and the developed stresses decrease resulting in a return of the torque equilibrium value and position of the interface. The numerical solution is found iteratively taking into account the continuity of mass transport of fluid through a coaxial gap of varying height and the effect of fluid pressure in radial direction resulting in a reduction of the second normal stress difference and in a larger fluid film thickness. Figure 7 shows the radial pressure curve (case **2)** and the effect of pumping action on the second normal stress. The differences between $N_{2\ PUMP}$ and P_{RF} reflect the fluid pressure distribution which causes the fluid flow to the oil side due to the additional normal stresses of the air side added oil. This effect is also visible in Figure 8. It displays the fluid film thickness for the equilibrium case (case **2**) and the pumping action. The lip of the seal is lifted on the air side due to the developed pressure from the additional fluid. The larger gap reduces the shear rate and consequently the torque. In this particular example the reduction of torque is estimated to 7% during the pumping action and the quantity of pumped fluid is calculated to $Q_{PUMP} = 0{,}985 \times 10^{-9}\ m^3\ s^{-1}$, regarding that the viscosity in z-direction is supposed to be equal to the viscosity for low shear rates in the x-direction (Tab.3).

There are more conclusions drawn from this model. An increase in radial pressure leads to an additional demand of normal stresses to keep the fluid in the sealing zone. This forces the shear rate to rise, where a constant surface speed causes a smaller film thickness resulting in a higher torque. In the case of pumping action the quantity of pumped fluid will be smaller owing to the triple power dependence of the film thickness on the fluid flow.

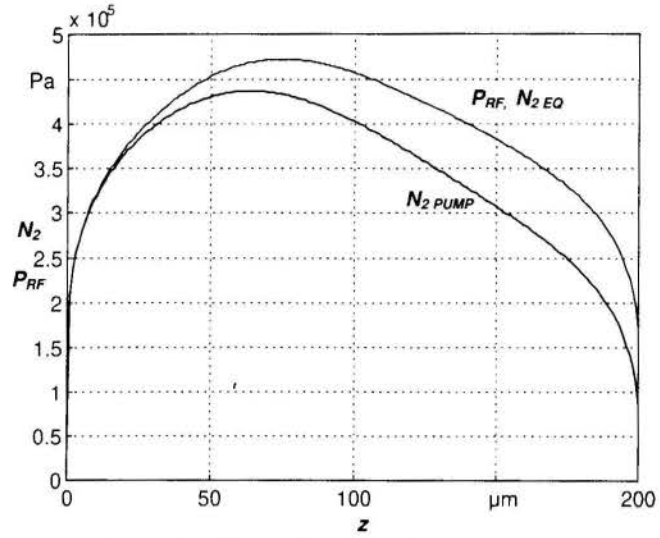


Figure 7 - Second Normal Stress N_2 and Radial Pressure P_{RF} (Equilibrium and Pumping)

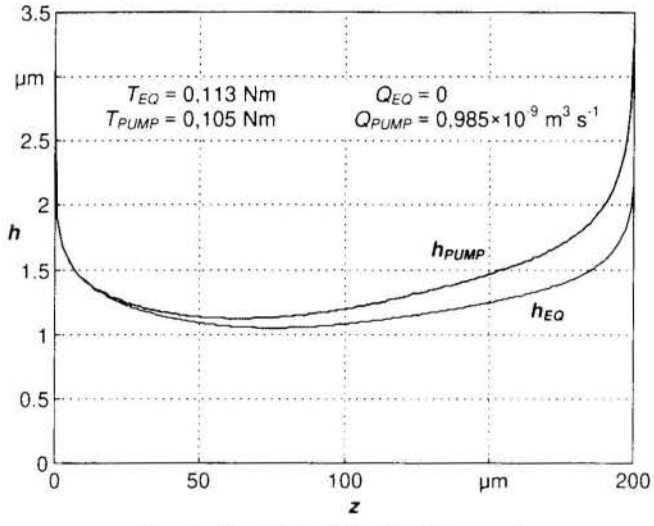


Figure 8 - Fluid Film Thickness h (Equilibrium and Pumping)

While changing the surface speed, the requirement for the second normal stress stays constant. If the speed is decreased it will be accomplished by reducing the film thickness until the former shear rate is matched or in an analogous manner if speed is increased. However the torque will remain constant. In real situations it has to be regarded that a change in speed causes a temperature alteration because the generated heat loss will be different. In the case of higher speed the temperature rises. Viscosity and second normal stress coefficient will become smaller (Oliveira, 1995) and also contribute to a further change of film thickness, torque and pumping rate.

Assuming an elevated oil side pressure and ambient conditions at air side, the equilibrium state will be disturbed and fluid will be pushed through the gap towards the air side until the supplementary developed second normal stresses balance the oil side pressure. Of course this only holds up to a limiting stress above which the oil side pressure will cause leakage.

4. CONCLUSION

The simulations were done by applying the non-newtonian model introduced by Oliveira (1995). The results have shown that non-newtonian fluid behavior may explain several specific radial lip seal situations like fluid film existence, variation of torque with respect to equilibrium/pumping condition and radial pressure distribution (Fig.7). Furthermore the quantity of pumped fluid to the oil side and the decrease of torque are estimated (Chap.3.2).

In order to apply this model in an more exact manner second normal stress function measurements regarding variation of temperature are obligatory. Besides there might be the need to incorporate some deviation from parallel surfaces since in all lip seal applications the fluid film thickness is at least one order smaller than the eccentricity which would lead to a quasi viscometric fluid flow. In addition there is no doubt that surface contact is taking place in radial lip seal application which has not been regarded in this study and it has to be noted that other mechanisms in the sealing zone might exist that contribute to the sealing zone conditions. Further work will emphasize on the incorporation of this non-newtonian sealing and lubricating model into the seal design process itself in order to estimate beforehand the conditions in the sealing zone rendering information about favorable fluid, shaft and seal combinations.

5. REFERENCES

BAIR, S. & WINER, W.O. Shear Strength Measurements of Lubricants at High Pressure, *Journal of Lubrication Technology*, vol.101, pp.251-257, 1979

BAVEL, P.G.M.VAN *et al.* Upstream Pumping of Radial Lip Seals by Tangentially Deforming, Rough Seal Surfaces, *Journal of Tribology*, vol.118, pp.266-275, 1996

BÖHME, G. *Fluidmechanics of Non-Newtonian Fluids*, B.G. Teubner, Stuttgart, 1981

HERMANN, W. & SEFFLER, H.W. New Knowledges Regarding Sealing Mechanism of Oil Seals, *ATZ Automobiltechnische Zeitschrift*, vol.87, No.9, pp.475-484, 1985

JAGGER, E.T. Rotary Shaft Seals: The Sealing Mechanism of Synthetic Rubber Seals Running at Atmospheric Pressure, *Proceedings of Institution of Mechanical Engineers*, pp.597-616, 1957

NAKAMURA, K. Sealing Mechanism of Rotary Shaft Lip-Type Seals, *Tribology International*, vol.20, No.2, pp.90-101, 1987

OLIVEIRA, S.J.R. *Das nichtnewtonsche Verhalten von Fluiden bei hohen Schergefällen als Erklärung der Schmierungs- und Dichtungsvorgänge bei Radialwellendichtringen*, Dissertation at the Technical University of Hamburg-Harburg, 1995

OLIVEIRA, S.J.R., WOLLESEN, V. & VÖTTER, M. Lubricating and Sealing Mechanisms of Radial Lip Seals by Using Liquid Lubricants, *Tribologie und Schmierungstechnik*, vol.43, No.1, pp.35-39, 1996

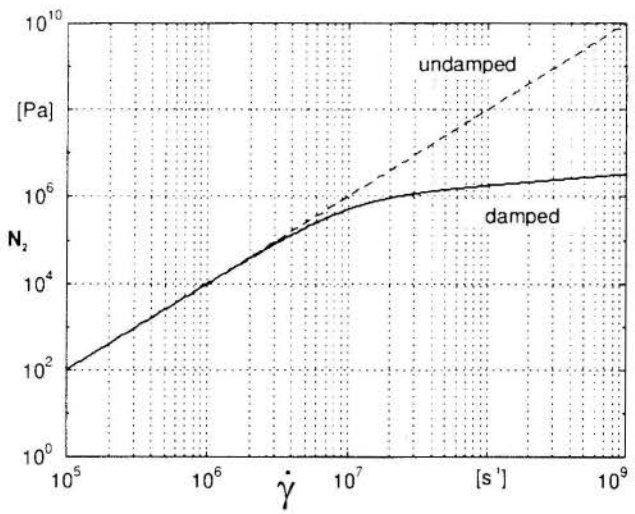
OLIVEIRA, S.J.R., WOLLESEN, V. & VÖTTER New Explanation of the Convey Mechanism in Radial Lip Seals, *ATZ Automobiltechnische Zeitschrift*, vol.98, No.5, pp.296-300, 1996

SALANT, R.F. & FLAHERTY, A.L. Elastohydrodynamic Analysis of Reverse Pumping in Rotary Lip Seals with Microondulations, *Journal of Tribology*, vol.116, pp.56-62, 1994

SALANT, R.F. & FLAHERTY, A.L. Elastohydrodynamic Analysis of Reverse Pumping in Rotary Lip Seals with Microasperities, *Journal of Tribology*, vol.117, pp.53-59, 1995

STAKENBORG, M.J.L. On the Sealing Mechanism of Radial Lip Seals, *Tribology International*, vol.21, No.6, pp.335-340, 1988

6. APPENDIX: ASSUMED N_2 - $\dot{\gamma}$ RELATION



XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB342

NUMERICAL INVESTIGATION OF LAMINAR FLOW IN A FLAT WAVY CHANNEL

JIN HU and HANS J. LEUTHEUSSER
Department of Mechanical and Industrial Engineering, University of Toronto
5 King's College Road, Toronto, Ontario, M5S 3G8
Canada - Email: leutheu@mie.utoronto.ca

Abstract

A numerical approach is described which was developed to analyze experimental findings of flow passing between a sinusoidally wavy and a flat wall. The experimental data were obtained in a two dimensional wind tunnel, specially designed to simulate lubricant flow in a hydrodynamic bearing when the thickness of the fluid film approaches the order of magnitude of the size of the surface roughness. As such, the present investigation provides new insights into the physics of fluid film tribology.

Keywords

Finite Element Method; Laminar Flow; Lubrication; Roughness; Reynolds Equation.

1. INTRODUCTION

The theory of hydrodynamic lubrication is based on the Navier-Stokes and the continuity equations. The relatively simple form of its working equation, the so-called Reynolds equation, makes it possible to describe the pressure distribution throughout the flow field of the lubricant. The theory was initially formulated by Osborne Reynolds in 1886 for bearings, but, by now, has been adapted to suit practically all lubricating situations, including shaft seals and anatomical interfaces.

The boundary conditions of the Reynolds equation do not allow for possible roughness of the surfaces in relative motions. This is generally a reasonable assumption. However, when the thickness of a lubricating film is sufficiently reduced, as realized in heavily loaded bearings and in magnetic head/disk storage devices, the size of the surface roughness may become significant compared with the film thickness, and "micro-inertial" effects due to flow distortion by the surface texture may render the Reynolds equation invalid.

In the technical literature there are available essentially three theoretical approaches that have been developed for dealing with the roughness problem in bearings by modifying the classical Reynolds equation (Christensen, 1969/70; Patir & Cheng, 1978; and Elrod, 1979). At the same time, there exists only very limited (and doubtful) experimental support for these theories, and, indeed, an almost complete lack of detailed quantitative observations on rough non-deformable bearing flow.

It is the objective of the ongoing work at the University of Toronto to establish a solid basis for the eventual development of a Reynolds-type equation in which proper allowance is made for the micro-inertial effects of the tortuous laminar flow about the surface roughness elements. To this end, a novel experimental approach, featuring greatly enlarged models of actual and idealized bearing elements, is combined with the predictions of a numerical solution of the Navier-Stokes equation, and the findings are analyzed in the light of a newly conceived set of similitude parameters (Hu, 1997).

In order to facilitate the drawing of analytical deductions, much of the initial work is focused on the case of a sinusoidally wavy wall texture. This particular "roughness", it is felt, conveniently joins mathematical simplicity with an, albeit crude, resemblance to a real surface. It, thus, offers an attractive environment for this fundamental inquiry.

2. GENERAL CONSIDERATIONS

The fundamental difficulty of fluid film tribology rests in the extreme thinness of the sheared lubricant layer. This makes it virtually impossible to gain a direct insight into the laminar flow processes taking place between the two surfaces in relative motion, and the consequences of surface roughness can usually only be inferred from numerical solutions of appropriate analytical models. However, even for laminar fluid motions without spatial constraints, such as boundary layers and flows in conduits, there exists a void of experimental information on the effects of boundary texture, and no guidance may be educed from these sources. It follows that an attempt to modify the classical Reynolds equation to reflect surface conditions on the basis of physical evidence will have to follow new directions. In the present case, the path chosen involves the use of an approximately 1000-times enlarged model of a bearing element.

In reality, most bearings extend in three dimensions. Therefore, a true experimental replica would have to be excessively large to exhibit visible surface roughness and to make flow quantities measurable. Even a two-dimensional model with one moving boundary would still pose considerable experimental difficulties. Consequently it was decided to restrict the present inquiry to a two-dimensional, unilaterally rough plane–Poiseuille flow situation. This fluid motion is closely related to bearing flow, especially in hydrostatic bearings, and is considered adequate to provide the sought information on roughness effects in laminar sheet flow.

3. SIMILITUDE PARAMETERS

The governing equations for steady, laminar, incompressible, and isothermal Newtonian fluid flow in the x/z-plane are, essentially, the two components of the Navier-Stokes equation

$$u\frac{\partial u}{\partial x} + w\frac{\partial u}{\partial z} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial x} + \nu\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \nu\frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \tag{1}$$

$$u\frac{\partial w}{\partial x} + w\frac{\partial w}{\partial z} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial z} + \nu\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \nu\frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \tag{2}$$

where, $\nu = \mu/\rho$ = kinematic viscosity, μ = dynamic viscosity, ρ = density, p = piezometric pressure, and u and w = velocity components in x and z directions, respectively.

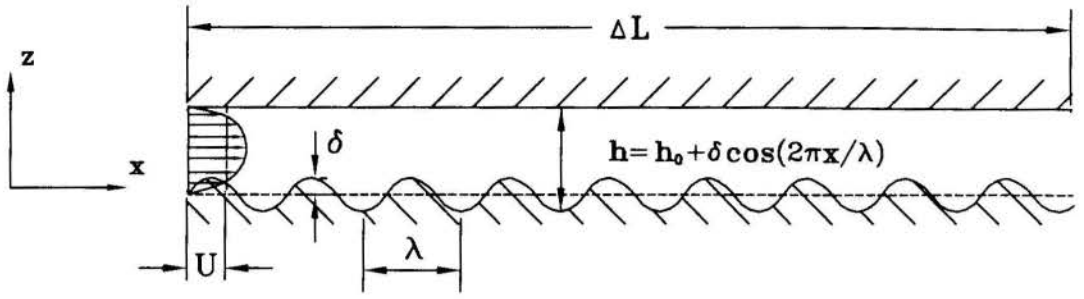


Figure 1 - Definition diagram.

For the flow at average velocity U between a flat and a sinusoidally wavy wall spaced h_0 apart depicted in Fig. 1 there are two significant length scales, i.e., the wavelength of the sinusoid, λ, in streamwise direction, and the its amplitude δ, in transverse direction (with δ generally much smaller than λ). The corresponding velocity scales in the x and z directions are U and $\delta/(\lambda U)$, respectively.

In terms of appropriate nondimensional variables, Eqs.(1) and (2), become

$$Re^* \left(u\frac{\partial u}{\partial x} + w\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial p}{\partial x} \right) = \frac{\delta^2}{\lambda^2}\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \tag{3}$$

$$Re^* \left(u\frac{\partial w}{\partial x} + w\frac{\partial w}{\partial z} + \frac{\lambda^2}{\delta^2}\frac{\partial p}{\partial z} \right) = \frac{\delta^2}{\lambda^2}\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \tag{4}$$

where all terms are now understood to be nondimensional. The parameter

$$Re^* = U\delta^2/(\nu\lambda) \tag{5}$$

in these equations is called the reduced (micro-inertial) Reynolds number. This novel parameter represents the ratio of micro-inertial forces due to roughness to viscous forces, and is the appropriate scaling parameter for assuring dynamic similarity between comparable physical situations.

In addition, of course, there can always be defined an overall, or bulk Reynolds number

$$Re = \frac{2Uh_0}{\nu} \tag{6}$$

which determines the state, i.e., laminar or turbulent, of the flow. In Eq. (6), $2h_0$ is the equivalent diameter of a wide rectangular channel, and the flow is laminar when Re is less than about 2000.

Besides the dynamic similitude paramenter Re^* suggested by the governing equations, dimensional analysis of the physical variables involved in the problem shows that there are also two geometric similitude parameters to be considered. Based on experience, one of these is defined as the "relative roughness", viz.

$$\epsilon = \frac{\delta}{h_0} \tag{7}$$

It expresses the size of the sinusoid relative to the extent of the flow field. The other geometric similitude parameter relates the two characteristic lengths of the two-dimensional sinusoid and is termed its "steepness", i.e.,

$$\gamma = \frac{\delta}{\lambda} \tag{8}$$

4. EXPERIMENTAL METHOD

The experiments were performed in an essentially two-dimensional variable speed air duct of adjustable depth to 5 cm, 50 cm width, and 4 meter length. Various interchangeable surface textures, including physically smooth, sinusoidally wavy, and randomly rough, can be installed on the bottom of the duct.

Because of the low velocities encountered in laminar air flow, all rate measurements were carried out by hot-wire anemometry using both single and x-wire probes. Flow visualization was realized by the smoke-wire technique employing a high energy pulse generator to heat an oil-covered nickel-chromium wire. The observations of the pulsed smoke plume were recorded by video cinematography and still photography.

5. NUMERICAL PROCEDURE

In order to analyze and extrapolate the experimental results, an analytical frame work is desirable. To this end, a numerical solution by the finite element method (FEM) was developed for the case of a unilateral sinusoidally wavy boundary, see Fig. 1. The governing equations were solved using the Newton-Raphson method and employing the Crouzeix-Raviart element. The grid mesh of the fluid field was generated by a specially developed code. All source codes were written in FORTRAN by the senior author except for the algebra system solver.

6. TYPICAL FINDINGS

Fig. 2 presents a comparison between experimental data of the u/U-velocity obtained by hot-wire anemometry and corresponding numerical solutions acquired by FEM. For constant values of Re^*, ϵ, and γ, but various channel heights h_0 (at different longitudinal positions x/λ), these quantitative plots demonstrate good agreement between numerical and experimental results. Clearly, the experimental findings render solid support for the veracity of the numerical procedure.

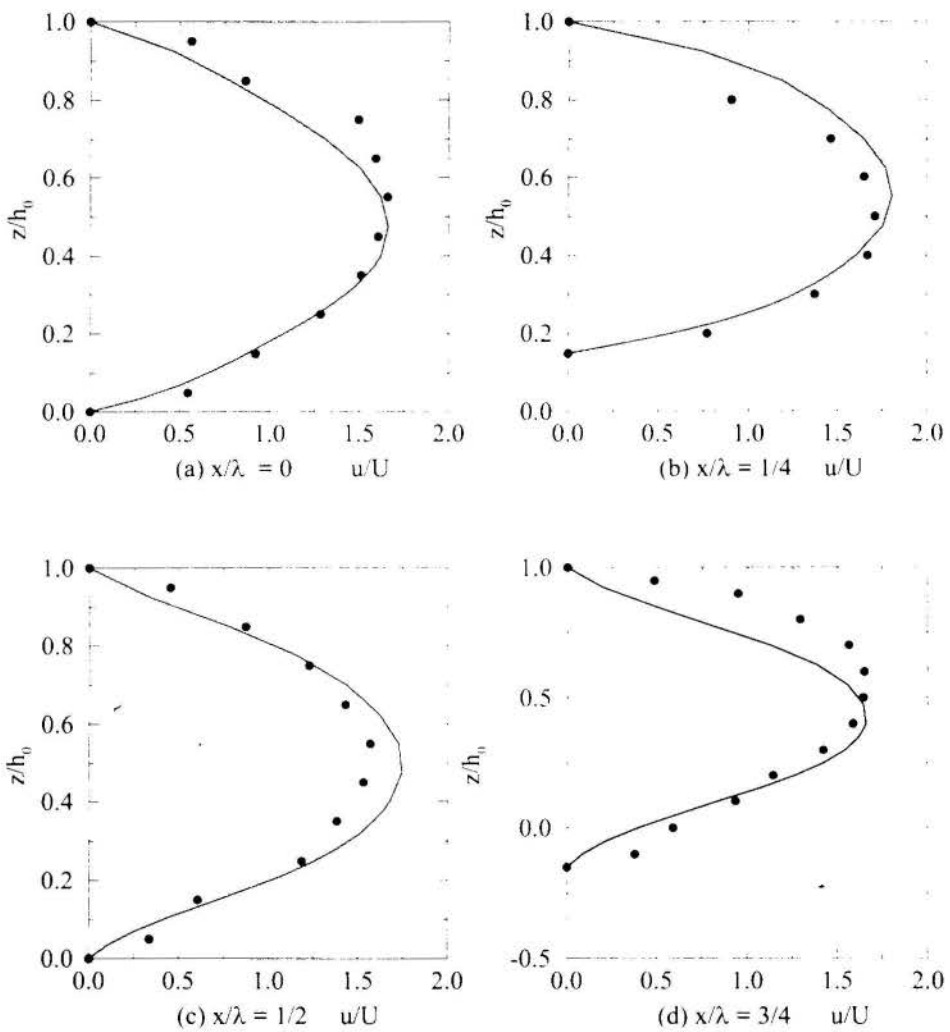
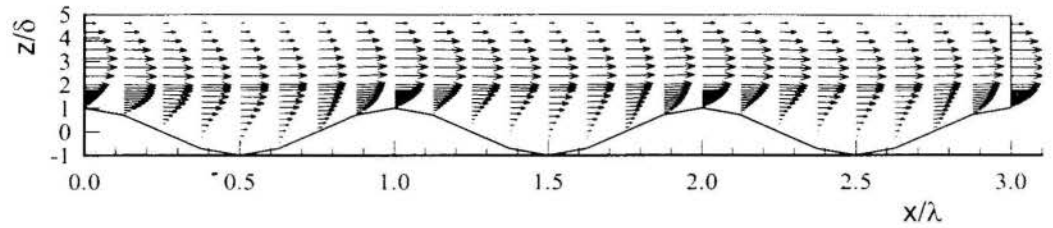
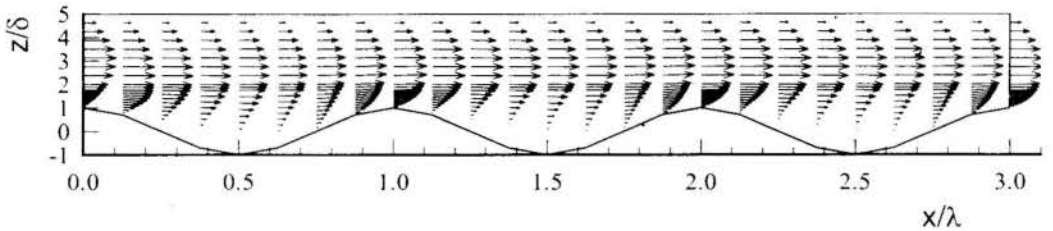


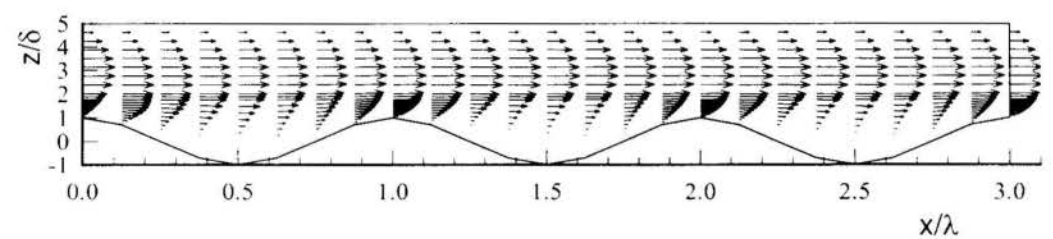
Figure 2 - Comparison between experimental (•) and numerical ( ) results: $Re^* = 1.00$, $\epsilon = 0.15$, $\gamma = 0.012$.



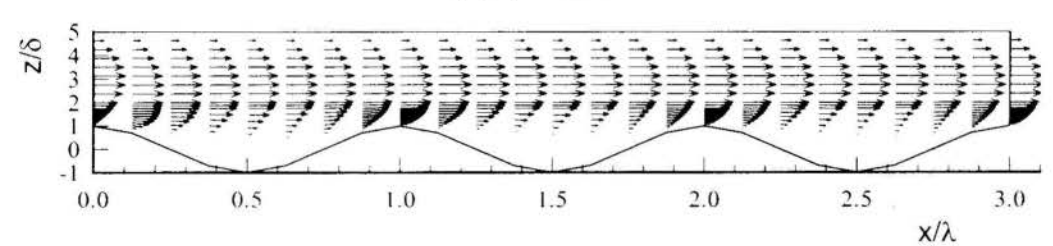
(a) $\gamma = 0.05$



(b) $\gamma = 0.10$



(c) $\gamma = 0.20$



(d) $\gamma = 0.30$

Figure 3 - Influence of steepness γ on distribution of u/U; $Re^* = 1.0$, $\epsilon = 0.2$.

Fig. 3 is an example of the effects on the velocity u/U which are entailed by changing the steepness of roughness γ at constant reduced Reynolds number Re^* and relative roughness ϵ. Close inspection shows a noticeable increase in flow activity in the sheltered regions of the wavy wall with increasing steepness while, at the same time, the flow outside the sinusoid appears to be essentially undisturbed by the undulations of the wall.

In Fig. 4 are summarized, at various scales, profiles of the velocities u/U and w/U at the minimum and maximum duct positions for three values of the reduced Reynolds number Re^*, and $\epsilon = \gamma = 0.1$. The outstanding feature of this series of diagrams is the relative insensitivity of both velocity components to changes in Re^*. However, it should be mentioned, that there is a tendency toward instability of the u/U-profiles in the cavity regions of the wavy wall with increases of both relative roughness ϵ and steepness of roughness γ.

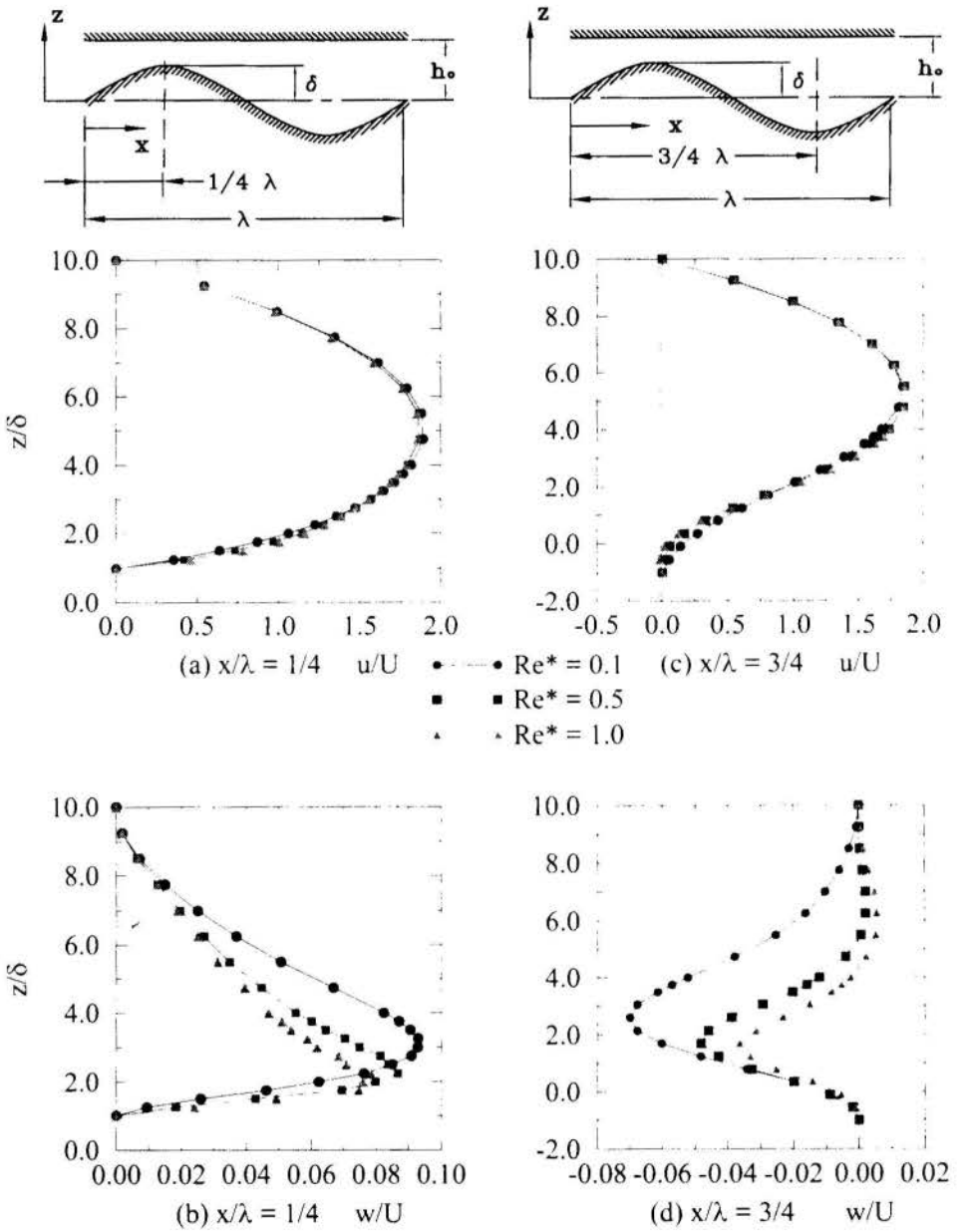


Figure 4 - Velocity profiles at max/min channel stations; $\epsilon = 0.1$, $\gamma = 0.1$.

7. CONCLUSIONS

The veracity of the numerical method of analysis of laminar sheet flow between non-smooth surfaces has been established by experimental verification. Accordingly, the newly developed approach, including appropriate similitude considerations, can serve to provide significant insights into the physics of thin lubricating films. A typical finding suggests that the micro-inertial effects of the churning flow about surface asperities appears to be essentially confined to activities in the wall recesses.

8. ACKNOWLEDGEMENT

The research reported in this paper is supported by the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada.

9. REFERENCES

Christensen, H. Stochastic models for hydrodynamic lubrication on rough surfaces. *Proc. Instn. Mech. Engrs.*, Vol. 184 Pt. 1, No. 55, pp. 1013-1022, 1969/70.

Elrod, H. A general theory for laminar lubrication with Reynolds roughness. Trans. ASME. *Journal of Lubrication Technology*, Vol. 101, pp. 8-14, 1979.

Hu, J. *Experimental and Theoretical Investigation of Roughness Effects on Laminar Thin Fluid Films*. Ph.D. Thesis, University of Toronto, Toronto, Canada, 1997.

Patir, N. & Cheng, H.S. An average flow model for determining effects of three-dimensional roughness of partial hydrodynamic lubrication. Trans. ASME. *Journal of Lubrication Technology*, Vol. 100, pp. 12-17, 1978.

Tema 97

Otimização de Sistemas e Processos

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1198

CONCEPÇÃO OTIMA DE SISTEMAS MECANICOS:DECOMPOSIÇÃO E COORDENAÇÃO / *OPTIMAL DESIGN OF MECHANICAL SYSTEMS: DECOMPOSITION AND COORDINATION*

CARLOS MARTINS & JEAN GUILLOT
Laboratoire de Génie Mécanique de Toulouse I.N.S.A, Complexe Scientifique de Rangueil 31077 Toulouse Cedex, FRANCE - E-mail: Carlos.Martins@gmm.insa-tlse.fr

Paper code: 1198
Tema 97

Abstract

Optimal design of mechanical engineering systems has known a great developpement during the last years. In fact, design problems become larger due to the important number of design variables and constraints, so researches are turned to processes of decomposition in the area of mechanical design. The results of these researches permit to define two types of decomposition: hierarchical and non-hierarchical.
Non-hierarchical decomposition based optimization, especially when compared to the hierarchical one, has the avantage that no restriction is imposed on how the decomposed subsystems should interact with one another. However, the difficulty inherent in non-hierarchical decomposition is how to coordinate together subproblems in order to achieve a global optimum.

In this paper, a general method of decomposition and a process of coordination is presented. The principal interest of this method is to decompose all problems of optimal design and to solve the subsystems by iterating on linking variables until the optimum is achieved. To illustrate the application of this interesting method an exemple is treated.

Keywords

Optimization, design, decomposition, coordination, iterative.

1. INTRODUÇÃO

A concepção ótima de um sistema mecânico consiste na pesquisa da "melhor solução". Esta solução terá que satisfazer o melhor possível os critérios de ótimização retidos pelo projetista. A dificuldade na resolução de um tal problema apresenta-se quando este inclui um grande número de variáveis de concepção e/ou um grande número de funções de restrição.
Um sistema mecânico complexo não pode ser formulado e resolvido considerando-o unicamente como um grupo unitário.

As pesquisas recentes sobre os métodos permitindo resolver este inconveniente são essencialmente centradas sobre a decomposição do problema de ótimização em sub-problemas mais simples a resolver. Uma vez o sistema decomposto em sub-sistemas, o problema que se apresenta é a coordenação destes sub-sistemas para convergir em direção de uma solução ótima global. Vários autores são partidários de tratar as interações entre os sub-

problemas de maneira hierárquica (Azarm et Li, 88; Kirsh, 75; Haftka, 84). Este tipo de decomposição permite organisar os sub-sistemas de tal maneira que as variáveis de concepção sejam diferentes de um nível ao autro. Então, os valores determinados ao nível inferior regressam ao nível superior e assim por diante.

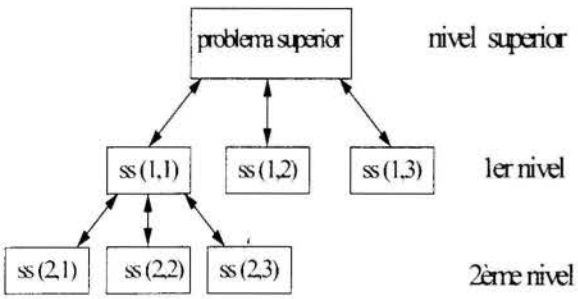


Figura 1: Estutura duma decomposição hierárquica

Temos uma hierarquia de tipo multi-nível da qual a representação é de forma arborescente como se pode ver Figura 1.

Por isso a decomposição hierárquica só permite interações verticais entre os níveis, as interações horizontais entre sub-sistemas estando proscritas. No entanto, trata-se aqui de um caso particular raro a maior parte dos problemas de concepção mecânica não apresentando, durante a decomposição, uma estrutura hierárquica.

Alguns autores (Sobieski, 88c; Pan et Diaz, 89; Wu et Azarm, 92) estudaram a decomposição não-hierárquica.

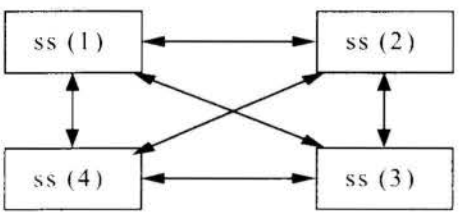


Figura 2: Estutura duma decomposição não-hierárquica

O sistema decomposto aparece então como uma rede de nós de concepção, em que cada nó representa um sub-sistema a resolver (Figura 2).

Esta estrutura está bem adaptada aos problemas em que os nós estão fortemente conectados, e ela é muito geral no sentido em que as interações entre os sub-sistemas não são limitadas. Por outro lado o projetista pode decompor o sistema como ele o entender.

Este artigo apresenta primeiro um novo método sistemático de decomposição não-hierárquica e em seguida uma estratégia simples de coordenação. O objetivo é orquestrar todos os sub-problemas do sistema decomposto a fim de obter a solução ótima. Para terminar, é tratado, para demonstrar a eficácia do novo processo, um exemplo extraído da literatura da Mecânica.

2. METODOS DE DECOMPOSIÇÃO

Para resolver um problema complexo de concepção, um trâmite natural consiste em decompô-lo em sub-sistemas elementares simples, perfeitamente definidos, que fazem parte do saber tecnológico: é a decomposição funcional (Azarm et Li, 1988). Permite hierarquizar o sistema e de o recortar em sub-sistemas tecnológicos conhecidos. Neste tipo de decomposição, a interação entre os sub-problemas é habitualmente de multi-nível (Haftka, 84). Uma das vantagens deste método de decomposição é de se adaptar bem ao processo de concepção das estruturas multidisciplinares, onde um grande número de disciplinas do engenheiro interagem entre elas. O seu principal inconveniente é que supõe um conhecimento do sistema em pormenor para efetuar uma decomposição correta.

Uma representação gráfica pode igualmente ser aplicada para visualizar um problema de ótimização. Wagner e Papalambros (Wagner e papalambros, 1993b) utilizam esta representação para a qual as funções e as variáveis de concepção são representadas respectivamente por nós e ligações. A identificação das variáveis ligadas permite determinar de maneira sistemática os sub-problemas de concepção (sub-gráficos).

O problema de concepção ótima também pode ser representado sob forma matricial (Kusiak et Larson, 1995). Esta representação põe em evidência as relações funcionais entre as funções e as variáveis de concepção.
E a partir desta representação, estabelecemos um Método Geral de Decomposição (Martins et Guillot, 1997). Este método permite decompor rapidamente todos os problemas complexos de concepção ótima de maneira sistemática, e em particular os problemas para os quais a determinação a priori das variáveis ligando os sub-sistemas (variáveis ligadas) é impossível, é o caso dos problemas com variáveis ligadas "escondidas" (Martins et Guillot, 1997).

O objetivo principal do método é de obter um máximo de sub-sistemas para um mínimo de variáveis (ou de funções) ligadas: é a decomposição ótima.

Uma vez o problema de concepção ótima decomposto, falta determinar o ponto ótimo. Para isso, é necessario considerar as interações entre os vários sub-grupos e por conseguinte, recorrer a um processo de coordenação aplicável aos sistemas não-hierárquicos.

3. PROCESSO DE COORDENAÇÃO

A coordenação de sistemas não-hierárquicos mais geral nos parece a melhor adaptada aos problemas de concepção ótima na área da mecânica. Com efeito, permite interações múltiplas entre os sub-sistemas, o que não é realizável pela aplicação de um método hierárquico.

3.1 Métodos Existentes

O primeiro pesquisador a ter proposto uma solução tecnológica aos problemas não-hierárquicos foi Sobieski (1988). Depois da decomposição em sub-sistemas, dois problemas de ótimização eram resolvidos de maneira iterativa: ótimização em primeiro lugar do problema de coordenação chamado (COP) e depois ótimização de todos os problemas dos diferentes sub-espaços notados (SSO). COP coordena os sub-problemas com a finalidade de repartir de maneira ótima as responsabilidades de redução da função objetivo e de verificar o respeito das restrições entre todos os problemas SSO. Segundo a maneira pela qual é efetuada a repartição pelo COP e agindo por aproximações sucessivas, determina-se o ponto ótimo dos SSO.

Renaud e Gabriel (1991), propõem também um método que representa uma extensão do método de Sobieski, com a diferença de que o método estabelecido ótimiza os sub-espaços decompostos seguindo um processo de coordenação baseada sobre aproximações globais. A ótimização de um problema por aproximação global é proposta como um novo processo de coordenação tendo por efeito dirigir a convergência do sistema e resolver os "conflitos" entre os vários sub-espaços. O problema de aproximação global é formulado a partir de informações obtidas durante a ótimização dos diferentes sub-espaços.

Uma representação gráfica pode igualmente ser aplicada para visualizar um problema de ótimização. Wagner e Papalambros (Wagner e papalambros, 1993b) utilizam esta representação para a qual as funções e as variáveis de concepção são representadas respectivamente por nós e ligações. A identificação das variáveis ligadas permite determinar de maneira sistemática os sub-problemas de concepção (sub-gráficos).

O problema de concepção ótima também pode ser representado sob forma matricial (Kusiak et Larson, 1995). Esta representação põe em evidência as relações funcionais entre as funções e as variáveis de concepção.
E a partir desta representação, estabelecemos um Método Geral de Decomposição (Martins et Guillot, 1997). Este método permite decompor rapidamente todos os problemas complexos de concepção ótima de maneira sistemática, e em particular os problemas para os quais a determinação a priori das variáveis ligando os sub-sistemas (variáveis ligadas) é impossível, é o caso dos problemas com variáveis ligadas "escondidas" (Martins et Guillot, 1997).

O objetivo principal do método é de obter um máximo de sub-sistemas para um mínimo de variáveis (ou de funções) ligadas: é a decomposição ótima.

Uma vez o problema de concepção ótima decomposto, falta determinar o ponto ótimo. Para isso, é necessario considerar as interações entre os vários sub-grupos e por conseguinte, recorrer a um processo de coordenação aplicável aos sistemas não-hierárquicos.

3. PROCESSO DE COORDENAÇÃO

A coordenação de sistemas não-hierárquicos mais geral nos parece a melhor adaptada aos problemas de concepção ótima na área da mecânica. Com efeito, permite interações múltiplas entre os sub-sistemas, o que não é realizável pela aplicação de um método hierárquico.

3.1 Métodos Existentes

O primeiro pesquisador a ter proposto uma solução tecnológica aos problemas não-hierárquicos foi Sobieski (1988). Depois da decomposição em sub-sistemas, dois problemas de ótimização eram resolvidos de maneira iterativa: ótimização em primeiro lugar do problema de coordenação chamado (COP) e depois ótimização de todos os problemas dos diferentes sub-espaços notados (SSO). COP coordena os sub-problemas com a finalidade de repartir de maneira ótima as responsabilidades de redução da função objetivo e de verificar o respeito das restrições entre todos os problemas SSO. Segundo a maneira pela qual é efetuada a repartição pelo COP e agindo por aproximações sucessivas, determina-se o ponto ótimo dos SSO.

Renaud e Gabriel (1991), propõem também um método que representa uma extensão do método de Sobieski, com a diferença de que o método estabelecido ótimiza os sub-espaços decompostos seguindo um processo de coordenação baseada sobre aproximações globais. A ótimização de um problema por aproximação global é proposta como um novo processo de coordenação tendo por efeito dirigir a convergência do sistema e resolver os "conflitos" entre os vários sub-espaços. O problema de aproximação global é formulado a partir de informações obtidas durante a ótimização dos diferentes sub-espaços.

Outra estratégia de ótimização de sistemas por decomposição não-hierárquica é desenvolvida por Pan e Diaz (1990). Primeiro, o sistema é decomposto em vários sub-sistemas, e depois estabelece-se uma resolução sequêncial dos sub-problemas. Esta estratégia processa-se a partir de um ponto inicial: o ponto "pseudo-ótimo". O ponto "pseudo-ótimo" é definido como o ponto ótimo para cada sub-problema considerado independentemente.

A terminar, referimos que Wu e Azarm (1992b) também propuseram uma estratégia para a resolução de problemas não-hierárquicos. O seu método é baseado na formulação iterativa, tendo por objetivo a coordenação das soluções dos sub-sistemas decompostos. O processo de Wu e Azarm é essencialmente um instrumento de ótimização global, sequêncial a um nível só, considerando as caracteristicas da decomposição.

3.2 Novo Processo de Coordenação

Neste parágrafo apresentamos uma estratégia de coordenação baseada sobre a decomposição de um sistema não-hierárquico. O método proposto ótimiza de maneira iterativa os diferentes sub-problemas considerando a existência de interações entre eles (variáveis ligadas).

Um problema de concepção ótima se apresenta de forma seguinte:

$$(P_0)\begin{cases} \min \quad f(\vec{X}) \\ \text{sujeito as restriç ões :} \\ \qquad g_j(\vec{X}) \le 0 \quad ; j = 1,\ldots,m \end{cases}$$

onde X é o vector das variáveis de concepção, f e g são respectivamente a função objetiva e as funções de restrição.

Depois da decomposição e da repartição das variáveis ligadas (parágrafo 2), os sub-problemas (P_i) se apresentam de forma seguinte:

$$(P_i)\begin{cases} \min \quad F_i(X_i, x_l) \\ \text{sujeito as restriç ões :} \\ \qquad g_{ij}(X_i, x_l) \le 0 \quad ; j = 1,\ldots,m_i \\ \qquad\qquad\qquad\qquad i = 1,\ldots,I \end{cases}$$

onde F_i é uma parte da função objetiva tal como $\sum_i F_i = f$.

g_{ij} é a j º função de restrição do i º sub-problema. I é o número de sub-problemas e m_i é o número de restrições para o i º sub-problema. X_i sendo as variáveis independentes de concepção formando F_i.

Cada sub-problema (P_i) está em interação com os sub-problemas (P_{i+1}) por intermédio de uma variável de ligação notada x_l. Consideramos aqui, para facilitar a compreenção, uma só variável de ligação. Será para nós muito fácil em seguida de estender o processo à um número maior de variáveis ligadas.

A dificuldade para resolver simultaneamente estes vários sub-problemas reside na variável de ligação (x_l).

O nosso processo operatório vai pois consistir em fixar em primeiro lugar a variável ligada, pelo que nos encontraremos em presença de sub-problemas independentes fáceis a resolver. Depois vamos considerar a maneira como x_l teria de ser modificado com o objetivo de ótimizar f e, indirectamente, introduzir estas modificações no processo de ótimização. Para

isso, é necessario calcular $\frac{df}{dx_l}$. Para efetuar esta derivação vamo-nos apoiar sobre as condições de Kuhn-Tucker. As condições de Kuhn-Tucker são condições necessárias para poder afirmar que um ponto X é ótimo (x_l fixado).

Este ponto X* deve então verificar:

1- X* é realizável

2- $\lambda_{ij}.g_{ij}(x^*) = 0 \qquad i = 1,\ldots,I; \quad j = 1,\ldots,m_i$

3- $\nabla f(X^*) + \sum_{i=1}^{I}\sum_{j=1}^{m_i} \lambda_{ij}.\nabla g_{ij}(X^*) = 0$

com $\lambda_{ij} > 0$

A partir da terceira relação, obtemos : $\frac{\partial f}{\partial X} = -\lambda.\frac{\partial g}{\partial X}$ com $g = \begin{Bmatrix} g_{11} \\ \vdots \\ g_{Imi} \end{Bmatrix}$ e $\lambda = \begin{Bmatrix} \lambda_{11} \\ \vdots \\ \lambda_{Imi} \end{Bmatrix}$

(multiplicatores de Lagrange das restrições).
Considerando além disso, que no ponto ótimo uma parte das restrições são activas, obtemos:

$$\boxed{\frac{df}{dx_l} = \frac{\partial f}{\partial x_l} + \lambda.\frac{\partial g}{\partial x_l}} \qquad (1)$$

A equação (1) permite calcular, a partir dos sub-problemas contendo x_l fixo, a direção de deslocamento desta variável de ligação para a próxima iteração.
Teremos então:

$$\boxed{x_l^{(k+1)} = x_l^{(k)} - s.\frac{df}{dx_l}(X^{(k)})} \qquad (2)$$

onde s é uma variável permitindo de determinar a taxa de deslocamento da variável ligada. Mudando $x_l^{(k+1)}$ nos diferentes sub-problemas, obtem-se um novo conjunto de sub-problemas de ótimização:

$$(P_i') \begin{cases} \min \quad F_i(X_i, s) \\ \text{sujeito as restriç ões :} \\ \qquad g_{ij}(X_i, s) \le 0 \quad j = 1,\ldots,m_i \\ \qquad\qquad\qquad i = 1,\ldots,I \end{cases}$$

Em (P_i'), x_l varia indiretamente através das mudanças de valor de s e não é mais fixo como em (P_i).
O processo de coordenação vai ser o seguinte (Figura 3):

A primeira iteração trata da resolução dos sub-problemas (P_i) para um valor da função objetivo (etapa1) e do cálculo de $x_l^{(2)}$ (etapa 2). Para a segunda iteração e seguintes, a resolução é similar a primeira só que em vez de resolver (P_i), resolvemos (P_i') (etapa 3). Basta então, para i fixo, resolver (P_i'), quer dizer, introduzir o valor de s, assim

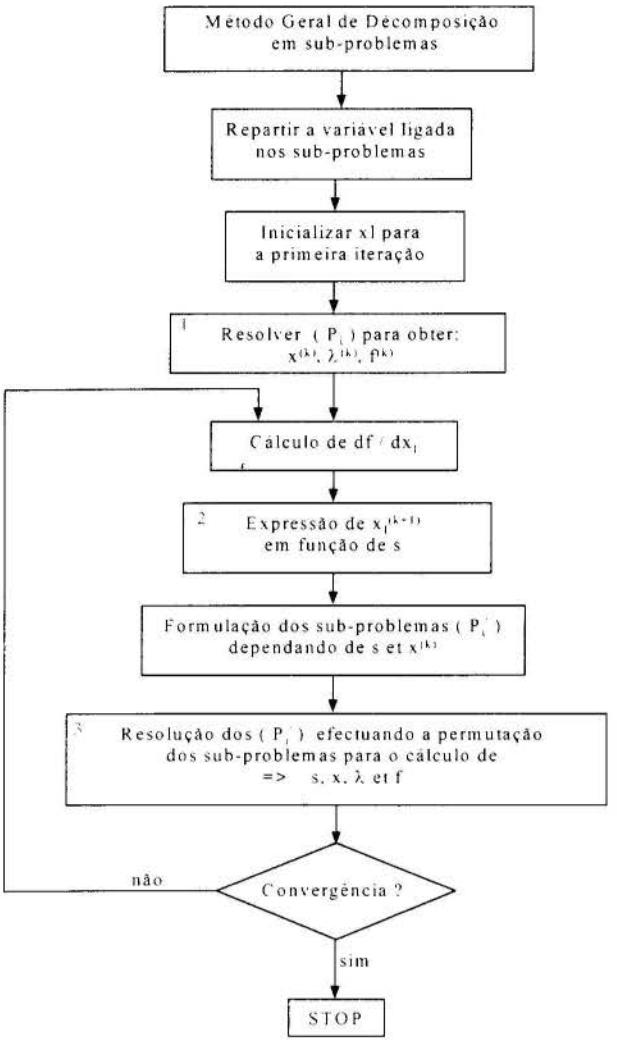


Figura 3: Processo de Resolução

Vamos agora aplicar a um exemplo extraído da literatura da Mecânica o processo de decomposição e de coordenação de sistemas não-hierarquicos que acabámos de estabelecer.

4. EXEMPLO DE APLICAÇÃO

Este exemplo é extraído de Beighther e Phillips (1976) e corresponde à concepção ótima de um recipiente sob pressão. O objetivo é de minimizar o custo de fabrico, respeitando as restrições previstas pelo o Código das Caldeiras e Recipientes sub pressão da ASME.
O modelo matemático a otimizar é o seguinte:

$$\min \quad f = \sum_{i=1}^{4} f_i = 0{,}662.R.t_s.L + 1{,}777.R^2.t_h + 1{,}58.t_s^2.L + 19{,}84.R.t_s^2$$

sujeito as restriç ões :

$$g_1 = 0{,}0193.R - t_s \le 0$$
$$g_2 = 413000 - R^2.L \le 0$$
$$g_3 = 0{,}00417.L - 1 \le 0$$
$$g_4 = 0{,}131.R - t_h \le 0$$
$$g_5 = 0{,}1 - L \le 0$$
$$g_6 = 0{,}1 - t_s \le 0$$
$$g_7 = 0{,}1 - t_h \le 0$$
$$g_8 = 0{,}1 - R \le 0$$

Aplicando o processo de decomposição de Martins e Guillot (1997), obtemos dois sub-sistemas independentes dos quais apresentamos o grupo das variáveis e funções:

$GV\_1 = \{t_s, L\}$ e $GV\_2 = \{t_h\}$

$GF\_1 = \{g_1, g_2, g_3, g_5, g_6\}$ $GF\_2 = \{g_4, g_7\}$

assim como uma variável ligando estes dois sub-sistemas: R
Introduzindo R nos dois sub-sistemas obtemos:

1° sub-sistema:

$\min F_1 = 0{,}662\ R.t_s.L + 1{,}777.R^2.t_h + 1{,}58.t_s^2.L$

tal que:

$$g_{11} = 0{,}0193R - t_s \le 0$$
$$g_{12} = 413000 - R^2.L \le 0$$
$$g_{13} = 0{,}00417.L - 1 \le 0$$
$$g_{14} = 0{,}1 - L \le 0$$
$$g_{15} = 0{,}1 - t_s \le 0$$
$$g_{16} = 0{,}1 - R \le 0$$

2° sub-sistema:

$\min F_2 = 1{,}777.R^2.t_h$

tal que:

$$g_{21} = 0{,}131.R - t_h \le 0$$
$$g_{22} = 0{,}1 - t_h \le 0$$
$$g_{23} = 0{,}1 - R \le 0$$

Aplicando o processo de resolução e de coordenação, resolvemos primeiro (1ª iteração) os dois sub-sistemas com R fixo, e para as iterações seguintes determinamos a solução dos dois sub-sistemas, tendo tido o cuidado de substituir R pelo seu novo valor que depende da variável s (equação 2).

Muito rapidamente, ao cabo de três iterações, obtemos o ponto ótimo. Os resultados são classificados no tabela 1.

Tabela 1: Resultados obtidos a partir de Três Métodos

	original	Wagner	Martins - Guillot
$f^*.10^{-4}$	2.268547	2.268547	2.268547
R^*	41.499518	41.499518	41.499518
L^*	239.80815	239.80815	239.80815
t_s^*	0.800941	0.8009407	0.8009407
t_h^*	5.436437	5.436437	5.436437

Nesta tabela retornámos os resultados originais, assim como os valores determinados por Wagner (1993), que utiliza um método baseado sobre a monotonia das funções e sobre aproximções usando a função K-S introduzida por Kreisselmeier e Steinhauser (1979).

O que caracterisa o nosso método é que os resultados são obtidos de maneira sistemática sem utilização de propriedades inerentes às funções.

5. CONCLUSÃO

O método de decomposição e de coordenação apresentado aqui tem a vantagem de permitir a resolução de sistemas não-hierárquicos complexos, visto o número de variáveis e de restrições a respeitar. Este processo é de utilização muito fácil já que somos levados a resolver problemas menos complexos, mais simples e mais fáceis de tratar. Ele não necessita nenhum tipo de aproximação e permite uma resolução sistemática para obter o ponto ótimo do problema de concepção.

Os estudos futuros deverão orientar-se para a realização de um método permitindo efetuar uma Decomposição Otima, a saber: obter um máximo de sub-problemas para um mínimo de variáveis de ligação.

6. REFERÊNCIAS

* AZARM, S., LI, W.C. , Multi-level Design Optimization Using Global Monotonicity Analysis; *Journal of Mechanisms Transmissions and Automation in Design*, Vol. 111, pp. 259-263, 1988.

* BEIGHTLER, C., PHILLIPS, D.T., Applied Geometric Programming, John Wiley and Sons, Inc., New York, NY.

* HAFTKA, Raphael T. , An Improved Computational Approach for Multi-level Optimum Design; *Journal of Structural Mechanical*, 1984.

* KIRSH, U., Multi-level Approach to Optimum Structural Design, *Journal of the Structural Division*, Vol. 101, No. ST 4, pp. 657-974, 1975.

* KREISSELMEIER, G., STEINHAUSER, R. Systematic Control Design by Optimizing a Vector Performance Index, *Proceedings of the IFAC Symposium on Computer Aided Design of Control Systems*, Zurich, Switzerland, pp.113-117, 1979.

* KUSIAK, A., WING, S. C., Efficient solving of the group technology problem, *Journal of Manufacturing Systems*, Vol. 6, pp 117-124, 1992.

* KUSIAK, LARSON, Decomposition and Representation Methods in Mechanical Design; *Journal of Mechanical Design*, 1995.

* MARTINS, C., GUILLOT, J., Conception Optimale de Systèmes Mécaniques: Décomposition d'un problème à variables liées "sous-jacentes", *CANCAM 97,1-6 Juin QUEBEC (CANADA)*,1997.

* PAN, J., DIAZ, A.R., Some results in Optimization of Non-hierarchical Systems, *Journal of Mechanical Design*, Vol.112, pp. 399-405, 1990

* RAO, J.R., PAPALAMBROS, P.Y., Remarks on Conditions for the Validity of Parametric Decomposition in Optimal Design, *Advances in Design Automation*, DE_Vol.23-2, ASME Pub., pp. 51-61, 1990

* RENAUD, J.E., GABRIEL, G.A., Sequential Global Approximation in Non-hierarchic System Decomposition and Optimization, *Advances in Design Automation*, DE_Vol.32-1, ASME Pub., pp. 191-200, 1991.

* SOBIESKI, J., Optimization by Decomposition: A Step from Hierarchical to Nonhierarchical Systems, *Second NASA /Air Force Symposium on Recent Advances in Multidisciplinary Analisys and Optimization*, NASA CP-3031, Part 1, pp. 51-78, 1988.

* WAGNER, T.C., PAPALAMBROS, P.Y. , Implementation of decomposition analysis in optimal design, *ASME*, Vol. 65-2, pp 327-335, 1993b.

* WAGNER, T.C., A General Decomposition Methodology for Optimal System Design, Thesis 1993

* WU, B.C., AZARM, S., A Reduction Method for Nonhierarchical Optimization-Based Design, *Advances in Design Automation*, DE_Vol.44-1, ASME Pub., pp. 203-212, 1992b.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1268

DESARROLLO DE UN HIERRO NODULAR BAINÍTICO PARA FABRICAR PIEZAS DE EQUIPOS DE LA CONSTRUCCIÓN./*BAINITIC DUCTILE IRON FOR CONSTRUCTION MACHINES PARTS*

Urbano Ordoñez, Efraín Pantaleón, Yvan Houbaert, Leonardo Goyos, & Carlos Diez
Departamento de Tecnología de Construcción de Maquinaria, Facultad de Ingeniería Mecánica,ISPJAE, Habana, Cuba, Profesor Visitante en EPUSP, Depto de Engenharia Mecânica,Patrocinado por FAPESP.
Email: urbyordz@usp.br

Abstract.

The aim of this work is the development of a fabrication technology for 1.0% copper alloyed bainitic ductile iron. The alloy is intended for using it in automotive, construction, agriculture and other related industries, where low alloyed carbon steel spare parts are imported at very high prices in hard currency. The principal task to be carried out was the selection of an optimum heat treating technology; that means; austenization and austempering parameters. Metallurgical quality of the alloy after the heat treatment was assessed by means of different tests including mechanical properties, optical and SEM microscopy and X rays diffraction and microanalysis. Strain hardening of the alloy was evaluated through a compression test. Austenization at 880 ° C during two hours and austempering at 380 ° C also during two hours were the selected parameters for heat treating of several spur gears and pneumatic hammers handles that are now being evaluated.

Palabras claves, key words

hierro nodular bainítico, fabricación, tratamiento térmico
bainitic ductile iron, fabrication, heat treatment

1. Introducción.

Actualmente en Cuba se están fabricando motores Diesel de 6 y 8 cilindros destinados a la fabricación de omnibus, camiones, máquinas cosechadoras de caña, equipos de bombeo, etc. Esto requiere el empleo de un importante surtido de aceros de baja aleación y otros tipos de aleaciones con el fin de fabricar piezas de importancia en los equipos ya mencionados. Otras industrias como la de la construcción emplean una buena cantidad de equipos generalmente importados en los cuales la mayor parte de las piezas son de aceros de distintos tipos.

Por otro lado, la actual coyuntura económica en Cuba, caracterizada por la escasez de moneda libremente convertible, impone restricciones muy fuertes a la importación de piezas de repuesto para todas las ramas de la producción y los servicios. Por estas razones, la política de desarrollo científico y técnológico del país en el marco de la construcción de maquinaria está dirigida fundamentalmente a la introducción y desarrollo de tecnologías de punta que garanticen la sustitución de las piezas importadas por las producidas en el país al mas bajo costo posible y con óptimos niveles de calidad.

Con estas premisas se ha estructurado un programa nacional de desarrollo que incluye entre sus tareas principales la introducción en el país de la tecnología de fabricación de la

fundición nodular bainítica, la cuál continúa siendo en la actualidad objeto de extensas investigaciones fundamentalmente en países del primer mundo.

La fundición nodular bainítica se desarrollló en Finlandia en la primera mitad de la década de los años 70. La aleación en cuestión consistía en un hierro nodular de muy buena calidad metalúrgica tratado térmicamente mediante una austenización seguida de un temple bainítico en sales a 300-400 ^{o} C y cuya característica mas notable era la presencia de cantidades variables de austenita estable (de alto carbono), en dependencia del tiempo de mantenimiento a la temperatura de tratamiento isotérmico [1].

Un aspecto muy importante en la tecnología de fabricación de la fundición nodular bainítica es la selección acertada de los elementos de aleación así como su contenido óptimo en el metal. Los elementos de aleación mas utilizados en este sentido son el niquel, el manganeso, el cobre y el molibdeno. Los mejores resultados se obtienen cuando se usan de forma combinada para aprovechar el llamado efecto sinergético. El problema fundamental que presentan estos elementos de aleación reside en que ninguno de ellos individualmente ó combinados mejora las características estructurales de la aleación, siendo su único efecto el que ejercen sobre la templabilidad. Otro peligro asociado con el uso de los elementos aleantes es la llamada microsegregación, fenómeno que se manifiesta de la forma más nociva en el caso del manganeso y el molibdeno, los cuales al segregar en los espacios intercelulares crean barreras físicas a la difusión del carbono dando lugar a la creación de heterogeneidad estructural, lo que a su vez vá en detrimento de algunas propiedades importantes de la aleación como la tenacidad. El niquel y el cobre por el contrario segregan en el entorno de los nódulos lo cuál no tiene efectos desfavorables para las propiedades del material aunque se reporta que demoran el completamiento de la etapa I de la transformación bainítica[2,3] . Al parecer la variante óptima parece ser el uso de la acción combinada del molibdeno(menos de 0,3%) con níquel ó con cobre en cantidades siempre menores que 1,0-1,2 %.

Otra característica interesante de esta aleación es su capacidad para el endurecimiento por deformación. Se ha podido establecer que los hierros nodulares bainíticos sometidos a ciertos regímenes de deformación plástica, registran un aumento notable de la dureza debido a la transformación martensítica que experimentan superficialmente. Esta transformación es inducida por los esfuerzos compresivos que se generan en las capas superficiales del material durante el contacto entre dos superficies.

El mecanismo más probable parece ser el debido a la presencia de bandas de cizallamiento en la austenita (twins), en la intersección de las cuales se nuclean finas agujas de martensita [3] lo que origina un aumento considerable de la dureza en dependencia de la magnitud de los esfuerzos de compresión [4].

2. Objetivos y Alcance del Trabajo

Tomando en consideración las necesidades actuales de la industria cubana de construcción de maquinaria y sus posibilidades tecnológicas así como los problema de carácter metalúrgicos asociados a la producción de la fundición bainitica, se plantean los siguientes objetivos para este trabajo:

Seleccionar la variante óptima de tratamiento térmico que garantice la mejor combinación de propiedades mecánicas para un hierro nodular aleado con 0,8-1,0 % de cobre. En este caso se consideran como propiedades mecánicas fundamentales la resistencia a la tracción, la resistencia al impacto y el alargamiento relativo. Adicionalmente se plantea estudiar el posible endurecimiento que pueda experimentar esta aleación al ser sometida a esfuerzos compresivos de distinto grado.

Para cumplimentar los objetivos antes mencionados se propone la realización de las siguientes tareas:

- Fabricación de la aleación.
- Análisis químico y metalográfico a la aleación sin tratamiento térmico.
- Realización delos tratamientos térmicos.
- Realización de los ensayos mecánicos.
- Metalografía y ensayos físicos.
- Ensayo de deformación por compresión.
- Análisis de los resultados y conclusiones.

2.1. Fabricación de las Probetas

La carga metálica, compuesta de arrabio, chatarra de hierro nodular y chatarra de acero, se fundió en un horno de arco eléctrico de 1,2 t de capacidad con revestimiento ácido. el metal se extrajo del horno a 1540 ° C vertiéndose en una cazuela de 1.1t, conteniendo 32 kg de prealeación Fe-Si-Mg con 5-7 % de Mg. El metal obtenido fué posteriormente inoculado con 10 kg de un inoculante comercial. La aleación con cobre se realizó colocando 300 g de cobre puro en las cazuelas de 30 kg de capacidad, efectuando después el vertido en moldes "Y" para obtener probetas para los ensayos mecánicos y el resto de los análisis previstos. En la tabla 1 se dan estos resultados.

Tabla 1. Resultado de los ensayos previos del hierro nodular objeto de estudio

Composición química %	C-3,7 Si-2,64 Mn-0,32 P-0,03 S-0,02 Mg-0,048 Cu-1,04
Resistencia a la tracción MPa	650
Energía de impacto J	36
Conteo de nódulos nod./mm^2	180-200
Indice de nodularidad	>90 %
Forma delos nódulos	V > 90% Norma UNE 36117
Tamaño de los nódulos	7 Norma UNE 36117
Estructura de la matriz	Perlita (más del 90 %)

2.2. Tecnología de Tratamiento Térmico.

Para diseñar la tecnología de tratamiento térmico se revisaron diferentes trabajos publicados sobre el tema,[3,5,6,7] teniendo en cuenta sobre todo la influencia del cobre en los parámetros térmicos y cinéticos del proceso. La tecnología de tratamiento seleccionada fué la siguiente:

Austenización en un horno de cámara a 880 ° C con regulación de temperatura en el rango ± 5° C.

Inmersión (Austempering) en un baño de sales compuesto de 50% de $NaNO_3$ y 50% de NaCl a 320 y 380° C durante 15, 30 60, 90, 120 y 180 minutos con enfriamiento en agua después de cada ciclo de mantenimiento .

Esta tecnología fué empleada en el austempering de las probetas de tracción e impacto elaboradas según ASTM, A 897-90 y A 327-91M.

2.3. Ensayos Mecánicos.

En la tabla 2 se presentan los resultados de los ensayos de tracción e impacto y de las mediciones de dureza y el alargamiento relativo.

Tabla 2. Propiedades mecánicas de la aleación analizada

T° C, τ min.	Rm MPa		δ %		Energía de Impacto J		Dureza Brinell kg/mm^2	
	320	380	320	380	320	380	320	380
15	1360	1080	3,7	5,6	64	119	540	320
30	1420	1070	4,3	8,4	86	132	486	280
60	1405	1080	3,6	7,2	76	120	524	290
90	1400	1100	3,8	9,0	56	138	488	297
120	1415	1090	4,0	10,2	63	140	495	286
180	1410	1100	3,7	9,6	50	131	478	272

2.4. Metalografía y Ensayos Físicos.

En las figuras 1,2 y 3 se muestran las micrografías más representativas obtenidas por microscopía óptica y electrónica (de barrido) despues del austempering a 320 y 380° C durante 3 y 2 horas respectivamente.

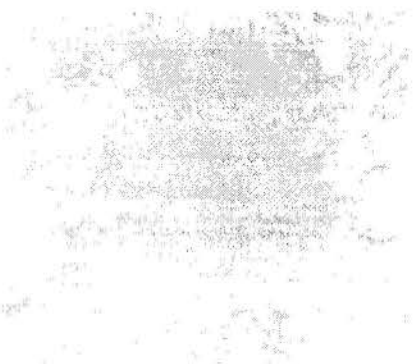


Figura 1 -Austempering a 320°C (250 x)

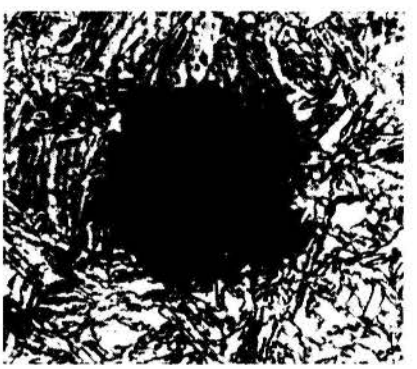


Figura 2 -Austempering a 380 °C (250 x)

Figura 3 -Austempering a 380 °C SEM (500x)

Como un medio de poder caracterizar mas completamente la aleación objeto de estudio, se la sometió a un análisis de difracción por rayos X con el fin de determinar las cantidades de

austenita residual presentes en cada etapa del austempering, a las dos temperaturas seleccionadas. En la tabla 3 y en la figura 4 se muestran los resultados correspondientes.

Tabla 3 Porcentaje de austenita residual a 320 y 380 ° C

T°C (austemp.)	γ (%)					
tiempo (min.)	15	30	60	90	120	180
320	24	26	22	27	24	25
380	32	35	34	32	34	34

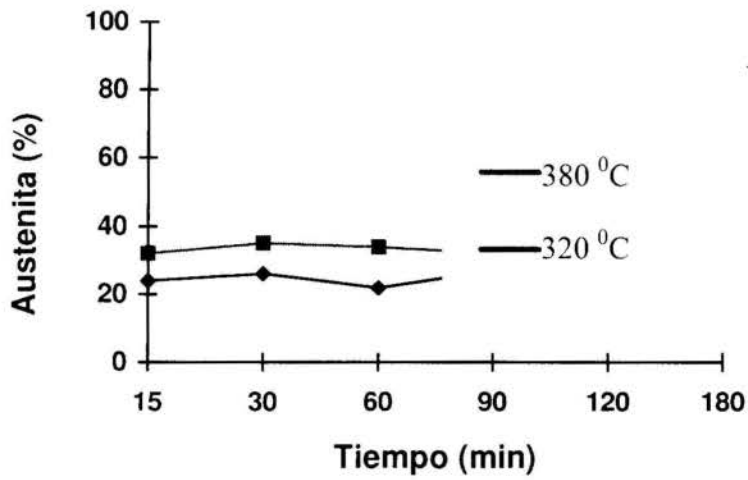


Figura 4 -Variación de la cantidad de austenita residual en función del tiempo de austempering

Por otro lado se empleó un microscopio de barrido con microanalizador acoplado con el fin de examinar la morfología de las fases presentes, asi como la probable segregación de algunos de los elementos, fundamentalmente el manganeso, el cobre y el silicio. En la tabla 4 se presentan estos resultados.

Tabla 4 Microanalisis de manganeso, cobre y silicio

Elemento	Zona I %	Zona II %
Si	4,8	_
Mn	-	0,57
Cu	1,28	_

2.5. Endurecimiento por Deformación.

Para conocer como una primera aproximación el grado de endurecimiento del material al ser sometido a un proceso de deformación plástica por compresión, se ensayaron muestras cilíndricas de ϕ 8 x 16 mm de altura a una velocidad de 1mm/min. Los niveles de deformación fueron de 10, 20, 25, 35 y 45 %. Despues de cada etapa de deformación se determinaba la dureza HV50 y se media la variación en altura de cada muestra deformada utilizando un micrómetro. En la tabla 5 se dan los valores de dureza HV en función del grado de la deformación, mientras que en la figura 5 se presenta esta variación en forma gráfica.

Tabla 5. Valores de la dureza en función del grado de deformación.

% de deformación (compresion)	Dureza HV50
12,80	444
17.6	490
25,3	497
33,6	507
40,9	512
46,7	527

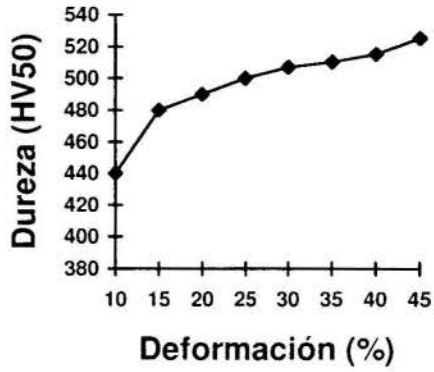


Figura 5. Variación de la dureza con el grado de deformación

3. Análisis de los resultados.

3.1. Selección de la Aleación.

Para la realización de los ensayos se fabricaron las probetas provenientes de 10 coladas seleccionadas de entre mas de 60 coladas realizadas en un período de un mes del año 1996 en una fundición que fabrica piezas de hierro nodular para la única fábrica de motores diesel existente en Cuba. Las características de la aleación que aparece en la tabla 2 representan por tanto la producción standard de la fábrica. Un criterio básico para la selección de la aleación fué el de la templabilidad, considerando que el espesor máximo de las piezas que se pretenden fabricar en un inicio no pasa de los 10mm. El otro criterio empleado fué el de limitar al mínimo posible o eliminar totalmente elementos de aleación como el molibdeno, por consideraciones de tipo económico. En la próxima etapa del trabajo se pretende añadir niquel como segundo elemento aleante considerando la amplia disponibilidad de este metal en Cuba.

A pesar del hecho de que en uno de los trabajos consultados, (5) el espesor crítico de austemperabilidad para una aleación de composición similar es sólo de 7 mm se obtuvieron matrices austempladas completas en diámetros de 20 mm a 380 ^{o} C de forma repetitiva.

3.2. Tecnología del Tratamiento Térmico.

Considerando la amplitud con que se ha tratado el austempering del hierro nodular desde hace mas de 20 años, se pudo verificar que los parámetros inicialmente seleccionados permitieron obtener propiedades mecánicas comparables a las que aparecen en una buena cantidad de trabajos sobre esta temática [5,6,7] . Las bajas temperaturas de austenización (850-900 ^{o} C) limitan la descarburación superficial y el crecimiento del grano, promoviendo además una mayor velocidad de la reacción de formación de la ferrita bainítica, por tener un menor contenido inicial de carbono [7]. Por otro lado, los dos niveles de temperatura de austempering cubren prácticamente toda la gama de posibles aplicaciones. A la temperatura de 380- 400 ^{o} C se obtienen los contenidos máximos de austenita residual estable, conjuntamente con la bainita, lo cuál como se reporta en la literatura posibilita la obtención de la mejor combinación de resistencia y tenacidad [1]. El otro aspecto a considerar tiene que ver con el

tiempo de permanencia a la temperatura de austempering. Las micrografías realizadas a los diferentes tiempos de permanencia demuestran que dentro del intervalo de tiempo ensayado (hasta 3 horas) no ocurre prácticamente ningun cambio estructural ni tampoco en las propiedades mecánicas. No obstante, a 300 ° C, no se recomienda austemplar por menos de 30 minutos debido a la posibilidad de obtener cierta cantidad de martensita con la consiguiente pérdida de tenacidad.

En la tabla 4 se dan los resultados del microanalisis por rayos X (EDS) acerca de la magnitud de la segregación del cobre, del manganeso y del silicio. Se tomó como longitud de analisis una separación promedio de 3 μ m entre dos nódulos. El único de los elementos cuya segregación tiene efectos perjudiciales es el manganeso.

3.3 Efecto del Endurecimiento por Deformación

Del gráfico de la figura 5 se deduce que la deformación produce algún tipo de cambio estructural en ciertas regiones al menos del material, lo que puede atribuirse[7] a la transformación de parte de la austenita estable en martensita según el mecanismo conocido como twinning. Aquí la dureza se ha tomado como un indicador parcial del endurecimiento pues los valores medidos corresponden a zonas de la matriz que se ven al microscopio con una testura diferente al resto. Esto induce a pensar en una posible transformación martensítica. Hay que señalar también que el ensayo realizado no garantizó el establecimiento de un estado tensional plano lo cuál sin duda es una fuente de inexactitud en el análisis. Por tanto el ensayo tiene solamente un valor orientativo sirviendo como punto de partida para una investigación más profunda sobre un tema poco abordado en la literatura técnica.

4 Conclusiones

En base a los experimentos realizados y al análisis de los resultados se pueden expresar las siguientes conclusiones:

1-El hierro fundido nodular aleado con 1 % de cobre utilizado en el trabajo para la fabricación de la fundición nodular bainítica, reune las características metalúrgicas básicas para ser utilizado con ese fin.

2-En el intervalo de tiempo de mantenimiento seleccionado (15 a 180 minutos.) no se detectaron cambios apreciables en ninguno de los parámetros medidos.

3-Los valores de resistencia a la tracción, energía de impacto y alargamiento relativo de la fundición nodular bainitica ensayada son comparables a los obtenidos internacionalmente.

4-Los niveles de segregación del manganeso alcanzados, no produjeron efectos notables en la cinética de la transformación ni dieron lugar a la aparición de austenita no transformada en cantidad apreciable.

5-El efecto de la deformación por compresión fué el aumento de dureza en ciertas regiones de la muestra analizada. No se pudo comprobar experimentalmente la presencia de martensita.

Con el criterio de la máxima cantidad de austenita residual estable como parámetro fundamental para la selección de los parámetros del tratamiento térmico para la fundición nodular aleada con 1% de cobre, se seleccionan los siguientes valores:

-Austenización 880 ° C con tiempo de mantenimiento en función del espesor de la pieza y del tipo de horno empleado.
-Austempering en baño de sales a 380 ° C durante 1 a 3 horas.

Los autores agradecen a FAPESP el apoyo brindado sin el cuál no hubiera sido posible la realización de este trabajo.

Referencias

1. BLACKMORE, P.A. & HARDING, R.A. The effects of Metallurgical Proccess Variables on the Properties of Austempered Ductile Irons, Journal of Heat treatment ,vol.3,n 4,.pp 310-325, December 1984

2. DORAZIL,E., BARTA, B., MUNSTEROVA, E., STRANSKY, L. & HUVAR, A. High Strength Bainitic Ductile Iron, AFS International Journal, pp. 52-62, June 1982.

3. JOHANSSON, M. Austentic-Bainitic Ductile Iron, AFS Transactions, vol. 73, pp. 117-122, 1977.

4. SCHISSLER, J.M. & SAVERNA, J. The Effect of Segregation on the Formation of Austempered Ductile Iron, Journal of Heat Treating, vol.4, n 2, pp. 167 176. 1985

5. VOIGT, R. C. Austempered Ductile Iron- Processing and Properties, Cast Metals, vol. 2, n 2, pp. 72-93, 1989.

6. VOIGT, R. C. & LOPER, C.R. Austempered Ductile Iron- Process Control and Quality Assurance, Journal of Heat Treating, vol.3, n 4, pp. 291-309, December 1984

7. VUORINEN, J.J. Strain Hardening Mechanism. and Characteristics of Austempered Ductile Iron, A F S Transactions, pp. 577-587, 1986.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB134

INDÚSTRIA ARTESANAL DE RECICLAGEM DE ANODOS DE SACRIFÍCIO DE ZINCO / *THE HANDMADE RECYCLED THE SACRIFICE ANODES OF ZINC.*

MOREIRA, A.L.S, LEAL, R.L.M & CARVALHO, L.A.P
Departamento de Engenharia Mecânica, Centro Tecnológico, Universidade Federal do Pará, Campus Universitário do Guamá, Belém, Pará, Guamá, CEP 66075-110, telefone (091) 2111320, Fax (091) 2111325 E-mail: lucier@amazon.com.br

Abstract

In the Amazon region the boats that do the fishing in offshore use sacrifice zinc anodes as catode protection of their metalics hull against the eletrochemical corrosion process, that is a common way of corrosion in waters of Equatorial Atlantic. Because of the necessity of the maintenance of these boats the local small industries began to produce sacrifice zinc anodes but it was observed that they didn't a have good work against the corrosion mechanism. This paper considers the production process of these anodes showing the most important operational parameters involved. The results show us that the recycle handmade industry doesn't have a quality and quantitative control having as result the production of inert anodes which are not fitted to the desired protection. For this research were colected some types of samples made by these industries. The chemical composion of all anodes was analyzed and finally it was made a comparative study of their micro and macrostructure.

Keywords

Anodo, Sacrificio, Zinco, Reciclagem, Corrosão.

1. INTRODUÇÃO

Todos os materiais utilizados pela sociedade moderna no atendimento de suas necessidades básicas obedecem a ciclos. Assim, matérias primas tais como minérios, madeira, hidrocarbonetos, oxigênio, nitrogênio e outros gases, são transformados através de processos de refino e purificação em inúmeros produtos acabados ou semi-acabados capazes de atender essas necessidade, os quais após serem utilizados durante um determinado período de tempo retornam à terra, água ou atmosfera, muitas vezes com formas e composições químicas bastante modificadas.

Devido a permanente utilização de alguns tipos de energia durante as etapas de exploração, processamento, produção, emprego e reciclagem, o ciclo de um material encontra-se sempre vinculado a respectivos ciclos de energia. Considerando, por outro lado, que a produção de energia utiliza recursos como carvão, óleo, urânio, água, oxigênio, etc, o ciclo de um certo material também leva em conta todos os materiais envolvidos na produção da respectiva energia necessária à sua obtenção (Czichos, 1988).

Como a natureza de um material e os ciclos de energia envolvidos influenciam e são influenciados pelos modelos econômicos existentes, um dos principais objetivos da engenharia está relacionado à seleção e especificação do material mais adequado a um determinado tipo de aplicação prática bem como à busca da melhoria de suas propriedades em geral através da otimização tanto do projeto do processo de fabricação como da projetação do produto final considerando, principalmente, um maior controle e rendimento do processo (o qual deve sempre, portanto , levar em conta dissipação minimizada de energia e materiais) e a preservação ou melhoria da qualidade do produto obtido.

Apesar do significativo progresso alcançado pelos polímeros, cerâmicos e compósitos, os materiais metálicos continuam ocupando uma importante posição no desenvolvimento industrial e tecnológico de nossa época (Flemings, 1988; Chiaverini, 1994 e Garcia, 1994). Os metais e suas ligas continuam sendo insubstituíveis em um elevado número de aplicações, particularmente como materiais de construção mecânica e estrutural, o que pode ser explicado pela excepcional combinação de suas propriedades físicas, mecânicas, elétricas e magnéticas. É importante ressaltar, que a possibilidade de combinação diversificada dos metais sob a forma de ligas, permite uma versatilidade fantástica de aplicações tecnológicas, podendo um mesmo metal ser utilizado em áreas muito diferentes. Considerando que a maior bacia fluvial do mundo encontra-se exatamente na Amazônia, destaca-se a importância que o transporte hidroviário representa para a sua integração em todos os níveis e, portanto, para o seu pleno desenvolvimento sócio-econômico. Logo, seria interessante, a realização de estudos que contribuíssem para a substituição do empirismo regional utilizando na fabricação de produtos fundidos empregados por esse setor, melhorando por conseguinte, a qualidade e o desempenho dos mesmos. Tal objetivo poderia ser alcançado por meio do desenvolvimento de estudos que possibilitassem a otimização de determinadas propriedades exigidas desses produtos. Entre estes poderíamos citar o caso, por exemplo, de anodos de sacrifício que são bastante utilizados na proteção galvânica de cascos de nossas embarcações, os quais geralmente são componentes importados de outras regiões ou quando produzidos por pequenas oficinas locais agregam, ao longo do seu processo de fabricação, um elevado grau de empirismo fato que certamente concorre para uma menor vida útil e desempenho irregular dos mesmos (Carvalho et al, 1995).

No tocante à problemática tecnológica regional de fundição, em função do predomínio de métodos empíricos e do crescente aumento da demanda de peças mais complexas, será necessário a interferência de pesquisa sistemática dirigida a problemas operacionais locais de fundição, tendo em vista um maior rendimento do processo e a preservação ou melhoria da qualidade do produto (Leal, 1996).

Na Região Amazônica, os barcos que realizam a pesca em alto mar utilizam anodos de sacrifício de zinco na proteção catódica de seus cascos metálicos para proteger os mesmos contra o processo de corrosão eletroquímica tão comum nas águas do Atlântico Equatorial. Devido a essa necessidade, por parte da indústria naval de reparação desses barcos, pequenas indústrias locais de fundição começaram a produzir anodos de sacrifício de zinco, porém, logo foi observado que os mesmos não apresentavam um bom desempenho na proteção desses cascos contra o fenômeno da corrosão. Assim, este trabalho apresenta como principal objetivo a realização de uma análise do processo de produção artesanal desses anodos onde são considerados os principais parâmetros operacionais envolvidos no mesmo. Os resultados obtidos demonstram que a referida indústria artesanal de reciclagem não apresenta qualquer controle qualitativo e quantitativo resultando na produção de anodos inertes, ineficientes portanto para a finalidade de proteção desejada

2. MATERIAIS E MÉTODOS

Conforme é conhecido de todos, um anodo de sacrifício destinado à proteção catódica de cascos de embarcações é constituído de uma placa de metal, geralmente zinco ou alumínio, de dimensões padronizadas em cuja composição química existem outros elementos, também importantes, presentes em menores teores. Através de critérios normativos, os anodos de sacrifício são fixados, por meio de processos convencionais de soldagem, em diversos pontos do casco da embarcação cujo material permanece completamente protegido contra o fenômeno da corrosão, durante um determinado período de tempo, em função da existência de uma diferença de potencial eletroquímico entre o meio, no caso a água do mar, e o anodo de sacrifício, bem maior do que aquela existente entre o meio e o casco metálico da embarcação. Logo, podemos verificar, que um rigoroso controle da composição química qualitativa e quantitativa desses anodos é de fundamental importância a fim de que os mesmos realmente alcancem um determinado potencial eletroquímico capaz de proteger, de maneira eficiente, as estruturas metálicas acima citadas. Após um certo tempo de utilização, que pode ser estimado com relativa precisão, o qual depende tanto das condições de trabalho da embarcação como das características próprias do meio, os anodos de sacrifício são consumidos necessitando ser, portanto, substituídos.

Os resultados apresentados neste trabalho foram obtidos a partir de dois diferentes métodos de investigação, quais sejam:

(1) Método da observação direta: possibilitou o levantamento de informações, junto a empresas de construção e manutenção naval localizadas na área metropolitana de Belém-PA, relacionadas aos critérios e técnicas operacionais, adotadas pelas mesmas, durante o processo de fabricação, instalação e utilização de anodos de sacrifício em cascos de embarcações nas condições amazônicas.

(2) Método experimental: permitiu a implementação de conhecidos procedimentos experimentais que viabilizaram a análise da composição química, macroestrutura e microestrutura de diferentes tipos desses anodos.

No primeiro caso, os resultados foram obtidos junto a sete empresas de construção e manutenção de embarcações empregadas em transportes e fins industriais localizadas no Estado do Pará (área metropolitana de Belém) e uma no Estado do Amapá, assim representadas: dois estaleiros navais, duas indústrias de pesca, uma oficina de manutenção naval, dois fabricantes de anodos de sacrifício e uma assessoria de engenharia naval. A fim de tornar possível a análise dos dados obtidos, através do processo da observação direta nas empresas visitadas, os mesmos foram sistematizados, objetivando a apresentação das informações de modo que padrões e tendências pudessem ser discerníveis.

O método experimental, por outro lado, considerou a análise da composição química, macroestrutura e microestrutura de três diferentes tipos de anodos de sacrifício utilizados por embarcações nas condições amazônicas. Assim, ficou estabelecido, como amostra 1, aquela correspondente a um anodo de sacrifício adotado como padrão, de reconhecida eficiência, produzido por um tradicional fabricante nacional. As amostras 2 e 3, por outro lado, correspondem a anodos produzidos por pequenas oficinas locais de fundição, localizadas na área metropolitana de Belém-PA.

Na estimativa da composição química das amostras acima referidas, as mesmas foram estudadas em microssonda utilizando-se um sistema de análise por dispersão de energia (raio-X) gerada pela incidência de um feixe de elétrons sobre cada uma das amostras em questão. Tal análise apresenta, no entanto, caráter apenas semi-quantitativo uma vez que, em função de limitações do equipamento utilizado, foi realizada em pontos localizados somente

até 2 μm abaixo da superfície de cada uma delas. Mesmo assim, este método fornece uma composição aproximada dos elementos presentes em uma liga, desde que as quantidades dos mesmos não estejam abaixo do limite de detecção do equipamento, que varia de elemento para elemento em torno de 0,1% em peso. A composição química de cada uma das amostras estudadas, foi analisada em três pontos diferentes das mesmas.

O procedimento experimental objetivando a revelação das macroestruturas dos diferentes anodos estudados, considerou as mesmas etapas tradicionalmente conhecidas, ou seja, faceamento, lixamento (em lixadeira manual com lixas d'água de SiC de granulometrias 220, 320 e 400) a ataque com reagente químico adequado (Reativo de Behara - 20g de CrO_3, 2g de Na_2SO_4, 1,7 ml de HCl concentrado e 100 ml de H_2O destilada). Posteriormente, as amostras foram fotografadas sem aumento e com iluminação adequada.

No caso da revelação das respectivas microestruturas o procedimento adotado consistiu, igualmente, de etapas já bastante conhecidas. Assim, inicialmente foram obtidas pequenas amostras de cada um dos tipos de anodos (em cortadora de disco abrasivo com disco adequado para metais dúcteis) as quais foram, em seguida, embutidas a frio em resina epoxi. Após a cura da resina, as amostras foram então lixadas (em lixadeira mecânica com lixas d'água de SiC de granulometrias 220, 320, 400, 600 e 1200), polidas (em pasta de diamante - 6 μm, 1μm e 0,25 μm) e atacadas com reagente químico adequado (100 ml de álcool etílico e 5 ml de HNO_3 concentrado). Finalmente, as amostras foram fotografadas (em microscópio Neophot-32 da Zeiss).

3. ANÁLISE DOS RESULTADOS

O processo de fabricação local de anodos de sacrifício utilizados na proteção galvânica de cascos de embarcações nas condições regionais foi monitorado, em algumas oficinas de produção, em todas as suas etapas. Logo, foi possível observar que o mesmo é completamente artesanal não existindo, portanto, qualquer controle sobre importantes variáveis envolvidas em um processo convencional de fundição como, por exemplo, composição química da matéria prima, características físico-químicas da areia utilizada pelo molde, temperatura de vazamento, tempo de solidificação, presença de convecção no metal líquido, influência do nível de superaquecimeto, condições de extração de calor pelo molde, etc (Ohno, 1976; Chalmers, 1967 e Flemings, 1974).

Os fabricantes locais utilizam, de forma aleatória, sucata de zinco na produção desses anodos que, muitas vezes, pode conter teores significativos de outros elementos como Fe, Al, Cu, etc, comprometendo, por conseguinte, o desempenho satisfatório dos mesmos. Em alguns casos, a sucata de zinco utilizada é totalmente proveniente de anodos de sacrifício já consumidos anteriormente, os quais são então reutilizados como matéria prima sem, contudo, qualquer procedimento tecnológico de reciclagem adequado. Alguns usuários afirmaram que seria muito interessante poderem utilizar anodos de fabricação local garantidos por certificados de controle de qualidade e com preços economicamente competitivos de mercado. Entre os maiores consumidores locais encontram-se a Base Naval de Belém-PA da Marinha do Brasil e as indústrias pesqueira e de navegação marítima. Assim, o tempo médio de substituição dos mesmos depende tanto do tipo de embarcação como de suas condições de trabalho. Os barcos de pesca, por exemplo, ao sofrerem manutenção anual em época correspondente à proibição de suas atividades, têm oitenta por cento de seus anodos substituídos. Os critérios utilizados no dimensionamento da quantidade e disposição espacial dos anodos nos cascos das embarcações são baseados, em princípio, em normas brasileiras e regulamentos estabelecidos pelas companhias seguradoras. Algumas empresas usuárias obedecem, no entanto, ao projeto de dimensionamento original dos estaleiros fabricantes , ou

seja, os anodos são distribuídos no casco da embarcação de modo a resultar, em média, um anodo para cada três a quatro metros quadrados. Os fabricantes locais recomendam a substituição dos anodos reciclados a cada seis meses, tempo estimado de sua vida útil em águas marítimas nas condições regionais. Um barco de pesca, do tipo convencional, por exemplo, necessita aproximadamente de quarenta anodos para a proteção de seu casco contra o fenômeno da corrosão eletroquímica em águas do mar nas condições amazônicas. Nas Figuras 1 mostra detalhe de embarcação utilizada tipicamente na pesca em alto mar, sendo submetidas ao processo de manutenção de seus cascos e hélices, em estaleiro localizado na região metropolitana de Belém-PA.

Os anodos de sacrifício de zinco fabricados no Brasil, tradicionalmente considerados de elevada eficiência, apresentam de maneira geral a seguinte composição química: *Al* (0,10 a 0,50%), *Cd* (0,025 a 0,15%), *Si* (máximo de 0,125%), *Cu* (máximo de 0,005%), *Fe* (máximo de 0,005%), *Pb* (máximo de 0,006 %) e *Zn* (restante). Para efeito de análise comparativa, a Tabela 1 apresenta a composição química qualitativa e quantitativa das três diferentes amostras representativas dos tipos de anodos estudados.

Tabela 1: Composição química média aproximada dos anodos de sacrifício estudados.

Elemento Químico/ Amostra	% Zn	% Al	% Fe	% Cu
1	100,00	-	-	-
2	99,38	0,62	-	-
3	98,97	0,37	0,49	0,16

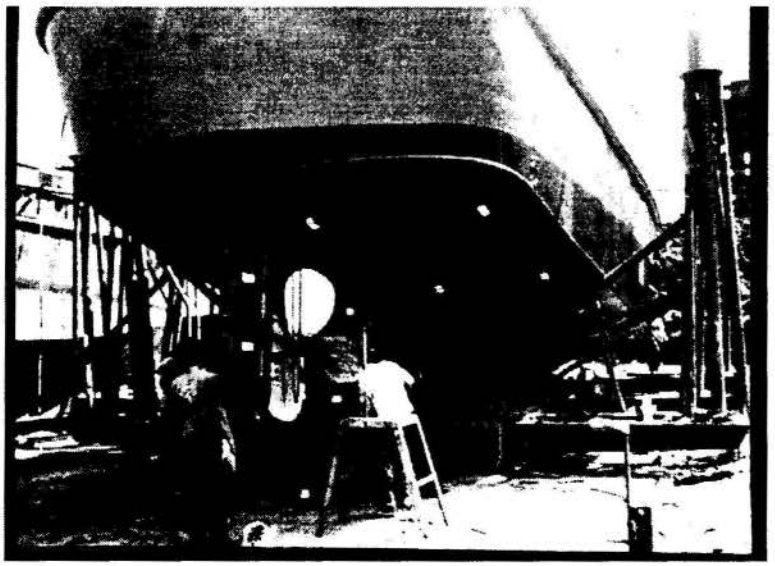


Figura 1 - Aplicação de pintura básica anti-corrosiva e instalação de anodos de sacrifício zinco.

Apesar do caráter semi-quantitativo da análise da composição química realizada, podemos observar que nenhuma das amostras estudadas apresenta a composição estabelecida pelas normas técnicas vigentes, sendo que tal fato pode ser considerado mais crítico nos casos das amostras 2 e 3. Os teores de ferro, cobre e chumbo são muito importantes e quando encontrados acima do máximo permitido comprometem o desempenho dos anodos eliminando, portanto, sua capacidade de proteção.

Figura 2 - Macroestruturas das amostras dos anodos de sacrifício estudados.

A Figura 2 apresenta as macroestruturas de solidificação obtidas, respectivamente, das amostras 1, 2 e 3 dos anodos de sacrifício estudados. Assim, podemos observar que, no caso da amostra 1, os grãos são equiaxiais, bastante refinados, sem orientação preferencial e distribuídos homogeneamente ao longo de toda a seção longitudinal da amostra caracterizando, portanto, uma estrutura isotrópica. Na amostra 2, por outro lado, podemos verificar que enquanto nas partes inferior e superior da amostra os grãos, de maneira geral, são equiaxiais, de pequenas dimensões e sem orientação preferencial, na parte central da referida amostra os mesmos são equiaxiais, grosseiros e sem, igualmente, orientação preferencial o que caracteriza uma estrutura com elevado grau de anisotropia.

Finalmente, os grãos revelados na amostra 3,podem ser classificados em colunares e equiaxiais bastante grosseiros. No caso dos grãos colunares, os mesmos apresentam forte orientação preferencial em direção ao centro da amostra. Os grãos equiaxiais, por sua vez, encontram-se localizados principalmente na região central da mesma. Esta heterogeneidade macroestrutural caracteriza, da mesma forma, uma estrutura altamente anisotrópica.

As Figuras 3, 4 e 5 apresentam as microestruturas de solidificação correspondentes, pela ordem, às amostras 1, 2 e 3. No caso da amostra 1, podemos notar que a mesma apresenta uma estrutura monofásica com grãos equiaxiais e refinados. São observadas maclas proporcionadas pela deformação dos processos de lixamento e polimento. A amostra 2, por outro lado, apresenta grãos equiaxiais com maclas de deformação em algumas regiões bem como uma segunda fase nos contornos que parece ser um eutético lamelar, provavelmente de Zn-Al, uma vez que o alumínio foi o único elemento presente na microanálise da amostra além do zinco. Finalmente, na amostra 3 pode ser observada uma estrutura composta de grãos irregulares, dendríticos e de dimensões bem maiores que nos casos anteriores. A segregação dendrítica existente é característica de estruturas brutas de fusão de materiais com menor grau de pureza.

4. CONCLUSÃO

A análise dos resultados obtidos neste trabalho permite concluir que, de maneira geral, os anodos de sacrifício utilizados na proteção catódica de cascos de embarcações nas condições amazônicas são produzidos artesanalmente por pequenas oficinas locais de fundição. A matéria prima desses anodos é, basicamente, sucata de zinco não havendo portanto qualquer controle sobre a especificação da mesma o que, certamente, contribui para o baixo desempenho dos anodos em questão uma vez que a presença de elementos estranhos ou elementos considerados críticos na composição química dos mesmos em teores diferentes

daqueles permitidos são seguras causas de insucessos registrados. Uma outra causa bastante comum que proporciona

Figura 3 - Microestrutura da amostra 1 com aumento de 100X após ataque com reativo de Palmerton modificado.

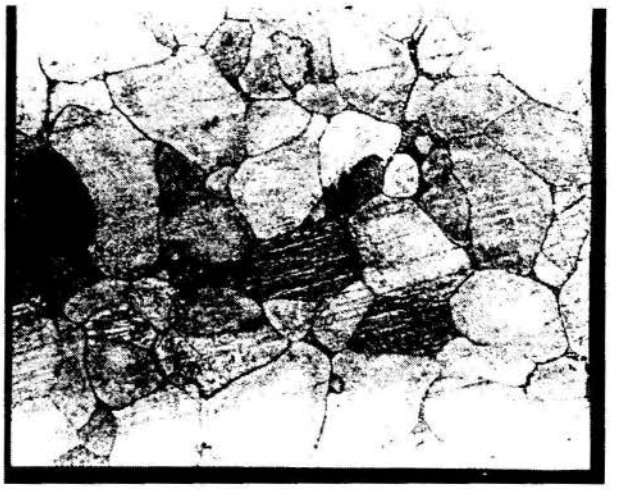


Figura 4 - Microestrutura da amostra 2 com aumento de 100X após ataque com reativo de Palmerton modificado.

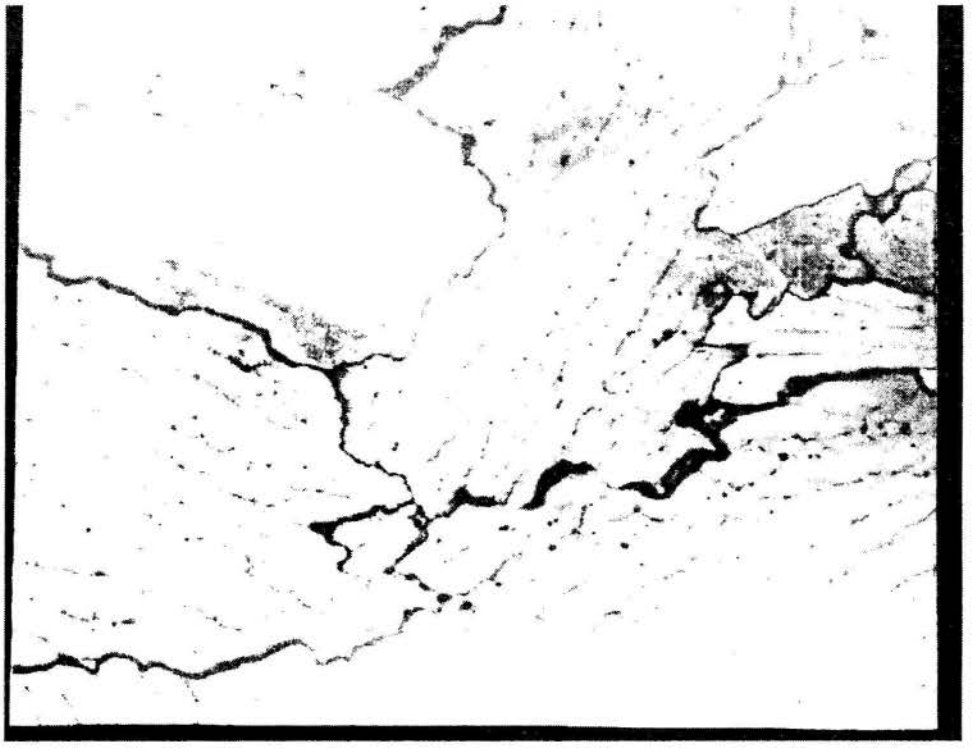


Figura 5 - Microestrutura da amostra 3 com aumento de 25X após ataque com Nital 5%.

uma baixa eficiência a esses anodos é a instalação deficiente dos mesmos que, apresentando mau contato elétrico com o casco da embarcação, contribui para a diminuição de seu desempenho. Finalmente, é importante ressaltar, que no tocante a problemas relacionados à tecnologia regional de fundição, em função do predomínio de métodos empíricos e do crescente aumento da demanda de peças fundidas mais complexas, será cada vez mais necessária a interferência da pesquisa sistemática dirigida a problemas locais, tendo em vista um maior rendimento do processo e a melhoria da qualidade do produto obtido. Assim, no caso específico da fabricação de anodos de sacrifício, seria interessante analisar a

possibilidade de acrescentar ao conhecimento empírico regional já disponível estudos referentes à influência de importantes fatores operacionais do processo de fundição capazes de elevar o desempenho desses anodos proporcionando-lhes, por exemplo, estruturas mais isotrópicas.

5. REFERÊNCIAS

CARVALHO, L.A.P., LEAL, R.L.M. & MOREIRA, A.L.S. Análise da Utilização de Anodos de Sacrifício em Embarcações na Amazônia, *Anais do III Encontro Científico de Desenvolvimento Tecnológico da Amazônia e Centro-Oeste*, pp. 269-274, Belém, 1995.

CHALMERS, B. *Principles of Solidification*, John Wiley & Sons, New York, London and Sydney, 1967.

CHIAVERINI, V. O Papel da Engenharia na Era dos Materiais, *Anais do III Congresso de Engenharia Mecânica Norte-Nordeste*,pp. P65-P68, Belém, 1994.

CZICHOS, H. The Materials Cycle, *Atas Bulletin,* pp. 20-23, 1988.

FLEMINGS, M.C. Structural Materials: Metals, Ceramics, Polymers and Composites, *Atas Bulletin, pp. 31-42, 1988.*

FLEMINGS, M.C. *Solidification Processing*, Mc Graw-Hill, New York, 1974.

GARCIA, A. A Solidificação dos Materiais e suas Inferfaces com as Engenharias Mecânica, Química e Elétrica, *Anais do III Congresso de Engenharia Mecânica Norte-Nordeste*, pp. P59-P64, Belém, 1994.

LEAL, R.L.M. & MOREIRA, A.L.S. Aspectos da Indústria Artesanal de Anodos de Sacrifício de Zinco na Amazônia, *Anais em CD-ROM do 2nd NACE Latin American Region Corrosion Congress,* Rio de Janeiro, 1996

OHNO, A. *The Solidification of Metals*, Chigin Shokan, Tokyo, 1976.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1462

UM MÉTODO DE ANÁLISE TERMOECONÔMICA PARA OTIMIZAÇÃO DE UM SISTEMA DE COGERAÇÃO / *A THERMOECONOMIC ANALYSIS METHOD FOR A COGENERATION SYSTEM OPTIMIZATION*

CELSO EDUARDO TUNA & JOSÉ LUZ SILVEIRA
Departamento de Energia, Faculdade de Engenharia Mecânica - UNESP - Guaratinguetá
CEP 12.500-000 Guaratinguetá, Brasil - E-mail: tuna@feg.unesp.br & joseluz@feg.unesp.br

Abstract

This article presents an exergoeconomic analysis of a cogeneration plant, applied as a rational technique to produce electric power and saturated steam. The aim of this new methodology is the minimum manufacturing exergy cost, based on the Second Law of Thermodynamics. The decision variables selected for the optimization are the pressure and the temperature of the steam leaving the boiler, because they affect significantly the energy and the economic performance of the cogeneration system. The equations for calculating the capital costs of the components are formulated as a function of these decision variables. An application of the method using real data of a multinational chemical industry located in São Paulo State is presented. The cogeneration system is intended to be integrated in a process plant whose energy demands are 6000 kW of electricity and 5.834 kg/s of saturated steam at 1.5, 0.6 and 0.25 Mpa. The conditions which establish the minimum cost are presented as finals conclusions.

Keywords

Termoeconomia, Segunda Lei da Termodinâmica, Exergia, Cogeração, Otimização, Thermoeconomic, Second Law of Thermodynamics, Exergy, Cogeneration, Optimization.

1. INTRODUÇÃO

O desenvolvimento de técnicas de projeto de um sistema energético eficiente e de custo minimizado é um dos maiores desafios dos engenheiros da área energética. Atualmente com os finitos recursos naturais e o aumento da demanda energética nos países em desenvolvimento, torna-se muito importante compreender os mecanismos que transformam esses recursos naturais em energia e desenvolver métodos de projeto destes ,sistemas e a redução do seu impacto ambiental. A Segunda Lei da Termodinâmica combinada com a Engenharia Econômica representa uma ferramenta poderosa para o estudo e otimização destes projetos. Esta combinação forma a base do mais novo campo da termoeconomia, a exergoeconomia. Novas metodologias tem sido formuladas, dando forma a novos conceitos com suas próprias nomenclaturas, definições e aplicações (Bejan *et al.*,1996).

Dentro do seu campo de aplicação podemos citar a determinação do custo de utilidades como produto ou insumo em plantas de manufatura, e custo da energia entre várias operações de um processo ou de um conversor de energia. Estes custos são aplicáveis em estudos de viabilidade, em decisões a nível de investimentos, na comparação de técnicas alternativas e

condições de operação, e na seleção econômica dos equipamentos durante uma instalação, troca ou expansão de um sistema energético.

Neste trabalho, um método de análise termoeconômica aplicado a um sistema de cogeração (produção de calor e potência) é apresentado. A técnica desenvolvida tem como objetivo a otimização do custo global de aquisição e operação do sistema empregando turbinas a vapor e é empregada a uma planta química localizada no Estado de São Paulo. Esta planta apresenta uma demanda de 6000 kW de eletricidade e de vapor saturado distribuído em pressões de 0.25, 0.6 e 1.5 MPa e vazões de 0.278, 4.167, e 1.389 kg/s respectivamente. Neste estudo é feito uma comparação entre duas configurações possíveis, uma utilizando turbina a vapor de contrapressão com três extrações, e a outra com uma turbina de condensação, também com três extrações, como alternativas para o atendimento das necessidades energéticas da planta industrial.

Para os propósitos de otimização, é necessário especificar o modelo físico, o modelo de custo da instalação e a função objetiva a ser minimizada. Esta última consiste no custo exergético da manufatura a uma demanda fixa de calor e potência. Os parâmetros selecionados para serem otimizados são a temperatura e a pressão do vapor na entrada da turbina, visto que estes são mais significativos sobre a potência elétrica e o nível de investimento nos sistemas de cogeração estudados. Os modelos são formulados como função destas variáveis de decisão.

2. METODOLOGIA

O primeiro passo em uma análise de custo energético e exergético de um fluxo de vapor é a aplicação de balanços monetários no sistema a ser estudado. O custo de um produto de um conversor de energia é igual ao total gasto para obtê-lo, ou seja, o gasto com combustível mais o gasto operacional mais o custo do equipamento. É conveniente definir fatores de custos específicos, determinados por $c_i = C_i / Pd$, onde Pd é a quantidade de produto na saída. Pd pode representar produção de eletricidade, calor de processo, ou qualquer outro item termicamente produzido.

$$C_{PRODUTO} = \Sigma C_i = C_{COMBUSTIVEL} + C_{OPERACIONAL} + C_{EQUIPAMENTO} \qquad (1)$$

Analisando separadamente os conversores de energia dentro do sistema de geração de calor e potência, equaciona-se os custos primeiramente para um ciclo Rankine, onde o condensador é substituído pela unidade de processo da planta química que consome vapor, conforme a figura 1.

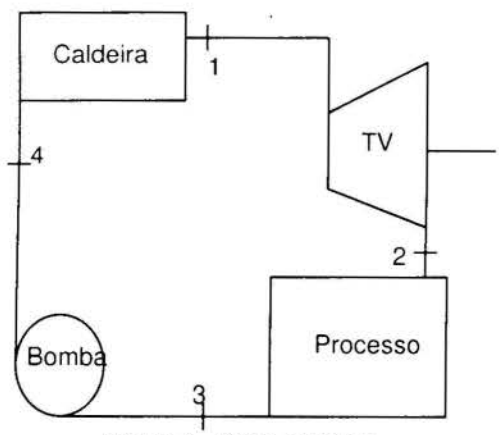


Figura 1 - Ciclo Rankine

Na bomba, o custo do produto na saída é igual ao custo do fluxo de entrada, mais o custo anual do equipamento, mais o custo do trabalho da bomba:

$$C_4 = C_3 + C_B + C_{WB} \qquad (2)$$

O custo anual do equipamento (C_B) em US$/h, já incluindo a despesa com manutenção e operação é calculado pela expressão:

$$C_B = \frac{\varphi . f . Ib}{H} \qquad (3)$$

onde φ é o fator de manutenção, f é o fator

de amortização, *Ib* é o custo da bomba instalada, e *H* é o número de horas de operação do sistema por ano. O custo do trabalho da bomba C_{WB} é:

$$C_{WB} = P_{ELET}.W_B \tag{4}$$

onde W_B é o trabalho da bomba em kW; este é calculado considerando um ciclo real com rendimento isoentrópico (η_{isob}) e com rendimento energético η_B., e P_{ELET} é a tarifa de eletricidade em US$/kWh. Substituindo as equações (3) e (4) em (2):

$$C_4 = C_3 + \frac{\varphi.f.Ib}{H} + P_{ELET}.W_B \tag{5}$$

Na caldeira, o custo do seu produto é igual ao custo do fluxo de entrada, mais o custo anual do equipamento, mais o custo do combustível, portanto:

$$C_1 = C_4 + \frac{\varphi.f.Ical}{H} + P_{COMB}.E_{COMB} \tag{6}$$

$$E_{COMB} = \frac{m_v.(h_1 - h_4)}{\eta_{CAL}} \tag{7}$$

onde η_{CAL} é o rendimento energético da caldeira, *Ical* é o custo da caldeira instalada e P_{COMB} é o preço do combustível em US$/kWh. Então C_1 é o custo do vapor C_v em US$/h. Portanto desenvolve-se a expressão do custo do vapor C_1, inserindo a equação (5) na equação (6).

$$C_v = C_1 = \frac{\varphi.f.(Ical + Ib)}{H} + P_{COMB}.E_{COMB} + P_{ELET}.W_B + C_3 \tag{8}$$

Adotando os fatores de custo específicos, a equação (8) toma a seguinte forma para os casos energético e exergético, respectivamente:

$$m_v.h_1.c_{vh} = \frac{\varphi.f.(Ical + Ib)}{H} + P_{COMB}.E_{COMB} + P_{ELET}.W_B + m_v.c_3.h_3 \tag{9}$$

$$m_v.e_1.c_{ve} = \frac{\varphi.f.(Ical + Ib)}{H} + P_{COMB}.E_{COMB} + P_{ELET}.W_B + m_v.c_3.e_3 \tag{10}$$

Analisando este custo específico na saída da caldeira, verificamos que neste está considerado toda a geração de calor e pressão do fluxo de vapor, então, assume-se que seu valor específico em US$/kWh pode ser também definido como o custo específico da energia (e exergia) do vapor na saída da turbina e na saída do processo, portanto, estes custos específicos se eqüivalem ($c_1 = c_1 = c_2 = c_3$). Por exemplo, na entrada da turbina temos um custo energético de vapor igual a seu custo específico vezes a massa de vapor vezes a entalpia na entrada da turbina ($C_1 = c_1.m_1.h_1$), e na saída da turbina o custo do fluxo de vapor extraído é igual também ao seu custo específico vezes a sua massa vezes a sua entalpia ($C_2 = c_v.m_2.h_2$). Note que apesar de usarmos o mesmo custo específico, temos valores de *h* diferentes, pois $h_1 > h_2$ e que portanto $C_1 > C_2$, fazendo com que toda a irreversibilidade da turbina seja

considerada ao se calcular o custo da eletricidade produzida, conforme veremos a seguir. Na saída do processo, o custo calor não aproveitado, ou seja, as perdas, são consideradas ao se calcular o custo de saída da bomba. Na saída do processo também utiliza-se o custo específico da energia (e exergia) do fluxo, pois este calor não aproveitado também é proveniente da caldeira. Então as equações (9) e (10) ficam da seguinte forma:

$$c_{Vh} = \frac{\frac{\varphi.f.(Ical + Ib)}{H} + P_{COMB}.E_{COMB} + P_{ELET}.W_B}{m_V.(h_1 - h_3)} \tag{11}$$

$$c_{Ve} = \frac{\frac{\varphi.f.(Ical + Ib)}{H} + P_{COMB}.E_{COMB} + P_{ELET}.W_B}{m_V.(e_1 - e_3)} \tag{12}$$

Analisando as equações acima descritas verifica-se que o custo específico do vapor é igual ao total gasto para obtê-lo dividido pelo total da sua energia gasta no processo e na produção de eletricidade. Para um caso genérico, onde *n* é o número de extrações de uma turbina de contrapressão, o custo específico do vapor em US$/kWh, na base exergética, pode ser determinado por:

$$c_{Ve} = \frac{\frac{\varphi.f.\left(Ical + \sum_{Ib=1}^{n} Ib_n\right)}{H} + P_{COMB}.E_{COMB} + P_{ELET}.\sum_{W_B=1}^{n} W_B}{m_V.e_1 - \sum_{i=n+2}^{2n+1} m_i.e_i} \tag{13}$$

Para o caso de uma turbina de condensação:

$$c_{Ve} = \frac{\frac{\varphi.f.\left(Ical + \sum_{Ib=1}^{n} Ib_n\right)}{H} + P_{COMB}.E_{COMB} + P_{ELET}.\sum_{W_B=1}^{n} W_B}{m_V.e_1 - \sum_{i=n+1}^{2n} m_i.e_i} \tag{14}$$

Na turbina, o custo da eletricidade, na base exergética, em US$/kWh na saída da turbina é igual ao custo do fluxo de entrada, mais o custo anual do equipamento I_{turb}, menos o custo do vapor extraído:

$$C_{ELe} = c_1.m_1.e_1 + \frac{\varphi.f.Iturb}{H} - c_2.m_2.e_2 \tag{15}$$

como $c_V = c_1 = c_2 = c_3$, e fazendo $C_{ELe}=c_{ELe}.Ep$:

$$c_{ELe} = \frac{\varphi.f.Iturb}{H.Ep} + \frac{c_{Ve}.m_V.(e_1 - e_2)}{Ep} \tag{16}$$

Da mesma forma na base energética:

$$c_{ELh} = \frac{\varphi.f.Iturb}{H.Ep} + \frac{c_{Vh}.m_v.(h_1 - h_2)}{Ep} \quad (17)$$

$$Ep = m_v.(h_1 - h_2).\eta_{mtv}.\eta_{ger} \quad (18)$$

onde Ep é a potência elétrica produzida em kW, considerando um ciclo real com rendimento isoentrópico (η_{isotv}), um rendimento mecânico na turbina η_{mtv} e um rendimento no gerador η_{ger}. Novamente na forma genérica, agora uma mesma equação, tanto para a turbina de contrapressão quanto para a de condensação, na base exergética:

$$c_{ELe} = \frac{\varphi.f.Iturb}{H.Ep} + \frac{c_{Ve}.m_v.\left(e_1 - \sum_{e_i=2}^{n} e_i\right)}{Ep} \quad (19)$$

O custo da energia na manufatura, que é a função objetiva a ser minimizada é definida pelo custo da eletricidade produzida mais o custo do vapor consumido, mais o custo da eletricidade comprada da rede, em caso de déficit, ou menos o custo da eletricidade vendida em caso de excedente, ou seja:

a) Na base energética, em caso de déficit ou auto-suficiência na produção de eletricidade, e em caso de excedente, temos em US$/h respectivamente:

$$C_{MANh} = Ep.c_{ELh} + (Ereq - Ep).Pel + c_{Vh}.m_v.(h_2 - h_3) \quad (20)$$

$$C_{MANh} = Ep.c_{ELh} - (Ep - Ereq).Pvel + c_{Vh}.m_v.(h_2 - h_3) \quad (21)$$

b) Da mesma forma na base exergética temos:

$$C_{MANe} = Ep.c_{ELe} + (Ereq - Ep).Pel + c_{Ve}.m_v.(e_2 - e_3) \quad (22)$$

$$C_{MANe} = Ep.c_{ELe} - (Ep - Ereq).Pvel + c_{Ve}.m_v.(e_2 - e_3) \quad (23)$$

As exergias do vapor nos pontos são calculadas pela equação (Moran *et al.*,1994):

$$e_n = [(h_n - h_0) - T_0(S_n - S_0)] \quad (24)$$

3. MODELAGEM DO CUSTO DAS INSTALAÇÕES

Quando se calcula os custos de uma planta, é necessário considerar o custo anual associado a aquisição, instalação e operação de cada componente da planta. As expressões para a obtenção do custo de aquisição e instalação em dólares são apresentadas a seguir (Frangopoulos,1987, Lazzaretto *et al.*,1995). Nestas foram utilizados os formatos das equações das referências citadas, alguns coeficientes foram ajustados através de cotações de preços realizadas em fabricantes nacionais, considerando além do custo de aquisição, os

custos de instalação civil, elétrica, instrumentação e controle, e tubulações, calculados percentualmente em relação ao custo do equipamento.

$$Ical = 740.\left(m_V.h_v\right)^{0.8}.\exp\left(\frac{P-2}{14.29}\right).\exp\left(\frac{T-350}{446}\right) \tag{25}$$

$$Iturb = 6000.Ep^{0.7} + 60.Ep^{0.95} \tag{26}$$

$$Icond = 1773.m_V \tag{27}$$

$$Ib = 3540.W_B^{0.71} \tag{28}$$

O fator de amortização do investimento é definido por:

$$f = \left(1+\frac{ir+inf}{100}\right)^{Cp/2}.\left[\frac{q^k.(q-1)}{q^k-1}\right] \tag{29}$$

$$q = 1+\frac{ir}{100} \tag{30}$$

onde *ir* e *inf* são a taxa percentual de juros anual e de inflação anual, respectivamente, *Cp* é o período de construção em anos, e *k* é o período de amortização, também em anos.

4. APLICAÇÃO

O presente método será utilizado a duas possíveis configurações de um sistema de cogeração a ser aplicado em uma planta química. Esta possui uma demanda de 6000 kW de eletricidade e de vapor saturado distribuído em pressões de 0.25, 0.6 e 1.5 MPa e vazões de 0.278, 4.167 e 1.389 kg/s respectivamente, totalizando 5.834 kg/s. As duas configurações a serem comparadas são mostradas nas figuras 2 e 3.

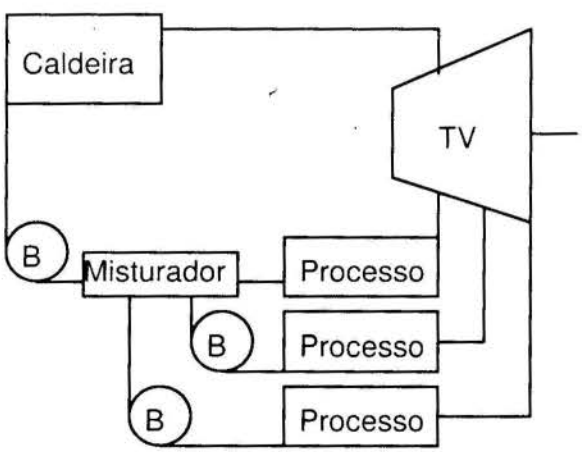


Figura 2 - Sistema de cogeração - caso 1

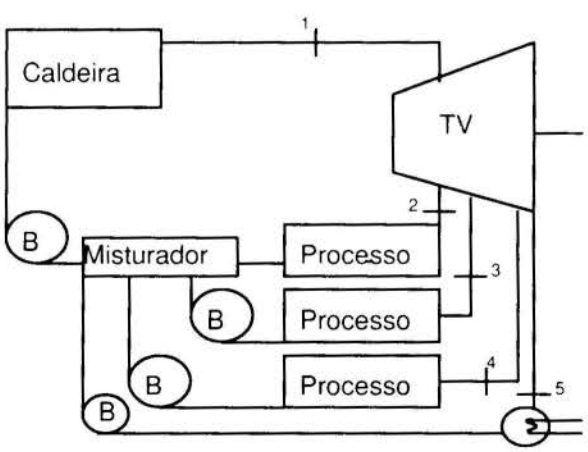


Figura 3 - Sistema de cogeração - caso 2

A primeira (caso 1) utiliza uma turbina a vapor de contrapressão com três extrações, fornecendo por completo apenas as necessidades de calor do processo. No entanto, na segunda configuração (caso 2), utiliza-se uma turbina de condensação, que além de fornecer calor ao processo, produz toda a energia elétrica necessária, ou seja, trabalha em paridade térmica com a planta. Neste caso, o eventual excesso de vapor vai para um condensador, e a massa total de vapor do sistema é calculado em kg/s utilizando o princípio da conservação de massa e da Primeira Lei da Termodinâmica, formando a seguinte equação:

$$m_1 = \frac{m_2.(h_2 - h_5) + m_3.(h_3 - h_5) + m_4.(h_4 - h_5) + \dfrac{Er}{\eta_{mtv} \cdot \eta_{ger}}}{h_1 - h_5} \qquad (31)$$

A minimização da função de custo é feita utilizando um programa escrito em linguagem FORTRAN, as propriedades termodinâmicas dos pontos foram calculadas utilizando uma subrotina denominada STEAM (Wylen *et al.*, 1995), a faixa de temperatura e pressão utilizada na otimização foi de 350 a 500 °C e 2 a 10 Mpa, com intervalos de 10 unidades para a temperatura, e de 0.1 unidades para a pressão. Os parâmetros fixos adotados são mostrados na Tabela 1.

5. RESULTADOS E CONCLUSÃO DA OTIMIZAÇÃO

Os resultados obtidos são demonstrados na Tabela 2. A variação do custo de manufatura exergético em função do período de amortização é mostrado na figura 4. Observe-se que a condição de pressão 6.2 Mpa e temperatura 410 °C é a otimizada para a caldeira da configuração 1. No entanto, a configuração mais econômica é a segunda, pois possui um custo de manufatura menor que a primeira, além de suprir totalmente a demanda de eletricidade da planta, sua diferença de custo em termos anuais é de 330.560 US$.

Tabela 1: Parâmetros fixos

η_{mtv}	0.98
η_{ger}	0.98
η_{isotv}	0.85
η_{isob}	0.75
η_b	0.70
η_{cal}	0.85
H [h]	8000
φ	1.10
ir [%]	12
inf [%]	10
Cp [anos]	2
k [anos]	10
P_{COMB} [US$/kWh]	0.010
P_{ELET} [US$/kWh]	0.070
P_5 [MPa]	0.05
Ereq [kW]	6000
To [°C]	25
Po [MPa]	0.101325

Observa-se também que os custos de manufatura, tanto o da base energética, quanto o da base exergética, são iguais. Isto se deve ao fato de termos os custos de aquisição e operação iguais, o que muda é o custo específico do vapor e da eletricidade. Pois no caso exergético, avalia-se apenas o custo da energia disponivel, portanto, se um produtor independente de eletricidade vender seu produto utilizando a base energética, ele estará cometendo um enorme erro.

A variação do custo específico do vapor e da eletricidade na base energética e exergética é mostrado na figura 5.

O desenvolvimento de um método de otimização econômica associado com a análise termodinâmica, vencida as eventuais complexidades do início, revela-se como uma ferramenta poderosa para uma concepção correta de investimento e operação do sistema de cogeração proposto.

Tabela 2: Resultados Obtidos da Otimização

Caso	T [°C]	P [MPa]	Cmanuf [US$/h]	Ep [kW]	C_{Vh} [US$/kWh]	C_{eh} [US$/kWh]	C_{ve} [US$/kWh]	C_{Ee} [US$/kWh]	m_1 [kg/s]
1	410	6.2	542.18	2380	0.017	0.038	0.030	0.060	5.834
2	390	5.3	500.86	6000	0.023	0.039	0.038	0.058	10.039

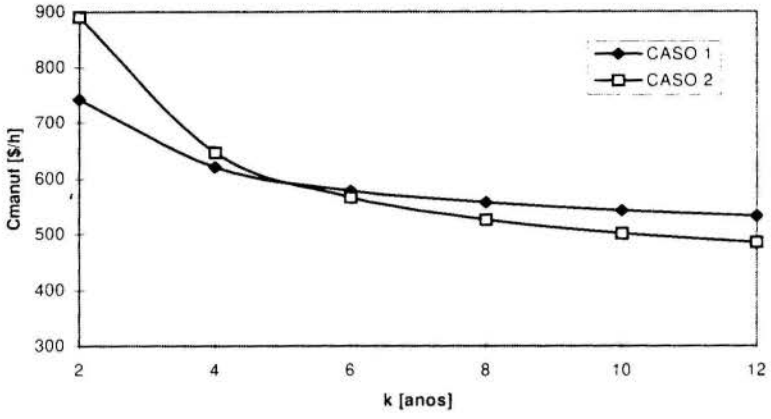


Figura 4 - Cmanuf [US$/h] x k, taxa de juros de 12%

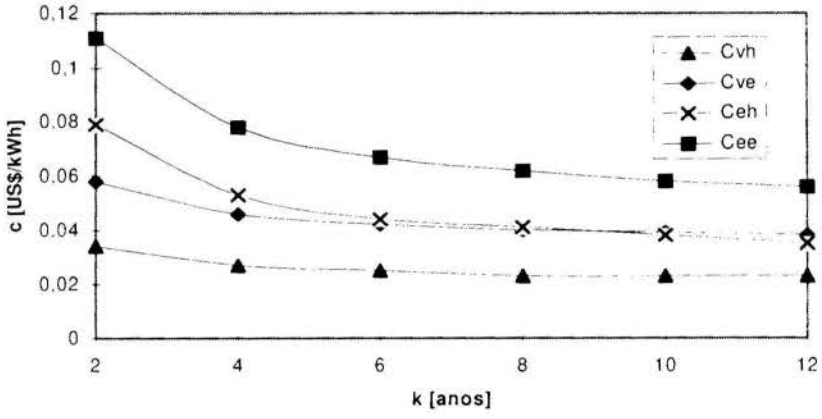


Figura 5 - Caso 2, Custos do vapor e da eletricidade na base energética e exergética [US$/kWh] x k [anos]

6. REFERÊNCIAS

BEJAN, A., TSATSARONIS, G., MORAN, M. *Thermal Design and Optimization*, John Wiley Sons Inc., New York, 1996.

FRANGOPOULOS, C.A. Thermo-Economic Functional Analysis and Optimization, *Energy*, vol. 12, pp. 563-571, 1987.

LAZZARETTO, A., MACOR, A. Direct Calculation of Average and Marginal Costs from the Productive Structure of an Energy System, *Journal of Energy Resources Technology*, vol. 117, pp. 171-178, 1995.

MORAN, M.., SCIUBBA, E. Exergy Analysis: Principles and Practice, *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, vol. 116, pp. 285-290, 1994.

WYLEN, G.V., SONNTAG, R., BORGNAKKE, C. *Fundamentos da Termodinâmica Clássica*, Editora Edgard Blücher Ltda., São Paulo, 1995.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB310

BAYESIAN INFERENCE FOR PLANT DATA RECONCILIATION SYSTEMS

EUGENE UWIMANA
Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, CEP 38.400-902 Uberlândia-MG, Brasil- E-mail: uwimana @ufu.br

Abstract

In the present work, a new method based on the Statistical Bayesian Inference and the Maximum Likehood Principle is developped to analyse a set of measurements data in the presence of gross errors. It permits a rapid localisation, identification and correction of source of extremals using as criterion of optimization the satisfaction of energy and material equations. The new method allows to overcome the pratical limitations of previous works which attempted to deal with the problem. The proposed strategy proceeds in three levels. Statistical criteria are used to check whether the set of measurements contain gross errors. A bayesian inference technique and the maximum likehood principles are used to quantify and localize the gross errors. A new set of reconciliated plant measurements is calculated for estimation and optimization purposes.

Keywords

Data adjustment, gross errors, statistical inference, thermofluid systems. *Tratamento de dados, erros grosseiros, inferência estatística, sistemas termofluidos.*

1. INTRODUCTION

Reliable data are the key to efficient operation of any thermofluid system. With the increasing use of computers in industry, numerous data are required and used for in line and off line optimization and control. Many process control and optimization activities are based on small improvements in process performances; errors in process data or unreliable methods of dealing with these errors can easily exceed or mask actual changes in process performance. It should be common practice to adjust raw measurements taken from a process, so that known errors and measurements noise are eliminated. This procedure is called data reconciliation.

A good survey of available methods for data reconciliation is the work by Van Cutsem(1985) and the monograph by Mah(1990). The most common approach formulates a least squares problem, but the succesfull application of a least squares problem relies on the errors being normally distributed with zero mean. In practice, the process data may also contain other types of errors which are caused by non-random events. These are called gross errors. Common examples of these gross errors are calibration errors, instruments malfunctions, interpretation errors, wrong placement of sensors. The presence of gross errors alters the criteria of data reconciliation via least squares approach. So in order to safely use the least squares approach, it is essential to check for the presence of gross errors in the measurements data, and to proceeed to adjustment of the data.

There are different ways to identify a systematic large error, eg (i) with a theoretical analysis of all effects leading to gross error, (ii) with measurement of a given process variable by two distinct methods with different precision, (iii) by checking the satisfaction of the balance and equilibrium equations. The third alternative is particulary attractive because it is relatively simple and is based on relations of absolute validity, namely on the conservation of mass and energy.

Several previous works in the literature have attempted to deal with the problem of location of gross errors. Literature surveys have been made by Gandini(1978) and Uwimana (1987) on the methods available. All these methods are based on the elimination of data suspected with gross errors using a user's criterion. The state estimation of the system is computed using the remaining measurements data. These methods constitute an interesting choice but, they are valid only in a very limited number of situations.

The variables, whose the measurements data have been eliminated should be still observable thanks to the global redundancy in the system. In this case, after a new measurement has been deleted, the test function and the variance for the resulting system have to be recomputed and when the number of suspect measurements is increased, it became a very tedious solution.

The data elimination methods are based on the fact that the origin of observed discrepancies lies in the measurements errors. But is already known that discrepancies may have their origin in the measurements data configuration modelling and even in the interpretation process. Due to the contamination process of residuals, there is always a risk that in the presence of more than one data with gross error, the eliminated data are not necessarly the data containing gross errors.

For the above and other limiting reasons, we have developped a bayesian inference based technique for plant data reconciliation systems.

2. FORMULATION OF THE PROBLEM.

Process measurements are always subject to errors. These errors give rise to discrepancies in material and energy balances. We define data reconciliation as the process of adjusting the process measurements to obtain values that are consistent with the material and energy balances. A simple case is a process operating at steady state where all the desired variables are measured. The measurements vector **y** can be written as

$$y = \hat{y} + b \qquad (1)$$

where $\hat{y}$ is the vector of the true values of the variables and b is a vector of random measurement errors. Assuming that the vector of errors b is a normally distributed vector with a zero mean value and a known positive definitite variance-covariance matrix V, the data reconciliation problem can be stated as a constrained least squares estimation problem, where the weighted sum of residuals is to be minimised subject to contraints.

$$\text{Min } J(\hat{y}) = \text{Min} \sum (\hat{y} - y)^T V^{-1} (\hat{y} - y) \qquad (2)$$

$$f_i(\hat{y}) = 0 \quad i = 1, 2,...N$$

The constraints arise because the mass balances, energy balances and any other performance equations must be satisfied, and are encapsulated in the the term f(y).

At convergence, the solution $\hat{y}$ must be considered as the maximum likehood estimate of y.

$$\hat{y} = y - VA^T(AVA^T)^{-1}g, \qquad (4)$$
$$g = f(y)$$

$$A_{ij} = \frac{\partial f_i}{\partial y_j}_{y=\hat{y}}$$

In the absence of gross errors $J(\hat{y})$ has a chi-square distribution and the vector of residuals **r** is normally distributed with a mean equal to zero. A chi-square test on $J(\hat{y})$ and an hypothesis testing on the residuals will confirm the presence or the absence of gross errors.

3. BAYESIAN INFERENCE TECHNIQUE FOR GROSS ERRORS HANDLING

We will take into account an eventual presence of gross errors by modelling the measurements data the following manner.

$$y = \hat{y} + b + e \qquad (5)$$

The vector b represents the random measurements errors with a normal distribution. The vector e represents the gross errors and are modeled like independent measurable variables. The real values of the measured variables must satisfy the balance equations.

$$f_i(\hat{y}_1, \hat{y}_2, \ldots \hat{y}_M) = O \quad i=1,2,..N \qquad (6)$$

In practice the functions $f_i(y)$ are not linear. A development in Taylor's series will yield, in first approximation

$$f(y) - A(y-\hat{y}) = f(\hat{y}) \quad \text{or} \quad Ab + \bar{g} - g = O \qquad (7)$$

$\bar{g}$ is the vector of gross errors in balance equations. Should we have a correct measurement of these errors, it will be permitted to write the following normal probability function (Khinchin, 1957).

$$p(g/\bar{g}) = (2\pi)^{-\frac{N}{2}} \det(Q)^{\frac{1}{2}} \exp -\frac{1}{2}\{(g-\bar{g})^T Q^{-1}(g-\bar{g})\} \qquad (8)$$

where $Q = (AVA^T)$ is the covariance matrix of g in a first aproximation. We are making the hypothesis that the gross errors are measurable variables. In practise we don't have any information permiting to establish the statistical behaviour of the new variables e. In the first place we shall use the zero vector as the measurements of gross errors. With a certain covariance matrix W. This estimation is accompaigned by a certain degree of confiance expressed by the amplification factor (θ) of the matrix W.

The matrix W is chosen the following manner, but there exist many possibilities of choosing the initial matrix W.

$$W = V + rr^T$$

In the second part (rr^T)of the matrix W, the terms corresponding to the residuals, whose values do not reach a fixed upper limit (hypothesis test on residuals), are set to zero. Then the distribution function for the gross errors is

$$p(g/\theta) = (2\pi)^{-\frac{N}{2}} \det(\theta^{-1}W)^{-1/2} \exp\{-\frac{1}{2} g^T \theta W^{-1} g\} \quad (9)$$

Using the Bayes theorem (Box and Tiao, 1977)

$$p(g, \bar{g}/\theta) = p(g/\bar{g})p(\bar{g}/\theta) = p(\bar{g}/g,\theta)p(g/\theta) \quad (10)$$

The explicit form of the function $p(g/\theta)$ is computed by the integration of the relation $p(g, \bar{g}/\theta)$ with respect to g. The same procedure allows to obtain the relation for $p(\bar{g}/g,\theta)$.

$$p(g/\theta) = (2\pi)^{-N/2} \det(Q+\theta^{-1}W)^{-1/2} \exp\{-\frac{1}{2} g^T (Q+\theta^{-1}W)^{-1} g\} \quad (11)$$

$$p(\bar{g}/g,\theta) = (2\pi)^{-N/2} \det(Q^{-1}+\theta W^{-1})^{-1/2} \exp\{-\frac{1}{2} L(\bar{g}/g,\theta)\} \quad (12)$$

$$L(\bar{g}/g,\theta) = \{\bar{g} - (Q^{-1}+\theta W^{-1})Q^{-1}g\}^T (Q^{-1}+\theta W^{-1}) \{\bar{g} - (Q^{-1}+\theta W^{-1})Q^{-1}g\} \quad (13)$$

For the calculation of the equation of the factor of amplification θ, we use the classical integration of binomial forms (Graybill, 1969) to manipulate $p(g/\theta)$ and then

$$g^T (Q+\theta^{-1}W)^{-1} g = N \quad (14)$$

After diagonalization of different matrices involved in θ equation, the solution of the non linear equation for θ by the Newton-Raphson method is straightfull

$$\gamma^{(k+1)} = \gamma^{(k)} - \varepsilon \frac{N - g^T (Q+\gamma^{(k)}W)^{-1} g}{g^T (Q+\gamma^{(k)}W)^{-1} W (Q+\gamma W)^{-1} g} \quad (15)$$

where $\gamma = \theta^{-1}$. We have already proved that the convergence of this Newton-Raphson procedure is granted (Uwimana, 1987). After solving the equation for θ, the estimated values of the gross errors are calculated from applying the maximum likehood principle to (12)

$$\begin{aligned} \hat{g} &= \theta^{-1}W(Q+\theta^{-1}W)^{-1}g \\ \hat{W} &= \theta^{-1}W\, I - (Q+\theta^{-1}W)^{-1}\theta^{-1}W \\ \hat{e} &= VA^T(AVA^T + \hat{W})^{-1}\hat{g} \end{aligned} \quad (16)$$

4. MEASURE OF THE QUALITY OF THE ADJUSTMENT

After the adjustment, or the extraction of gross errors, the obtained values ($\underline{y},\underline{V}$)

$$\underline{y} = y - \hat{e} \quad \underline{V} = V + \hat{W} \tag{17}$$

are consistent with the traditional chi-square test on the sum of residuals J(y). But the estimated values of the gross errors depend on the guessed values of the matrix W assigned a priori in the probability function $p(g/\theta)$. Because there are many possibilities for choosing the matrix W, there are many solutions.

The purpose of the adjustment is not only to produce data consistent with balances equations data but also to correct the origin of observed discrepancies. Therefore, it is necessary to impose an optimality criterion on the adjustment procedure. If the initial choice of the matrix W is not compatible with the gross errors present in the data set, the adjustment will not be perfect even if the statistical tests on the residuals are satisfied. We have introduced the quality criterion using the following considerations. Let us consider the following relation in the data space

$$J(g) = g^T Q^{-1} g < N \tag{18}$$

The relation (18) define a closed hypersurface in the interior of which the deviations between the data (residuals errors in the balance equations) will be in the vicinity of one standard deviation per one degree of freedom. After the adjusment, the limits of the one unit of standard deviation is modified to accomodated the gross errors.

$$J(g/\theta) = g^T (Q + \theta^{-1} W)^{-1} g < N \tag{19}$$

Therefore the best adjustment is the one which will produce the minimum amplification of the uncertainties (confidence interval). Consider the N-dimensionnal volume Vol(g) whose the domain is determined by the ellipsoid J(g)<N. We may write it in the integral form

$$V(g) = \int_{J(g)<N} \ldots \int dg_1 dg_2 \ldots\ldots dg_N \tag{20}$$

Let us reduce J(g) to the canonical form using an orthogonal transformation. Such procedure allows the explicit calculation of the V(g).

$$J(g) = g^T Q^{-1} g = \sum_{i=1}^{N} s'^2_i Q_{ii} \tag{21}$$

Q_{ii} are the eigenvalues of the matrix Q. All the s'_i and s_i are the elements of the transformation vector.

$$V(g) = (N^N \det Q^{\frac{1}{2}} \int_{\sum_{i=1}^{N} s_i^2} \ldots \int ds_1 \ldots ds_N) \tag{22}$$

The integral in (22) represents the volume of a unitary "sphere" N-dimensional and the value of that volume is

$$\mathrm{Vol}(g) = \frac{\pi^{\frac{N}{2}}}{\Gamma(\frac{N}{2}+1)} \tag{23}$$

Therefore $J(g) < N$ determines an hypervolume whose the value is

$$\mathrm{Vol}(g) = \frac{\pi^{\frac{N}{2}} N^{\frac{N}{2}}}{\Gamma(\frac{N}{2}+1)} (\det Q)^{\frac{1}{2}} \tag{24}$$

Similarly, one shows that the relation $J(g/\theta)<N$ determines un hypervolume with the value equal to $\mathrm{Vol}(g/\theta)$.

$$\mathrm{Vol}(g/\theta) = \frac{\pi^{\frac{N}{2}} N^{\frac{N}{2}}}{\Gamma(\frac{N}{2}+1)} (\det Q + \theta^{-1} W)^{-\frac{1}{2}} \tag{25}$$

We will define the quality criterion of the adjustment by the ratio of the volumes inside the limits of one standard deviation per degree of freedom before and after the correction.

$$\zeta_0 = \{\det(Q + \theta^{-1} W)^{1/2} \det Q^{-1/2}\}^{1/N} = \det(I + \theta^{-1} W Q^{-1})^{1/N} \tag{26}$$

Between two matrices W, the better is one which will lead to the value of ζ_0 near to unity. The equality $\zeta_0=1$ means an optimal choice of the matrix W and optimal adjustment. In fact in the absence of gross errors $\theta^{-1}=0$ and $\zeta_0=1$. We are giving in the following lines the different stages of the bayesian gross errors treatment procedure.

1. Evaluate of the weighted residuals $J(g) = g^T Q^{-1} g$
2. Make a chi-squares test on the residuals. If the test is negative the leat squares adjustment is perfect. If the test is positive, go to point 3.
3. Evaluate W matrix from the available information.
4. Calculate ζ_0. If $(\zeta_0 - 1) < \varepsilon$ (ε given by the user) go to point 5 otherwise repeat 3
5. Evaluate the gross errors and analyze their origin.
6. Calculate the new values of the measured variables ($\underline{y}$, $\underline{V}$) and the system state.

5. APPLICATION OF THE ADJUSTMENT TECHNIQUE

For illustration purposes, we are giving here the application of the bayesian inference based technique to the analysis of gross errors in the measurements data to full scale HVAC system(10,000m^3/h). For space reasons all the details of the calculation will not be given here. The laydown of the system is given on figure 1. The main components shown are: a preheating coil (PRE), a electric boiler (CHE), a humidifier(HU), a heating coil(REC), a gas boiler(CHG), a cooling coil(REF), a ventilator system(VE).

The different sensors and measuring equipment allow the collection of necessary for the calculation of following power flows (i_1....i_{13}) corresponding to QPA, QPW, QEW, QEE, QHA, QEV, QCA, QCON, QLAT, QRA, QRW, QVA, QVE

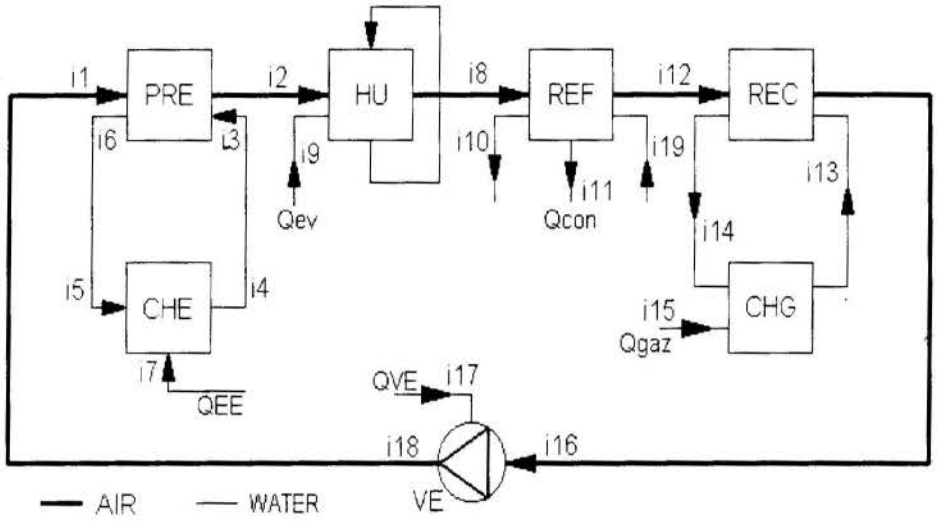


Figure 1. Full Scale HVAC System

The Chi-square test on residuals shows the presence of gross errors ($J(y)/\chi^2_\alpha$=20.1), for α=0.01. The results are shown in the fifth column. r_{Ni} is a residual and $N_{\alpha/2}$ is the value of the reduced normal variable such that probability ($y>N_{1-\alpha/2}$)= $\alpha/2$.

Table 1. Measurements Data

Before the adjustment						After the adjustment		
Measurement		Value(kW)	St.Dev.	$\frac{r_{Ni}}{N_{\alpha/2}}$	judgement	New value (kW)	St.Dev.	Estimated error
1. Preheating	QPA	12.362	0.191	0.459		12.428	0.183	0.05
	QPW	12.724	0,116	2.028	suspected	12.428	0.183	0.28
	QEW	13.420	0.130	6.704	suspected	12.428	0.183	0.55
	QEE	13.520	0.130	7.402	suspected	12.428	0.183	1.06
2. Humidifier	QHA	18.166	0.270	3.940	suspected	16.963	0.180	1.22
	QEV	17.638	0.150	3.492	suspected	16.963	0.180	0.61
3. Cooling	QCA	16.595	0.648	0.737		16.956	0.121	0.44
	QCON	16.486	0.075	6.127	suspected	16.956	0.121	0.47
	QCAT							
4. Reheating	QRA	13.956	0.250	2.156	suspected	13.410	0.405	0.55
	QRW	12.812	0.259	1.798	suspected	13.410	0.405	0.49
5. Ventilating	QVA	4.025	0.116	1.137		3.593	0.417	0.42
	QVE	3.857	0.057	0.326		3.593	0.417	0.03

We have then applied the adjustment principle to the data measurements. The results are given in the above table 1. The final adjustment quality criterion is ζ_O=1.09 which is an excellent value. We see taht there is a perfect consistency between the calculated corrections and and the estimated values of gross errors.

Besides the ζ_O criterion, we have applied another criteron of absolute validity. The comparison of the power injected in the system (gas boiler and electric boiler, 31.16 KW) and the total power consumed in different components (31.35kW). After the adjustment, the consistency of the two values is evident.

6. CONCLUSION

We have presented in this paper a new technique for treatment of gross errors in plant measurements data. This technique is not confined to thermofluid systems and can be applied to any mechanical system in steady state operation. We are working on the extension of the method to systems dynamic operation .

The majority of available methods for treatment of gross errors are based on the elimination of the data suspected of containing gross errors. The elimination of suspected data is not always a solution. It may leads to the inobservability or canceals the global redundancy of measurements data set. There is an other problem linked to elimination procedure, the lack of the quality of adjustment measure. The residuals are always correlated and therefore the propagation of errors in remaining residuals occurs. For that reason the eliminated data are not necessary the data containing the gross errors. This implies that there is no more possibility to judge the quality of adjustment.

The method presented here has two undisputed advantages. The adjustment procedure leaves the data unchanged for any further analysis and there is a mathematical efficient criterion to qualify the reconciliation procedure.

7. REFERENCES

BOX, G.E.P., and TIAO, G.C., *Bayesian Inference in Statistical Analysis*. Addison-Wesley, 1977

GANDINI, A., *Review of Advanced Method for Data Adjustment*. Advisory Group IPEA Meeting,Vienna,1978.

GRAYBILL,F.A., *Introduction to Matrices with Applications in Statistics*. Wadsworth Publ.Co., Belmont, CA., 1969.

KHINCHIN, A.I, *Mathematical Foundations of Information Theory*, Dover Publications, New York, 1957.

MAH, R.S.H., *Chemical Process Structuring and Information Flows*. Buterworths,1990

UWIMANA, E. *Analyse des Systèmes Thermofluides*. Université de Liège, BELGIUM, 1987

VAN CUTSEM, T., *Estimation d'Etat Hiérarchisé: Conception et mise en oeuvre d'une méthode pour la conduite en temps réel des grands réseaux électriques*. Coll. des Publ. Fac. Sci. Appl., 97, Université de Liège, BELGIUM, 1985.

UNESP

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB215

UM MODELO QUANTITATIVO PARA RECONHECIMENTO DE PADRÕES EM SISTEMAS DINÂMICOS / *A QUANTITATIVE MODEL FOR PATTERN RECOGNITION IN DYNAMIC SYSTEMS*

EDSON PACHECO PALADINI
Departamento de Engenharia de Produção e Sistemas
Universidade Federal de Santa Catarina - Trindade
88040-910 - Florianópolis - SC. E-mail: paladini@jaccess.com.br

Abstract

This paper describes a model to analyze relevant properties of dynamic systems. The variations that the system shows during its use has been considered by the model. It identifies actions to correct and avoid the variations. The actions must be taken in the production process (system control). The model uses a quantitative evaluation (unusual in this kind of analysis). Several modules compose the model. Some of them are described in this paper as well as their results. It allows to understand the contribution of the model to the problem solution.

Keywords

Dynamic systems, system control, quality evaluation, pattern recognition, quality assurance. Sistemas dinâmicos, controle de sistemas, avaliação da qualidade, reconhecimento de padrões, garantida da qualidade.

1. INTRODUÇÃO

No presente trabalho, utiliza-se o termo "Sistemas Dinâmicos" para definir estruturas organizadas que apresentam propriedades que variam com o passar do tempo. Desta forma, o termo é tanto empregado para definir o sistema cardiovascular dos seres humanos quanto as estruturas que envolvem processos industriais ou de prestação de serviços. Por sua relevância no contexto dos sistemas, centra-se o estudo nas propriedades que, por sua natureza e importância, os caracterizam.

O aspecto dinâmico dos sistemas aqui estudados configura um elemento de complexidade indiscutível no esforço que se faça para conhecer tais sistemas, entender seu funcionamento e, principalmente, impor a eles algum tipo de comportamento. Em particular, a análise das variações que o sistema experimenta ao longo do tempo parece ser o elemento mais relevante a considerar, na medida em que desta análise pode-se determinar como se alteram características relevantes do sistema, em um primeiro momento, e, a seguir, porque ocorrem estas variações. Conhecidas as variações do sistema, pode-se selecionar ações que visam impor ao sistema determinado comportamento, de forma que sejam minimizadas as variações indesejáveis.

Toda a ênfase do modelo aqui descrito está diretamente relacionada ao primeiro momento da análise das variações do sistema, isto é, procura-se proceder uma avaliação objetiva

(quantificável) destas alterações. Aplicado a casos práticos específicos, o modelo tem fornecido resultados que envolvem informações fundamentais para o entendimento da natureza das alterações observadas e, daí, definir as ações corretivas e preventivas adequadas..

2. DEFINIÇÃO DO PROBLEMA

Ao longo de seu uso, um produto pode experimentar alterações visíveis em sua área externa (perda de tonalidade, por exemplo). Estas alterações podem refletir mudanças em seu processo de funcionamento se ocorrerem como conseqüência de variações de propriedades relevantes do produto. Avaliar tais alterações, assim, constitui-se um problema relevante, ainda que complexo. De fato, pode-se observar, intuitivamente, que estão ocorrendo alterações em uma dada característica do produto. Mas como avaliar a intensidade destas variações? Como verificar se estas variações comprometem efetivamente a qualidade do produto? Como identificar as áreas onde as alterações são mais efetivas?

Há, ainda, um outro aspecto relevante a considerar. A estabilidade dimensional de um tecido pode ser facilmente avaliada, pela medição direta da peça. Mas e a estabilidade cromática? Como se pode desenvolver uma metodologia que, utilizando procedimentos quantitativos, determine o valor exato da variação observada? Esta questão pode se tornar ainda mais crucial se se considera que é a intensidade da variação que determina se existe, ou não, uma alteração significativa na qualidade do produto. E esta avaliação está sendo feita de forma subjetiva, o que pode não ser adequado, por questões de confiabilidade e coerência da decisão.

Visto de uma forma mais ampla, o problema em questão consiste em avaliar a estabilidade de características básicas de um produto quando em uso efetivo. Estas características são, em geral, propriedades que identificam o produto e que, por isso, são essenciais para seu ajuste à finalidade a que se destina, razão pela qual são associadas, com freqüência, à própria qualidade do produto. Mais em geral, o problema encontra-se em processos de avaliação da qualidade por atributos, como na degradação progressiva do produto pelo aparecimento de trincas, rachaduras, lascas, furos ou dobras; na alteração de características do produto pelo aparecimento de manchas ou borrões; na perda de cor de tintas ou vernizes; nas evidências de contaminação de substâncias pela alteração de cores, viscosidade ou concentração; no manuseio inadequado do produto pelo surgimento de riscos, arranhões ou quebras em sua área externa ou na detecção de sinais que caracterizam desgastes de peças, óleos ou coberturas pela análise de sua tonalidade atual (sinais que chamam a atenção para a necessidade de substituição do material).

Esta avaliação é similar a diversas análises feitas em sistemas dinâmicos fora do contexto industrial, como no caso da análise da evolução clínica de um paciente pelo estudo de chapas de Raio X ou exames ecográficos (um exemplo interessante, para o qual o modelo apresentado é perfeitamente adequado, refere-se ao acompanhamento de alterações na área externa do pulmão bem como do nível de congestionamento das vias respiratórias de um fumante, através do estudo comparativo de chapas obtidas em intervalos regulares ao longo de um período como 2 anos).

O presente trabalho fixa-se em avaliações deste tipo, e propõe, para este caso, um modelo que visa otimizar seu desenvolvimento.

3. ESTABILIDADE DE SISTEMAS DINÂMICOS

Entende-se por "estabilidade" a manutenção de uma propriedade que caracteriza um sistema dinâmico ao longo de um dado período. No caso de produtos industriais, esta estabilidade diz respeito ao nível da qualidade de conformação do produto.

A questão básica aqui considerada é a avaliação da estabilidade, isto é, a estruturação de um processo que permita determinar se a característica em estudo do produto apresentou variações que possam comprometer sua utilização, caso em que as alterações afetam as propriedades funcionais do produto, ou determinaram mudanças na aparência, apresentação ou acabamento do produto, que são consideradas prejudiciais a seu desempenho.

A avaliação da estabilidade é feita a partir de uma medição associada à característica considerada do produto. Há várias formas de se proceder esta medição, sendo escolhida, aqui, a seguinte: Pode-se determinar um conjunto de valores que a característica assume em diversos pontos de um intervalo de tempo (por exemplo, após 2, 4 ou 6 meses de uso). Neste caso, considera-se tanto os valores extremos observados ao longo de todo intervalo (intensidade da variação) quanto a alteração experimentada ao longo dos diversos momentos em que a medição foi efetuada. Aqui, observa-se a variação da característica de forma cronológica. Ao tempo em que se pode analisar as alterações ocorridas dentro do espaço de tempo considerado, pode-se também proceder uma análise da tendência do processo.

A estabilidade está caracterizada sempre que os valores máximos e mínimos da propriedade forem, respectivamente, menor que o limite superior e maior que o limite inferior especificados como as variações máxima e mínima admissíveis. Em certos casos, é suficiente verificar se a diferença entre os valores máximos e mínimos observados na variação da característica é menor que um dado limite; em outros, o acompanhamento de todos os valores é relevante.

4. ESTRUTURA GERAL DO MODELO

Inicialmente, considera-se um dado produto (ou uma peça) e determina-se a propriedade ou característica que pretende-se avaliar. Pode-se, se for o caso, selecionar a área do produto onde a propriedade é observada e concentrar-se atenção apenas nesta área. A seguir, estrutura-se um processo de captura da imagem da peça, que deve envolver um sistema de iluminação que incide sobre a peça, câmeras que a fotografam e um dispositivo que armazena a imagem captada. A fase seguinte consiste em acionar um processador que cria uma estrutura associada à imagem. Trata-se de um dispositivo que associa a imagem coletada à uma estrutura específica, como uma matriz ou um histograma. Definida a estrutura de representação da imagem, pode-se utilizar um outro processador para desenvolver um determinado tratamento da imagem. Este processador pode ser um software ou mesmo o próprio dispositivo que criou a estrutura da imagem. O objetivo, aqui, é realçar características úteis para o estudo da propriedade que se quer avaliar.

Formula-se, então, um esquema de análise da imagem. Com a imagem já associada a uma estrutura, devidamente tratada, pode-se aplicar, à esta estrutura, um processo de análise que visa especificamente avaliar a característica ou a propriedade sob atenção. Este esquema - que pode, por exemplo, ser um software - determinará, fundamentalmente, duas coisas: a existência ou não de variações e a determinação da forma e intensidade da variação, se ela existir.

Usualmente, o processo de avaliação da característica considerada é desenvolvido a partir da visualização da própria característica. Algumas vezes, considera-se a forma por ela assumida; em outras, o conteúdo. No primeiro caso, situa-se o aparecimento de manchas, rusgas, quebras, riscas, trincas, dobras, etc.; no segundo, as variações de cores, como o desbotamento da tonalidade original, escurecimento de partes do produto, alterações de fundos ou sombras, aparecimento de tons de outras matizes, etc.

Nestes casos, o procedimento é sempre o mesmo: o agente de decisão "vê" a peça e decide, subjetivamente, se ocorreram (ou não) variações na característica considerada. O que ele

faz, na verdade, é uma análise de uma imagem da peça, embora o processo de avaliação seja qualitativo. Assim, o "resultado" de sua avaliação pode não ser inteiramente confiável.

Como o modelo precisa de dados "quantitativos" para sua operação, o que se pretende é, a partir da imagem da peça, extrair valores que identifiquem, inequivocamente, a característica sob estudo, medindo a intensidade com que ela ocorre. Em um ambiente monocromático, pode-se obter os níveis de cinza associados a cada pixel que compõe a área da peça sob estudo. Estes parâmetros são os dados que o modelo requer. A experiência prática mostrou que a avaliação monocromática pode ser aplicada ao primeiro caso acima descrito (forma) e pode identificar a ocorrência de manchas, rusgas, quebras, riscas, trincas, dobras, etc. Já em ambiente policromático, pode-se analisar as variações quanto ao conteúdo, mais especificamente, as cores, como a incidência de desbotamento em relação à tonalidade original, escurecimento de áreas externas do produto, aparecimento de novos tons, etc.

Considerando-se, agora, a estrutura geral do sistema, fixa-se o seguinte procedimento para avaliar as variações de suas propriedades: Considera-se, sempre, como elemento básico de avaliação, as alterações observadas nos resultados das operações básicas do sistema. No caso de sistemas industriais, a análise centra-se nas características do produto. O primeiro resultado do processo básico do sistema é considerado padrão e dele é extraída a primeira imagem, ou a imagem original. No caso de sistemas industriais, trata-se da imagem capturada do produto acabado antes de iniciar-se seu uso ou, então, a imagem do produto no início do intervalo de estudo. A seguir, são capturadas imagens de momentos seguintes, ou seja, depois de transcorridos os diversos intervalos de tempo especificados. São as chamadas "imagens posteriores", relativas, por exemplo, ao produto depois de transcorrido algum tempo de sua utilização efetiva. Em geral, dependendo da natureza do produto e das características a estudar, nunca se capturam imagens de toda a extensão deste produto, mas apenas de algumas de suas áreas, onde são mais visíveis as possíveis alterações da propriedade sob estudo.

Os parâmetros que representam a imagem original e as imagens posteriores são obtidos mediante a utilização de dispositivos específicos. Por questões de espaço, eles não serão aqui descritos. Apenas registre-se que o sistema de captura de imagens é do tipo "line scanning", com processamento via placas digitalizadoras DT2861/2862. Agrega-se, a estas placas, os processadores DT2878 e DT2868. As placas dispõem da interface DT-Connect e operam com o software Quick Capture. Para o tratamento da imagem, a utilização do programa IRIStutor é adequada ao sistema, se constituindo no seu software básico e sempre acompanhando as placas em questão. Os pacotes DT-IRIS e Image Pro Plus também são compatíveis com as placas, sendo inclusive seu uso nelas recomendado. O sistema de iluminação FOSTEC é o mais adequado para esta situação. Testes experimentais mostraram bons resultados com a câmera Cohu. Dentre as câmeras de alta resolução, boa sensibilidade e velocidade, as câmeras da marca Dalsa (Série CA-D1) são uma boa opção, apenas superadas pelas câmeras de área MC9000, modulares, que operam melhor em ambientes hostis, como ocorre em uma cerâmica. O processo de aquisição converte uma imagem em um matriz de pontos (que representa cada imagem original e as imagens posteriores do produto, ou seja, os dados que alimentam o modelo).

No presente trabalho, por razões de espaço, descreve-se apenas os modelos monocromáticos. Uma imagem monocromática é representada por brancos e pretos, como valores máximos de coloração da imagem. Valores intermediários entre eles são definidos como níveis de cinza, conceito fundamental no presente trabalho. Os níveis de cinza aparecem na diagonal do cubo RGB (partes iguais de vermelho, verde e azul), que produz a escala de cinzas. O branco é o valor máximo da escala de cinzas e o preto é o mínimo.

A forma mais simples de proceder a análise de uma imagem captada e tratada é compará-la com um dado padrão. Evidentemente, são consideradas, aqui, as estruturas de representação

da imagem - funções, matrizes ou histogramas - na forma convencional. O que se altera é, apenas, a metodologia de análise, que passa a contemplar processos de comparação. Este é exatamente o caso aqui: a imagem original representa o padrão; as imagens posteriores são as imagens que deverão ser comparadas com aquele padrão.

As operações do modelo são organizadas em 2 grupos: operações de pré-processamento, que envolvem a organização dos dados saídos dos dispositivos de captura e análise da imagem (confecção de histogramas representativos da estrutura matricial associada à imagem da peça, a aplicação de limiares elementares a estas estruturas e a determinação de limites dentro dos quais as variações são consideradas aceitáveis) e as operações relativas à avaliação da estrutura de representação da imagem, que envolvem situações como a possível presença de ruídos na imagem capturada ou a dependência da propriedade ao local de sua ocorrência. O segundo conjunto só é acionado se o primeiro for transposto.

Definem-se, assim, os 7 módulos que compõem o modelo: Considerada uma dada peça e a característica sob avaliação, captura-se uma imagem da área sob estudo e processa-se a imagem em ambiente mono ou policromático, conforme o caso. Se tratar-se da peça original, isto é, observada no início do intervalo de utilização, esta imagem será chamada imagem-padrão e representada por peça(0); se refere-se à imagem da peça no ponto t do intervalo será chamada de peça no instante t, ou, por comodidade, peça(t). Do processamento da imagem da peça obtém-se uma estrutura que a represente, sob forma de matriz de dados associados a um dado conjunto de pixels. Inicia-se, então, a fase 1 do processo. De posse da matriz de representação da imagem, constrói-se seu respectivo histograma. A seguir, investe-se na aplicação de limiares. Inicialmente, os limiares básicos; se as variações não forem detectadas neste nível ou se os limiares básicos não estiverem disponíveis, determina-se os limites por um processo específico. Tais limites são aplicados à matriz de representação da imagem. Esta fase do processamento envolve as operações relativas à confecção de histogramas representativos da estrutura matricial associada à imagem da peça (Módulo 1); à aplicação de limites elementares (básicos) a estas estruturas (Módulo 2) e à determinação de limiares a partir dos quais as variações são consideradas aceitáveis (Módulo 3).

Se as variações não forem detectadas, ainda, processa-se, sucessivamente, os módulos da fase 2, que identificam situações onde existem imagens de alta estabilidade e grande dependência da propriedade face ao local onde ela ocorre (Módulo 4); imagens de alta estabilidade e pequena dependência da propriedade face ao local onde ela ocorre (Módulo 5); imagens de alta estabilidade e nenhuma dependência da propriedade face ao local onde ela ocorre (Módulo 6) e imagens de baixa estabilidade e, por isso, nenhuma dependência da propriedade face ao local onde ela ocorre (Módulo 7). Por questões de espaço, são descritos aqui apenas os módulos 1 e 2 da fase 1 e o módulo 6 da fase 2.

5. DESCRIÇÃO DOS MÓDULOS

O módulo 1 visa determinar o histograma das matrizes que representam as imagens da peça em diversos momentos de um dado intervalo de tempo, criando uma estrutura que possibilite análises posteriores das imagens da peça sob estudo. O programa utiliza matrizes de representação das peças. No caso monocromático, trata-se da matriz que associa níveis de cinza a cada um dos pixels. O programa dispensa padrões e opera diretamente nas peças, sendo necessário, apenas, fornecer os valores das matrizes de representação das imagens.

A utilização de histogramas para a representação de imagens tem sido desenvolvida, com sucesso, em variadas aplicações. Em linhas gerais, o uso de histogramas é mais comum em duas situações: Inicialmente, pode-se utilizá-los para determinar formas de seleção de limiares para imagens. Esta é considerada, inclusive, a abordagem padrão para o desenvolvimento de

segmentação de imagens. A idéia, aqui, é a de localizar vales nos histogramas que representam, por exemplo, os níveis de cinza da imagem. A partir desta idéia geral, vários métodos têm sido propostos que produzem histogramas transformados, de modo a tornar os vales mais profundos e mais facilmente identificáveis ou então transformá-los em picos, o que também facilita sua identificação. Assim, Weszka e Rosenfeld propuseram, em 1979, um método de produção de histogramas transformados que facilita, em muito, o processo de segmentação de imagens aplicado a problemas de reconhecimento e identificação de características de imagens. No caso particular desta aplicação, além do histograma, é usada, também, a matriz de edges. Uma segunda forma de utilização de histogramas refere-se ao estudo de imagens por comparação. São entradas do módulo 1: uma matriz cujas entradas são números inteiros, situados entre dois valores específicos (por exemplo, entre 0 e 255) e um intervalo a ser considerado no Histograma da Área. Determinam-se a freqüência de ocorrência dos valores (entradas da matriz) em cada um dos intervalos considerados e plotam-se os resultados. Como saída, o programa fornece o histograma de cada matriz dada.

Por sua vez, o módulo 2 determina se a peça apresenta, para a característica sob estudo, variações consideradas evidentes ou intensas, situando-se além de limites pré-fixados. No caso de análises monocromáticas, o programa busca variações devidas a manchas, borrões ou alterações significativas nos níveis de cinza da face da peça. Manchas claras ou escuras são detectadas. O programa utiliza as mesmas entradas do módulo 1 bem como valores de referência para os limites superior e inferior, dentro dos quais os parâmetros devem variar. Além de determinar quais pixels ficam fora das especificações, o programa os contabiliza. O módulo desenvolve análises da matriz que representa a imagem da peça, a nível de linhas e colunas. O estudo de valores máximos e mínimos de linhas e colunas permite que se observe detalhes da imagem que são relevantes na avaliação das alterações da característica sob estudo.

Como trata-se de um procedimento simples, é suficiente estabelecer limites associados a cada linha e coluna da matriz e identificar quais pixels ficam acima ou abaixo de tais limites. Adequadamente determinados, os limites funcionam, assim, como um intervalo dentro do qual espera-se que a matriz de representação da imagem esteja inserida. A variação da característica torna-se inaceitável quando tais limites forem rompidos. O programa desenvolve, ainda, uma análise estatística dos pixels. O processamento inclui análise de picos de linhas e colunas, comparando-os com padrões. O programa informa quantos e quais pixels ficaram fora dos limites.

O módulo 6 já é mais sofisticado e envolve o estudo de imagens de alta estabilidade e nenhuma dependência da propriedade ao local onde ocorre a característica sob estudo, como, por exemplo, a comparação de tonalidade de azulejos que apresentam variados desenhos (deseja-se manter, apenas, a harmonia do conjunto) ou a análise de peças diversas que compõem um conjunto (tonalidades dos tijolos em construções em que as paredes não tem cobertura - as casa de "tijolinho à vista" ou ainda na avaliação de substâncias que, espalhadas sobre uma superfície, devem apenas manter uma certa homogeneidade - caso de tintas, anilinas, corantes, argilas, etc.). O módulo avalia se as alterações ocorridas da característica em questão, considerada ao longo de toda a área da peça sob estudo, são aceitáveis ou não.

No caso de análises monocromáticas, o programa busca defeitos pela confrontação dos níveis de cinza da face da imagem-padrão com as demais imagens consideradas. Eventuais ausências de conformidade são detectadas. A lógica do programa consiste em comparar cada imagem com a imagem-padrão. São requeridos valores de referência para a confrontação das imagens. Tais valores fornecem intervalos dentro dos quais os parâmetros devem variar. Além de determinar quais pixels ficam fora das especificações, o programa os conta.

Além de elementos da estatística clássica, utiliza-se, neste módulo, a técnica da intersecção de histogramas (Swain & Ballard, 1991), que envolve o uso do algoritmo Histogram Backprojection, que resolve problemas de localização de propriedades em objetos. Define-se a intersecção de histogramas como segue. Dados dois histogramas, I e M, cada um deles contendo n intervalos, a intersecção de histogramas é definida como o somatório, de 1 a n, dos menores valores de cada intervalo, ou seja, min(I(j),M(j)), como j variando de 1 a n (Swain & Ballard, 1991:15). O resultado da intersecção de um histograma da peça com o histograma de um padrão é o número de pixels da peça que tem pixels correspondentes, com a mesma propriedade (nível de cinza) na imagem do padrão. Para obter um valor entre zero e um que expresse a associação da peça com o padrão, normaliza-se a intersecção considerando-se o número de pixels da peça, ou seja, H(I,M)=¦min[I(j),M(j)]¦/M(j)=HIM. De particular interesse para o presente trabalho, observa-se que, se os valores dos somatórios de M(i) e I(i), com i variando de 1 a n, forem ambos iguais a T, então 1 - H(I,M) = 1 / [ABS [I(i) - M(i)]/ 2T

O modelo em que o programa é baseado considera, fundamentalmente, a comparação de imagens, analisando-se cada uma delas como um todo harmonioso. Assim, para uma avaliação global, determina-se o histograma da peça (pela aplicação direta do Módulo 1) e utiliza-se a técnica da intersecção de histogramas descrita acima.

6. OBTENÇÃO E ANÁLISE DA SOLUÇÃO DO MODELO

Considere-se a seguinte situação. Um azulejo apresenta uma estampa central. A imagem desta estampa foi capturada e processada em um ambiente monocromático. A seguir, utilizando-se um processo de cálculo de médias, em função da necessidade de baixa resolução, chegou-se a uma matriz 3 x 3 que descreve os níveis de cinza da peça: Linha 1: 95 95 94; Linha 2: 92 89 90; Linha 3: 88 88 80. Esta é matriz da imagem original ou padrão (IP). A matriz mostra que a imagem não é uniforme. Considerando-se a utilização da função g(x), observa-se que a imagem apresenta tons mais carregados na parte de cima da peça e mais claros embaixo.

A peça foi aplicada em uma parede, e a imagem foi capturada em três momentos de uso: após 1 mês; após 6 meses e após 1 ano. Os dados são os seguintes:

I1: Imagem após 1 mês:	I2: Imagem após 6 meses:	I3: Imagem após 12 meses:
95 95 94	90 89 90	95 95 94
92 89 90	86 86 75	88 85 90
88 86 79	95 95 94	80 80 71

A presença de um processo de desbotamento na parte inferior da peça é visível. Passa-se a analisar este caso de forma objetiva, com o uso do modelo proposto no presente trabalho. Utilizando-se o módulo 1, foram determinados os histogramas; inicialmente, da imagem original (padrão) e, a seguir, das imagens da peça após um certo tempo de uso. Assim, tem-se, por exemplo, para a imagem 1: Valores: 79; 86; 88; 89; 90; 92; 94; 95. Freqüências: 1:1:1:1:1:1:1:2. As freqüências dos demais níveis de cinza é zero.

Cabe notar que, a medida que o tempo passa, os valores dos pixels das imagens apresentam maior dispersão e, principalmente, evoluem para valores "menores". O histograma não permite identificar que áreas são estas, já que faz uma avaliação geral da imagem.

A seguir, processa-se o módulo 2, para verificar se existem alterações muito significativas nas peças, diretamente. Considera-se como limites: superior: 100; inferior: 40. Note-se que nenhum pixel ficou acima e nem abaixo dos respectivos limites superior e inferior. Mudados os limites, e identificando-se um pixel fora deles, o programa informaria algo como: Limite inferior: 80. Pixel fora: Imagem 1: 1 - (3,3); Imagem 2: 1 - (2,3,); Imagem 3: 1 - (3,3). O par ordenado indica a posição do pixel na matriz. O módulo 2, assim, começa a mostrar os

locais onde a tonalidade mais clara da peça começa a aparecer: é na parte de baixo da imagem. O modelo começa a confirmar a visão subjetiva que se tinha da peça. Note-se, ainda, no quadro acima, indícios de como se processa a variação da característica da peça em área bem definidas. Se isto não ocorre, a presença de manchas que surgem e somem, ao longo do tempo, será detectada. De fato, uma nova imagem da peça poderia mostrar, por exemplo, os pontos (3,1) e (3,2) abaixo do limite inferior. Assim, o que se observa, é a ocorrência de uma variação gradual, bem definida, localizada em áreas específicas e não abrupta ou aleatoriamente localizada (o que ocorreria em caso do aparecimento de manchas). Este módulo, assim, auxilia de forma significativa a identificação dos defeitos. O módulo 3 definiria quais limites seriam indicados para o caso em estudo. Mantida a alta estabilidade da imagem, pode-se, agora, fazer uma avaliação global da situação em que se encontra a peça nos vários momentos do intervalo. Admite-se, neste caso, a independência da característica face ao local onde ela ocorre. O Módulo 6 é acionado para tanto. Para a imagem 1, os valores de HIM, DIF1 e DIF2 são, respectivamente, 0.78; 0.22 e 0.22; para a imagem 2: 0.56; 0.44; 0.44 e para a imagem 3, 0.67; 0.33 e 0.33. Os valores de DIF1 e DIF2 mostram que os cálculos estão corretos. Quanto aos valores do parâmetro HIM, observa-se que, se for usado 0.6 como limite, já há uma imagem fora do limite e outra bem próxima (0.67 e 0.56, respectivamente). Fica confirmada a degradação da imagem, embora não pareça, claramente, que a terceira imagem está mais degradada que a segunda.

7. CONCLUSÕES

Os exemplos mostrados acima pretendem fornecer uma pequena idéia da implementação dos diversos módulos. Eles são insuficientes, no entanto, para se obter conclusões gerais acerca do modelo como um todo, já que vários aspectos - como é o caso da fixação de limites - ficaram sem discussão específica. Além disso, parece relevante confrontar os vários métodos que, a primeira vista, parecem fazer a mesma coisa, como é o caso dos métodos de determinação de limiares. Esta análise foi feita em detalhes, não podendo ser aqui reproduzida por questões de espaço.

Para testar os módulos, foram geradas diversas peças por processo de simulação aleatória, de acordo com dados experimentais obtidos em fábrica (no caso, uma indústria de revestimentos cerâmicos). O gerador aleatório que simula o processo produtivo sofreu testes do tipo freqüência, produto-intervalo e encadeamento (Naylor, 1971:72-75), com bons resultados.

O módulo 1 foi utilizado para a confecção de cerca de 500 histogramas, apresentando-se peças e imagens delas obtidas nas mais diferentes situações. Não foi detectado um único erro em toda esta população. Já para o módulo 2, foram processadas cerca de 500 peças, cada uma com, em média, 4 imagens. Também nenhum erro foi detectado nas 2000 imagens analisadas. O módulo 3 foi utilizado para propor limites a 1100 imagens. Cada conjunto de imagens procurou refletir uma situação específica. O módulo 4 foi empregado para processar cerca de 500 peças, cada uma com, em média, 4 imagens. Também nenhum erro foi detectado na avaliação das imagens geradas face aos padrões (imagens originais). Note-se que trata-se de um processo simples de comparação. O módulo 5 foi utilizado para os mesmos dados acima considerados. Observou-se, em todos os casos, uma certa coerência dos resultados. Na realidade, via de regra, a avaliação do módulo 5 tende a acompanhar os resultados do módulo 4. Já as mesmas peças e imagens submetidas ao módulo 6 indicam resultados diversos em muitos casos, o que mostra uma certa divergência nas análises feitas com a operação de intersecção de histogramas face aos outros dois métodos de confrontação entre as imagens de uma dada peça.

Para testar o módulo 6, foram processadas cerca de 10.000 imagens, associadas a 500 peças. Os resultados foram analisados com cuidado. E, em alguns casos, observou-se que o módulo considerou como variações anormais situações toleráveis; em outros casos, variações inaceitáveis foram desconsideradas. O erro total do módulo, nas 10000 imagens consideradas, foi de 0,5% (5 imagens a cada 1000 processadas). As propriedades estimadas para o operador aqui utilizado foram inteiramente confirmadas na prática.

Face às análises feitas, conclui-se pela adequada aplicação dos processos de hardware para obter-se as representações das imagens estuadas e dos modelos de software para a análise destas imagens. Uma diversidade de resultados marginais úteis mostra a potencialidade das ferramentas para o problema em questão bem como a utilidade da abordagem para o estudo em questão.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Naylor, T. H. *Técnicas de Simulação em Computadores*. Rio de Janeiro, Vozes, 1971.

Swain, M. J. & Ballard, D. H. Color Indexing. *International Journal of Computer Vision*. Vol. 7, N. 1, 1991. Págs. 11-32.

Weszka, J. S. & Rosenfeld, A. Histogram Modification for Threshold Selection. *IEEE Trans. on Systems, Man and Cybernetics*. Vol. SMC - 9, n. 1, Jan. 1979. Págs. 38-52.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB425

REDES DE PETRI AUTO MODIFICÁVEIS PARA SISTEMAS DE MANUFATURA CONSIDERANDO FALHAS E PROCEDIMENTOS DE MANUTENÇÃO / *SELF-MODIFYING PETRI NET FOR MANUFACTURING SYSTEMS CONSIDERING FAILURES AND MAINTENANCE PROCESSES.*

LUIS ALBERTO MARTÍNEZ RIASCOS, PAULO EIGI MIYAGI, WILSON MUNEMASA ARATA, & NEWTON MARUYAMA.
Departamento de Engenharia Mecânica/Mecatrônica, Escola Politécnica da USP.
CEP 05508-900 São Paulo, SP, Brasil. E-mail: lriascos@usp.br

Abstract

Automated systems has been more and more complex and large scaled with the technological development. Examples of such systems are flexible manufacturing systems, computers communication networks, etc. They have motivated the study from the point of view of discrete event dynamic systems, in which the state changes only at discrete points in time in response to the occurrence of specific events. The Petri net is a powerful approach for modeling and analyzing these systems which are characterized as being concurrent, asynchronous, distributed, etc. However, unexpected events and conditions are very complex to be included in the ordinary Petri nets representation of automated systems. Therefore, this paper introduces an extension of Petri net called Self-modifying Petri net as a tool for the design, analysis and control of flexible manufacturing systems, which considers failures, maintenance processes and operation mistakes.

Keywords

Sistemas de manufatura, sistemas dinâmicos a eventos discretos, redes de Petri, redes auto-modificaveis, recuperação de falhas e erros. *Manufacturing systems, discrete event dynamic systems, Petri net, self-modifying net, failure and error recovery.*

1. INTRODUÇÃO

O aumento na cómplexidade de sistemas automatizados demanda a utilização de técnicas formais de modelagem e análise para avaliar alternativas de projeto e de operação com um número muito grande de restrições imposto por limitação dos recursos disponiveis. Dentre estes sistemas se encontram: Sistemas Flexiveis de Manufatura (FMS), redes de comunicação, etc. Tais sistemas podem ser abordados da perspectiva de Sistemas Dinâmicos a Eventos Discretos (DEDS), caracterizados por terem espaço de estados discreto e cuja transição de estados ocorre em resposta a eventos especificos (por exemplo: *mensagem recebida, iniciar processo, tarefa completada, máquina falhando,* etc.), de fato, suas leis dinâmicas são caracterizadas por regras procedimentais produto do raciocinio humano[1]. Estes sistemas se contrapõem aos Sistemas Dinâmicos de Variáveis Continuas (CVDS), nos quais o *estado* e as *variáveis* do sistema evoluem de forma contínua no tempo, e cuja dinâmica é adequadamente

[1] Por este motivo alguns autores utilizam o termo "*man-made systems*" como sinônimo de DEDS.

representada por equações integro-diferenciais. Assim, a noção de tempo como uma variável independente nos CVDS, fica substituida pelo conceito de *seqüência de eventos* nos DEDS (Ho, 1989) (Cao, 1989).

Os FMS se distinguem de outras formas de manufatura automatizada por considerar a diversidade de produtos que se deseja produzir, tal diversidade pode exigir do sistema a flexibilidade para lidar com diferentes combinações de máquinas, ferramentas e seqüências de processos. Geralmente, um FMS é composto de unidades de *hardware* (mecânico, eletro-mecânico, eletro-eletrônico) e *software* integrados para automatização dos processos no chão de fábrica. A estrutura de controle é formada por módulos organizados numa hierarquia (controle da operação do movimento e da tarefa).

Uma das maiores dificuldades nos sistemas de manufatura é a necessidade de uma comunicação rápida e segura entre computadores e equipamentos automatizados envolvidos no processo. Fisicamente, tais sistemas envolvem redes de computadores e equipamentos automatizados interconectados. Funcionalmente, o sistema de manufatura envolve atividades fortemente dependentes do fluxo de informação como: planejamento, projeto, *scheduling* de processos, controle de inventário, etc. Falhas durante o processamento de alguma destas atividades têm repercussões em todos os outros processos. Assim, em geral, deve-se considerar sistemas com tolerância a falhas. Nesta classe de sistemas admitimos que um ou mais componentes de um sistema físico, assim como seu *hardware* ou software, poderão apresentar uma falha, e esta falha pode ter um impacto significativa na estabilidade ou desempenho do sistema

Os DEDS se caracterizam por apresentar componentes interagindo entre si, onde existe necessidade de sincronização de processos, tratamento de operações concorrentes, solução de conflitos, compartilhamentos de recursos, etc. A Rede de Petri (RP) e suas extensões e variações, representam uma classe de ferramentas gráficas e matemáticas, úteis na modelagem, análise qualitativa e quantitativa, projeto e controle destes sistemas. Este trabalho apresenta uma extensão da RP chamada de Rede de Petri Auto Modificáveis (RPAM), como uma ferramenta para modelagem e especificação da estratégia de controle de FMS considerando a possibilidade da ocorrência de erros de operação, falhas e procedimento de manutenção.

2. Sistemas Flexíveis de Manufatura (FMS)

Os sistemas flexíveis de manufatura (FMS) são sistemas distribuídos, tipicamente descritos através de uma estrutura de controle hierárquica. Um exemplo de definição dos níveis hierárquicos é apresentada a seguir (Chintamaneni et al., 1988), (Hasegawa, 1996):

- *Nível de Fábrica*: envolve a gestão das operações de células individuais de manufatura, intercâmbio de materiais e informação, sistema de montagem e recuperação, gerenciamento de inventários, designação de tarefas, etc.
- *Nível de Célula*: também chamada de "*workstation*", envolve tarefas de controladores programáveis e unidades de processamento computacional, que gerênciam e coordenam as tarefas dos equipamentos automatizados da célula, realizando também, a interface de comunicação entre eles (protocolos).
- *Nível de Equipamentos*: o controle é vinculado a cada equipamento automatizado, estes equipamentos são os recursos para executar os processos (por ex. robôs manipuladores, máquinas NC, esteiras, AGV, sensores, etc), geralmente, seus sistemas I/O não são compatíveis, razão pela qual, deve ser desenvolvida uma interface de comunicação entre eles, e com o sistema supervisor.

- *Nível de operação*: é considerado o nível inferior onde ações como: *mover/parar, energizar/desenergizar*, são identificadas e organizadas para realizar a operação de cada elemento por meio de atuadores ou alguns outros componentes. Para realizar tais ações, devem ocorrer eventos como *on, off, start, stop*, etc. Este nível inclui a interface entre os DEDS e os CVDS. Já que são realizadas tarefas com seqüências de movimentos ou ações de natureza discreta e contínua.

Cada um dos níveis no sistema de manufatura tem diferentes requerimentos de informação e controle, e assim o tratamento de falhas, erros de operação e procedimentos de manutenção, envolvem o processamento de informação e dados de diferentes níveis do sistema de controle o que enfatiza a necessidade de uma abordagem sistematizada de projeto.

2.1 Tratamento de Falhas e Erros de Operação

Processos de tratamento de falhas e erros de operação são difíceis de serem automatizados, já que não podem ser antecipados com precisão quais falhas ou erros ocorrerão numa máquina, e estas falhas ou erros nem sempre são as mesmas ou semelhantes.

Para lidar com uma falha ou erro que ocorre num equipamento, podem ser consideradas duas abordagens. A primeira inclui somente a capacidade de informar quando algum equipamento não consegue executar satisfatoriamente alguma das funções necessárias para desempenhar alguma das tarefas do sistema, e então, por exemplo, um operário elimina a falha ou o erro. A segunda abordagem é projetar um equipamento que consegue manter por si mesmo suas funções, caso aconteça uma falha ou erro. Este equipamento deve ter as seguintes funções (Umeda et al., 1995):

- Capacidade de monitorar, permanentemente, seu próprio estado.
- Capacidade de julgar se está num estado normal ou num estado de falha ou erro baseado nos dados coletados na monitoração.
- Deve diagnosticar por si mesmo a falha ou erro existente e o componente que a produz.
- Deve conseguir propor um plano de conserto baseado no resultado do diagnóstico.
- Finalmente, deve ter a capacidade de executar o plano de conserto proposto.

Uma vez executado o plano de conserto, a monitoração do equipamento deve fornecer dados necessários para verificar se o conserto produz a correção da falha ou do erro.

Para a execução do conserto existem dois tipos de estratégias. A primeira consiste em fazer com que o controle possa ajustar os parâmetros sem mudar ou reorganizar a estrutura lógica do equipamento. Este tipo de reparo se consegue controlando atuadores para recuperar totalmente, ou em parte, as funções requeridas. Em (Umeda et al., 1995) e (Shimomura et al., 1995) é apresentada esta metodologia para auto-correção de falhas de uma fotocopiadora. Na segunda estratégia, o equipamento tem mecanismos que conseguem alterar sua estrutura original. Tradicionalmente, isto se consegue com componentes adicionais, não obstante, este tipo de redundância (chamada de redundância funcional) pode levar a custos, dimensões, desempenho e complexidade indesejáveis no equipamento.

2.2 Procedimentos de Manutenção

A manutenção, como executada habitualmente, consiste simplesmente, em substituir peças ou componentes que se desgastam e que levarão a falhas num ou vários componentes da máquina e uma conseqüente parada do equipamento.

Em nosso estudo, é considerado uma manutenção preditiva, onde a manutenção é executada no momento adequado e antes que ocorra uma quebra ou falha qualquer. Esta pode consistir na substituição de peças, limpeza da máquina, lubrificação, etc. em períodos

regulares que são determinados previamente. Ou quando seja diagnosticada uma falha na qual o equipamento não tenha os atuadores necessários para executar sua correção. Esta manutenção é baseada na monitoração dos parâmetros do equipamento: se o diagnóstico da mudança destes parâmetros fornece como resultado a deterioração irremediável de algum componente, então o sistema ***executa*** ou ***informa*** à respeito da manutenção necessária.

3. REDE DE PETRI (RP)

Dentre as técnicas existentes para estudo do problema de tratamento de falhas, erros de operação e de manutenção, optou-se inicialmente pelas Rede de Petri. A RP é uma técnica amadurecida que provê um meio uniforme para modelagem, análise formal e projeto de DEDS. Segundo (Hasegawa, 1996) entre as características positivas das RP, pode-se citar:

1 Habilidade para representar de modo natural a sincronização, eventos concorrentes, causalidade, compartilhamento de recursos, solução de conflitos, bloqueios, etc.
2 Identificação de estados e ações, permitindo a construção de modelos "top-down" e "bottom-up" através de técnicas como: refinamento, modularização, reutilização, etc.
3 Escolha do nível de abstração apropriado que permite uma representação adequada das características essenciais do sistema.
4 Interpretabilidade, podendo associar elementos de diferentes significados numa mesma representação.
5 Representação gráfica, que facilita a documentação e a comunicação entre o projetista e os operadores.
6 Semântica formal e precisa que possibilita uma análise detalhada para implementar ou gerar códigos para controle ou simulação.

3.1 Fundamentos de Redes de Petri

Uma RP pode ser definida como uma quádrupla (P,T,I,O) onde:

- $P = \{p_1, p_2, \ldots, p_m\}$ é o conjunto de lugares da rede, **m** é o número total de lugares ($m \in \mathbf{N}$).
- $T = \{t_1, t_2, \ldots, t_n\}$ é o conjunto de transições, **n** é o número total de transições ($\mathbf{n} \in \mathbf{N}$).
- $I:(P,T)$ é uma função que define os arcos de entrada em relação às transições. Se $I(p_j,t_i) = k$ ($k \in \mathbf{N}$), existem k arcos paralelos e orientados do lugar j para a transição i, se $I(p_j,t_i) = 0$, então não existe nenhum arco orientado do lugar j para a transição i.
- $O:(P,T)$ é uma função que define os arcos de saída em relação às transições.

Freqüentemente, na representação gráfica, arcos paralelos conectando lugares e transições são representados de forma compacta por um único arco rotulado com seu peso k.

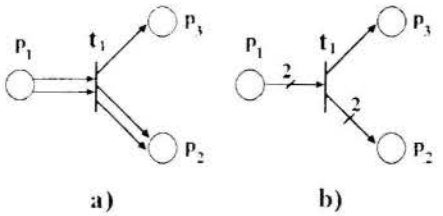


Fig.1 - a) Arcos múltiplos b) Representação compacta

Uma RP com marcas associadas a seus lugares é chamada de Rede de Petri marcada $RP=(P,T,I,O,M_0)$, M_0 é a marcação inicial.

- $M = \{M(p_1), M(p_2), \ldots, M(p_m)\}$ é o conjunto de marcas dos lugares da rede, **m** é o número total de lugares, ($m \in \mathbf{N}$).

O disparo de uma transição na RP corresponde a ocorrência de um evento no sistema que altera seu estado atual. Uma transição fica habilitada para disparar se cada lugar de entrada contém pelo menos um número de marcas igual ao peso do arco orientado à transição. A regra de disparo de uma transição é mostrada na figura 2.

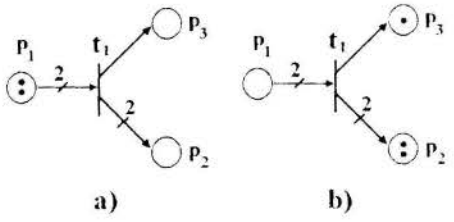


Fig.2 - a) Transição habilitada b) Disparo da transição.

De fato muitos trabalhos já foram publicados com aplicações de RP em sistemas de manufatura. Entretanto muito pouco existe à respeito do tratamento de falhas, erros de operação ou manutenção. O problema fundamental está na estrutura da RP que ficara muito complexa para representar todos os processos possíveis de ocorrer além dos procedimentos normais que, geralmente, já possuem um elevado grau de variabilidade (sistemas flexíveis).

Neste sentido identificou-se extensões de RP para o tratamento e alteração drástica a nível estrutural.

3.2 Redes de Petri Auto Modificável (RPAM)

A Rede de Petri Auto Modificável (RPAM) é uma extensão da RP, também definida como um *multígrafo* com dois tipos de nós, lugares e transições. Mas tem por característica alterar suas próprias regras de disparo em função do estado atual do sistema, isto é, possui arcos cujos pesos (k) são funções do número de marcas de lugares específicos definidos previamente. Para explicar esta relação, rotula-se o arco (peso do arco) com o nome do lugar (p_f) ao qual será associado ($k = M(p_f)$). Assim, na evolução de estados numa RPAM o peso de algum destes arcos pode mudar, a medida que muda a marcação (Valk, 1978), (Sasaki, 1996). Isto leva à situação na qual o peso do arco seja temporariamente (ou permanentemente) alterado, inclusive podendo assumir o valor zero, equivalente à inexistência do arco.

Esta situação é particular, já que, se um lugar estiver conectado a uma transição somente por arcos auto-modificáveis, é possível que em algum instante, todos eles assumam um peso de valor zero (arcos apagados), neste caso a transição ficaria habilitada para disparar em qualquer instante. Um Sistema de processos espontâneos com restrições (*spontaneous process system with constraints* ou SPSC) é definido como uma RP ordinária na qual foram acrescentados arcos auto-modificáveis para **aumentar o número de restrições,** que deverão ser satisfeitas para disparar uma transição com algum tipo de conflito (sincronização, compartilhamento de recursos, etc.). Segundo (Valk, 1978), se uma transição numa RPAM estiver inibida para disparar, mas na RP equivalente estiver habilitada (retirando os arcos auto-modificáveis) então este é um SPSC.

Em (Valk, 1978) apresenta-se, a rede RPAM do tipo SPSC que modela o problema clássico de leitor e escritor, utilizando duas redes disjuntas com 5-lugares/4-trans. e 7-lugares/6-trans., respectivamente.

Tem-se, assim, uma variante de RP, cuja estrutura pode ser dinamicamente alterada. Isto permite que o controle do sistema descrito através de RPAM se adapte às ocorrências

imprevistas que possam acontecer no funcionamento normal do sistema. Estas situações imprevistas na modelagem de FMS podem considerar: quebra de equipamentos, erros de operação, manutenções periódicas e não periódicas, etc. que envolvem a parada de parte ou de todo o sistema.

A regra de disparo de uma transição numa RPAM, segue em princípio, as mesmas regras de uma RP convencional. Da mesma forma que na RP marcada, definimos agora RPAM=(P,T,I,O,M_0), onde:

- $I(p_j,t_i) = f(p_q)$ onde f é uma função que depende da marcação do lugar p_q ($f(p_q) \in \mathbf{N}$).
- $O(p_j,t_i) = g(p_u)$, onde g é uma função da marcação do lugar p_u ($g(p_u) \in \mathbf{N}$).

A definição matricial da RP é muito útil para representar seu procedimento dinâmico, em (Valk,1978) é apresentada uma definição matricial de RPAM similar às RP ordinárias. Também mostra a prova das propriedades de alcançabilidade, limitação e liberdade de bloqueios nas RPAM, extremamente úteis na análise de FMS.

4. Estudo de Caso

Um exemplo de um FMS no nível de célula é utilizado para ilustrar as propriedades das RPAM. O FMS consiste de duas máquinas-ferramentas (M1 e M2), um robô e duas esteiras. As esteiras são utilizadas para a entrada e saída de peças na célula. O robô alimenta as maquinas com três tipos diferentes de peças (w_1,w_2 e w_3), w_1 são peças que somente serão processadas por M1, w_2 são peças que inicialmente são processadas por M1 e depois por M2, e w_3 são peças que serão processadas somente em M2. O esquema do sistema é mostrado na figura 3.

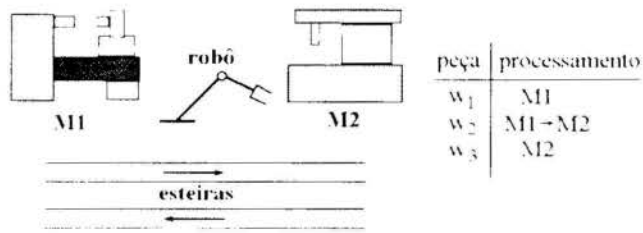


Fig.3 - FMS constituído por duas máquinas, um robô e duas esteiras.

O tempo utilizado na operação de carga e descarga das peças pelo robô, é muito menor que as outras operações, sendo assim considerado desprezível. Neste exemplo, não consideramos falhas ou manutenção do robô e das esteiras, pois em geral, os principais problemas ocorrem nas máquinas (M1 e M2), simplificando extremamente o modelo. Considera-se que as falhas nas máquinas acontecem de forma repentina, porém acontecem quando alguma peça é processada. E como a manutenção é considerada preditiva, sua execução pode ser melhor planificada, então ela é feita quando a máquina está livre de peças.

A figura 4 mostra o modelo do FMS em RPAM. A figura 4.a) modela a estrutura lógica que relaciona os três processos nos equipamentos do FMS. As duas redes menores (figura 4.b)) representam o estado dos sensores vinculados a cada máquina, que indicam o estado das máquinas (usinagem em estado normal ou, necessário conserto/manutenção). A rede não especifica a estratégia utilizada para o conserto (veja sec. 2.1).

O disparo das transições t_1, t_2 e t_3 indicam a chegada de uma peça tipo w_1, w_2 ou w_3, respectivamente. As transições que iniciam e finalizam o processo de *conserto de erros* (e *manutenção*), fig. 4.a), foram ligadas aos lugares *máquina trabalhando* (e *máquina livre*, respectivamente), para representar a forma de recuperação do sistema. Os arcos relacionados

com os lugares p_1, p_2, ... e p_6 (M1-normal, M1-com falha, ... e M2-precisa manutenção, respectivamente) eliminam o conflito dos processos, já que os arcos auto-modificáveis inibem o disparo de transições aumentando o número de condições necessárias para dispará-las, controlando-as, segundo os estados da máquinas. Por exemplo: se M1 estiver normal (marca em p_1) as transições *carregar-M1* e *descarregar-M1* ficariam habilitadas (arcos auto-modificáveis p_3 e p_2 apagados), mas as transições *iniciar manutenção em M1* e *iniciar conserto em M1* (fig. 4.a)) estariam inibidas. No caso de acontecer uma falha em M1 (marca em p_2) a peça não seria descarregada (transições. *descarregar-M1* inibidas) e seria iniciado o conserto (transição *iniciar conserto* habilitada).

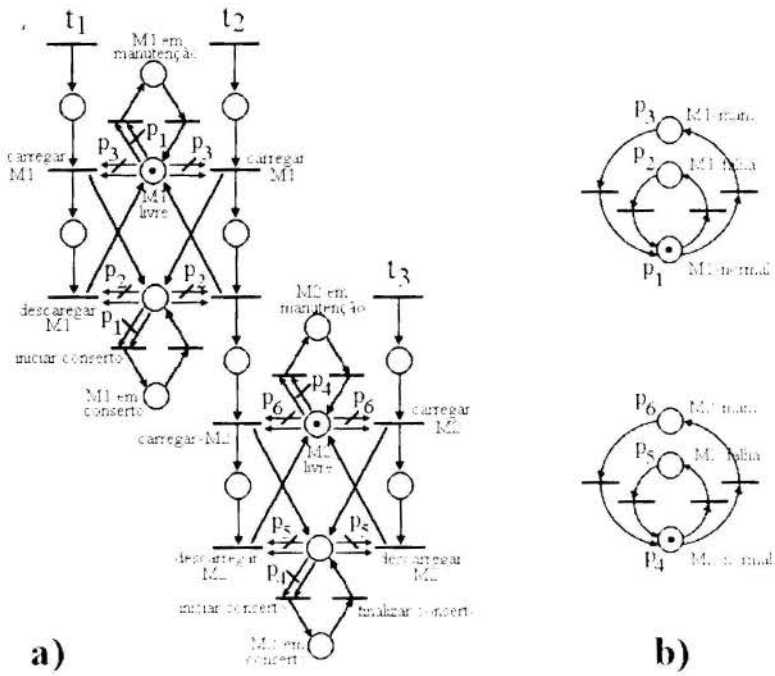


Fig.4 - Modelo do FMS. a) RPAM dos processos de fabricação. b) RPAM do estado das máquinas.

5. COMENTÁRIOS FINAIS

Utilizando o conceito de RPAM para o controle de sistemas de manufatura, observou-se os seguintes pontos:

1. A inclusão de arcos relacionados com a marcação de determinados lugares reduz a necessidade de definir novas condições (lugares).
2. A utilização da marcação de lugares específicos como peso (k) para determinados arcos facilita a sincronização de atividades e solução de conflitos entre os recursos do sistema, indispensáveis no estudo de FMS.
3. A utilização das RPAM para o controle de FMS considerando procedimentos de manutenção e falhas pode ser modelado de forma natural, evitando assim a explosão do número de nós necessários para modelar estes procedimentos.
4. As RPAM permitem trabalhar, conjuntamente, sub-redes graficamente disjuntas como no caso da rede da fig. 4.a) com as redes da fig. 4.b). Assim, o entendimento de várias sub-redes pode ficar mais fácil que o entendimento de uma grande rede complexa.

Como foi levantado o presente trabalho, a RPAM demostra grande potencial para modelagem de sistemas sujeitos às alterações estruturais como no caso de ocorrência de falhas e procedimentos de manutenção. Pretende-se continuar o estudo para desenvolver técnicas de análise e projeto destes sistemas.

6. AGRADECIMENTOS

Ao CNPq, FAPESP e CAPES que apoiam parcialmente o projeto e ao M-Eng. Edson M. Sasaki (Itaú S/A) pelo auxilio no desenvolvimento desta pesquisa.

7. REFERÊNCIAS

CASSANDRAS, Christos G. and RAMADGE, Peter J., Toward a Control Theory for Discrete Event Systems, *IEEE Control Systems Magazine*, Vol. 10, No. 4, June 1990

CHINTAMANENI, Prasad R., JALOTE, Pankaj, SHIEH, Yuan-Bao, TRIPATHI, Satish K., On Fault Tolerance in Manufacturing Systems, *IEEE Network*, Vol. 2, No. 3, May 1988.

CAO, Xi-Ren, A Comparison of the Dynamics of Continuous and Discrete Event Systems, *Proceedings of the IEEE*, Vol. 77, No. 1, January 1989.

DWYER, Matthew B. and CLARKE, Lori A., A Compact Petri Net Representation and Its Implications for Analysis, *IEEE Transactions on Software Engineering*, Vol. 22, No. 11, November 1996.

HO, Yu-Chi, Dynamics of Discrete Event Systems, *Proceedings of the IEEE*, vol. 77, No. 1, January 1989.

MIYAGI, Paulo Eigi, Controle Programável, Fundamentos do Controle de Sistemas a Eventos Discretos, Editora Edgard Blücher Ltda., São Paulo 1996.

MURATA, Tadao, Petri Nets: Properties, Analysis and Applications, *Proceedings of the IEEE*, Vol. 77, No. 4, April 1989.

PETERSON, James L., Petri Net Theory and The Modeling of Systems, *Prentice-Hall*, Inc., Englewood Cliffs, N.J. 1981.

SASAKI, Edson Mitsuo, Aplicação de Redes de Petri Auto-Modificáveis em Sistemas de Manufatura, Dissertação de Mestrado, Escola Politécnica, USP, São Paulo 1996.

SHIMOMURA, Yoshiki, TANIGAWA, Sadao, UMEDA, Yasushi and TOMIYAMA, Tetsuo, Development of Self-Maintenance Photocopiers, *AI Magazine*, American Association for Artificial Intelligence, Winter 1995.

UMEDA, Yasushi, TOMIYAMA, Tetsuo, YOSHIKAWA, Hiroyuki, A Design Methodology for Self-Maintenance Machines, *Journal of Mechanical Design*, Transactions of the ASME, Vol. 117, September 1995.

VALK, Rüdiger, Self-Modifying nets, A Natural Extension of Petri Nets, *Lecture Notes in Computer Science*, vol. 62, Springer Verlag, pag. 464-476, 1978.

ZURAWSKI, Richard and ZHOU, MengChu. Petri Nets and Industrial Applications: A Tutorial, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Vol. 41, No. 6, December 1994

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB474

ANALISE DA APLICAÇÃO DE METODOLOGIA DE PROJETO NO DESENVOLVIMENTO DE NOVOS PRODUTOS/*ANALYSIS OF PROJECTS METHODOLOGYS APLICATION FOR NEWS PRODUCTS DEVELOPMENT*

Viviano Viviani, Franco Giuseppe Dedini
Departamento de Projeto Mecânico, Faculdade de Engenharia Mecânica - UNICAMP
CEP 13083-970 Campinas, S.P. ,Brasil -E - mail: dedini@dpm.fem.unicamp.br

Abstract

The transition from the industrial to the knowledge era, is performing social and economic deep changes for the industrial comportment. These changes in all the internal and external factores out the environment deeply affected the products economics and qualitative sufficiency. During the preliminary project, is more turning the testes of necessity of these aspects. These necessity is involving the Manufacturing Sistems, the statment of industrial comportment as well the Social, Economic and Financial aspect. Several metodologies are looking at the functional and optimal outputs, but seldom are looking the mentioned aspects and the relative factores for the products development. Still less are worried of the Reactive or Proactive Statments and of the Designer's Human Resources. With the purpose to establish the metodological bases for the future computational development, this work analise the conditioning factores of the creative process , throug one of the holistic views of social-industrial universe.

Keywords

Projeto Mecânico, Economia, Manufatura, Desenvolvimento de produtos ótimos / *Mechanical Design, Economy Manufactura, Optimal, Products Development.*

1. INTRODUÇÃO

Em face à Globalização dos mercados e das economias, a introdução de um Novo Produto sempre se apresenta como um fator de mudança. Para tanto, ao se delimitar os parâmetros que influenciam um determinado projeto, é necessário encara-los segundo uma visão holística do desenvolvimento sócio-industrial-tecnológico. Esta visão holística inclui os fatores geradores da problemática social (Donella H. et al., 1972), que segundo T.Peters (1980),, parecem ser os mesmos geradores do caracter proativo nas Empresas competitivas. O sucesso de novos produtos, resulta fortemente influenciado pelo caracter reativo ou proativo existente no ambiente gerador do projeto.

Neste trabalho, será considerado unicamente o aspecto derivado por ambiente proativo. Segundo Tom Peters e Rosabeth Moss Kanter (1990), devem ser atribuídas à influência deste tipo de ambiente, a procura de qualidade total, através regimes sinérgicos, curtas fases de processo, diferenciação, especialização, inovação, rapidez de respostas e alta flexibilidade produtiva.

Ao se procurar metodologias para conferir competibilidade aos projetos, vários pesquisadores como Asimov (1968), Pahl G.& Beiz (1988), Finkelstein L. & Finkeltein A.C.W. (1983) e Eekels J. & Roozenburg N.F.M. (1991), traçaram os perfis de algumas escolas, denominadas por Yoshikawa H. (1989), de **semântica, sintática, historicista, psicológica e filosófica.** Entretanto, todos esses trabalhos apresentam resultados mais a nivel conceptual do que pratico. Na realidade da complexidade arcada pelas Empresas proativas, poucos são os trabalhos que fornecem ao projetista

ferramentas metodológicas úteis no campo da concepção do projeto. Todas estas escolas, consideram somente o aspecto sistemático das atividades de projeto. Estes procedimentos, sem duvida visam a otimização da seqüência lógica do processo subseqüente à concepção do produto, mas não auxiliam o ato criativo, que é sem duvida o maior responsável pelo sucesso do produto.

2. AS FASES DE DESENVOLVIMENTO DO PROJETO

Na concepção da Empresa Proativa, os estímulos externos representam efetivamente o início de qualquer uma de suas ações. O lançamento de um novo produto é de fato uma reação à um estímulo externo recebido ou estrategicamente previsto. Cabe aqui observar que alguns autores, aconselham considerar cinco fases de desenvolvimento dos Novos Produtos: *Identificação das Oportunidades, Projeto do Produto, Teste do Protótipo, Introdução no Mercado e Gerenciamento da vida do Produto.* Um exame mais cuidadoso leva à considerar que as fases do desenvolvimento do produto não interessam somente ao *Departamento de Projeto de Produto*, mas são em parte comuns ao *Departamentos de Marketing, de Fabricação e de Assistência Pós-Venda*; e em parte comuns aos *Departamentos de Suprimento e Finanças* . Por isso, as fases a ser consideradas atingem o numero de 13, mais 3 que não são fases propriamente ditas, mas atividades interconexas. A execução das fases é normalmente como a seguir distribuida.

A Iª fase (Identificação do estimulo externo), é comum aos Departamentos de Marketing e de Projeto.

As IIª, IIIª, IVª e Vª fases (respetivamente, Projeto Conceptual, Projeto Básico, Projeto Preliminar e Projeto Detalhado), pertencem unicamente ao Departamento de Projeto.

As VIª e VIIª fases (Execução do Protótipo e Teste Funcional e Comprovação de Confiabilidade), resultam comuns aos Departamentos de Projeto e de Manufatura.

As VIIª, IXª e Xª fases (Definição do roteiro de Manufatura, Definição do Processo de Manufatura e Determinação das Condições Operacionais de Manufatura), apresentam interações entre os Departamentos de Projeto e de Métodos.

Enfim, as XIª, XIIª e XIIIª fases (Transformação de Forma e Caracteristicas das Peças, Montagem e Fluxo de Materiais), pertencem unicamente ao Departamento de Manufatura.

Existem outras atividades essenciais, mas que não quebram a seqüência das fases operativas acima descritas, caracterizadas por operações de suporte. Estes atividades, são: I) Suporte à Qualidade, II) Suprimento, e III) Planejamento Estratégico.

3. ANALISE DO VALOR NAS FASES DE PROJETO

A incidência dos valores gastos durante as várias fases de desenvolvimento de um Novo Produto, não é linear. De fato, é conhecido que os investimentos necessários para fabricar um Novo Produto, são relativamente pequenos nas primeiras fases, mas apresentam um andamento de tipo hiperbólico crescente nas sucessivas. Entretanto, a execução das primeiras cinco fases de projeto, congela quase o 80 % do custeio do Novo Produto. O andamento dos valores congelados, é representado por uma curva quase simétrica à curva dos investimentos, visivel na figura 1. Destas considerações, percebe-se que as primeiras fases (Iª, IIª, IIIª e IVª), merecem uma extrema e cuidadosa atenção. É preciso evitar erros na avaliação da real oportunidade e verificar profundamente a suficiência das informações relativas à primeira fase. Assim como, nas IIª e IIIª fases , deve ser dedicada extrema atenção na eleição das várias soluções, sempre considerando cuidadosamente as implicações econômicas nas sucessivas fases construtivas e de suportes. A IVª fase, embora influa pesadamente no congelamento dos valores, é uma lógica conseqüência das

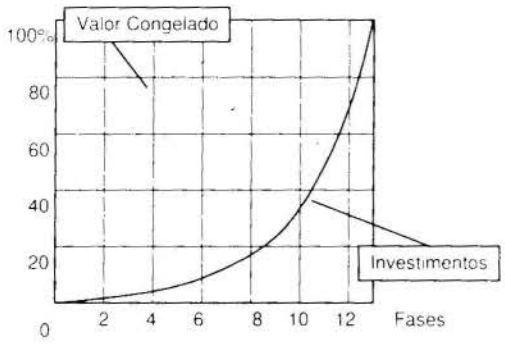


Fig. 1: Valores impenhados no projeto

eleições feitas nas fases precedentes, sendo por tanto menos crítica. Por outro lado, seja na Vª como na VIª fase, uma atenta checagem do Produto pode levar à revisões bastante revolucionárias do inteiro Projeto Básico.

De quanto acima, merece analisar em detalhe as estratégias mais oportunas a ser implementadas no desenvolvimento da primeira fase e os fatores que influenciam as sucessivas quatro fases.

4. ANALISE DAS ESTRATÉGIAS PARA IDENTIFICAÇÃO DO ESTIMULO EXTERNO

A estratégia do desenvolvimento de um Novo Produto, é as vezes somente um aspecto do complexo estrategico, para tanto é dependente da capacidade de suporte ao desenvolvimento como um todo por parte da empresa. Muitas vezes as finalidades táticas e os mecanismos de controle da empresa são tão numerosos, que o processo inventivo vem obstaculado é até suprimido. Por isso é oportuno distinguir quando a inventiva é esporádica, e quando é parte integral da estratégia Empresarial.

Observa-se que a decisão de desenvolver um Novo Produto, é muitas vezes originada pela procura de adquirir, a qualquer custo, uma vantagem perante à Concorrência. Uma das facetas da Empresa Proativa é ser caracterizada pela Inovação. Porém, inovar sem uma série de suportes bem estruturados, pode apresentar graves riscos de fracasso. Define-se "efetivamente Inventiva" a Empresa que não somente desenvolve a invenção, mas possui também a suficiente estrutura para a comercializar. Por esta razão, muitas vezes a escolha de imitar produtos bem sucedidos é preferida à pratica de inovar, e isso leva a diferenciação entre Estratégia Ofensiva (Inventiva) *versus* Estratégia Defensiva (Imitacional).

Por quanto acima, as estratégias de desenvolvimento de Novos Produtos diferenciam-se entre **reativas** e **proativas**, que a seguir identificamos na tabela 1.

Tabela 1: Tipos de estratégias reativas e proativas (G.L. Urban et Al.,1993)

Estratégias reativas	Estratégias proativas
Defensiva	Pesquisa e desenvolvimento
Imitativa	Inovativa
Copiar e melhorar	Criar e Empreender
Contra atacar	Vantagem pela iniciativa
Ilhar-se	Procurar alianças

Nem sempre a empresa, pode ser rigida na sua postura, pois a segunda da situação do mercado, pode ser mais conveniente usar posturas estrategicas reativas ou proativas. Segundo G. L. Urban (1993), as Estratégias Reativas podem trazer mais vantagens quando: *É necessário focalizar atentamente os produtos existentes no mercado. Resultar difícil proteger a inovação, ou existir forte imitação competitiva. Os próprios canais de distribuição resultarem invadidos por outro inovador.* Enquanto as Estratégias Proativas resultam mais eficazes no caso que: *Seja necessário um rápido incremento das vendas ou planeia-se entrar em novo segmento de mercado. Sejam previstos grandes volumes de venda e ou altos margens de lucro e existam recursos e tempo necessário para desenvolvimento de Novo Produto e para potenciar os canais de distribuição.* As estratégias proativas assumem um papel ativo no desenvolvimento de novos produtos, cujas atividades podem ser concentradas na tecnologia, no usuário final ou nos ambos. É interessante observar na tabela 2. os resultados de uma recente

Tab.2 Causas de novos produtos gerados (G. Hurban et Al.1993)

Tipo de Inovação	Exigências de mercado	Oportunidades tecnológicas
Empresas	73 %	27 %
Pesquisas Industriais de sucesso	69 %	31 %
Inovadores	66 %	34 %
Computadores, Ferrovias, Construtores	78 %	22 %
Materiais	90 %	10 %
Instrumentação	75 %	25 %
Outros	77 %	23 %

pesquisa citada por G. Hurban et Al. (1993) sobre os novos produtos gerados por exigências de mercado, *versus* os gerados por oportunidades tecnológicas.

As conclusões de outra pesquisa do mesmo autor, a seguir relatadas na tabela 3, mostram os resultados em términos de incremento de venda, das idéias geradas por Laboratórios de Projeto, como resultados de Marketing ou dos Usuários.

Tab.3. Incremento das vendas por Inovações (G.L. Hurban,1993)

Origem da Idéia	Nenhum	Pequeno	Médio	Grande
Laboratórios de Projeto	66%	17%	17	0%
Marketing	58%	14%	14%	14%
Usuário	33%	33%	13%	20%

Os resultados acima, alertam que a mais importante fonte geradoras de idéias úteis para o desenvolvimento de Novos Produtos, é quase sempre o público alvo.

5. OS FATORES DE INFLUÊNCIAS NO PROJETO CONCEPTUAL E BÁSICO

A criação sempre é influenciada por uma série de fatores intrínsecos e extrínsecos à quem a realiza. Estes fatores, no caso da criação de um Produto Mecânico, podem ser como a seguir identificados:

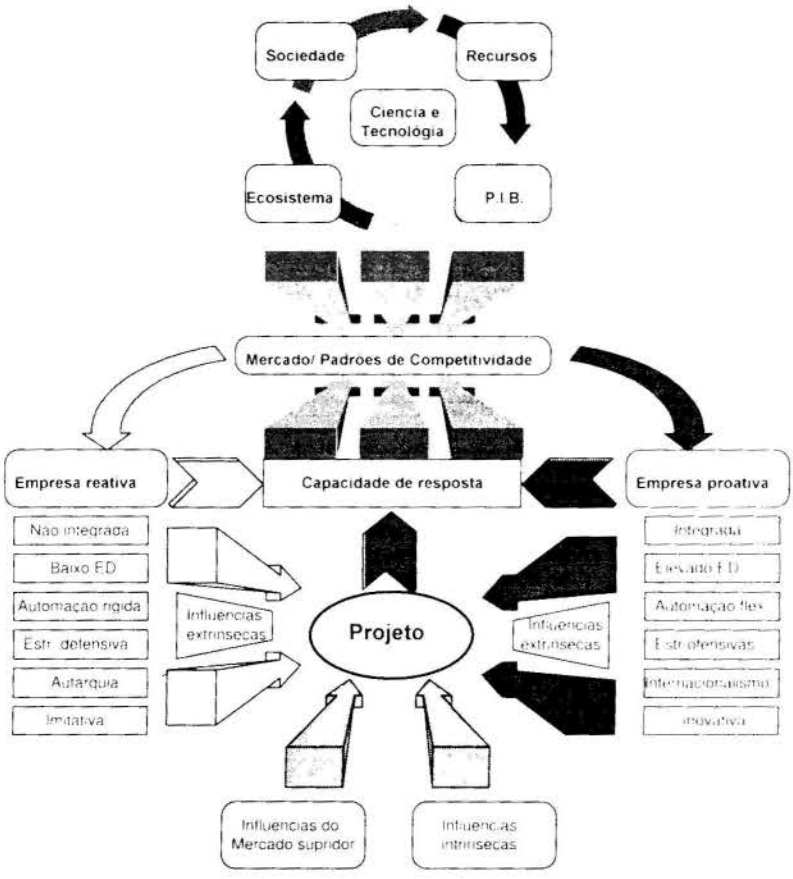


Figura 2: Representação holistica dos fatores de influência sobre o Projeto

* Influências ambientais, diferenciadas em: intrínsecas e extrínsecas.
* Influências tecnológicas, representadas pelas exigências de nível tecnológico necessárias para alcançar o mercado alvo, versus o nível tecnológico existente na Empresa.
* Influências do mercado supridor, representadas pelas oportunidades ou limitações que se encontram no mercado supridor, versus as exigências tecnológicas que deseja-se conferir ao produto.
* Influências do processo de manufatura, representadas pelas possibilidades e ou limitações existentes nos vários processos de manufatura da Empresa realizadora do projeto.

* Influências organizacionais, representadas pela capacitação técnico - econômico - financeira e organizacional que a Empresa realizadora do projeto oferece.

Evidentemente, o resultado em términos de projeto será fortemente condicionado por todo o conjunto das influências acima. Pelo que fui até aqui relatado, pode-se esboçar uma configuração do universo sócio - empresarial na qual seja possível individualizar os fatores condicionantes do processo criativo. Esta visão, essencialmente holística, representa a única base efetivamente real, sobre a qual pode-se formular uma metodologia apta para guiar o Projetista rumo à criação de projetos que possuam alguma *"chance"* de sucesso na atual e futura globalização dos mercados.

O tipo de configuração holística sobre a qual estamos discutindo, é visível na figura 2. Os fatores de influência sobre o projeto representam o pivô da viabilidade econômica do mesmo.

6. OS FATORES DE INFLUÊNCIAS NO PROJETO PRELIMINAR E DETALHADO

Como antecipado, as IV[a] e V[a] fases são lógica conseqüência das precedentes, mas não menos importantes. De fato, na execução do projeto preliminar e detalhado estão efetivamente determinados os custos e a produtividade do produto. Estes custos, praticamente resultam ser função do processo, do material, das tolerâncias e dos tipos de operações de transformações elegidos. Sem entrar em detalhes, pois cada escolha depende da característica da peça ou conjunto, na maioria dos casos de produto mecânicos, segundo G. Zhang, et Al. (1990), os custos de maquina são representáveis pela variação dos custos fixos e dos variáveis em função da velocidade de corte. Pode-se estimar que o custo seja também função do tipo de material usado, do tipo de maquina usada, do tempo de preparação, do custo dos ferramentais, do volume de cavaco removível na unidade de tempo, do gasto de ferramentas e do tamanho do lote. De quanto acima, na procura da máxima economia, é necessário ter uma visão extremamente crítica sobre todos os parâmetros acima citados:

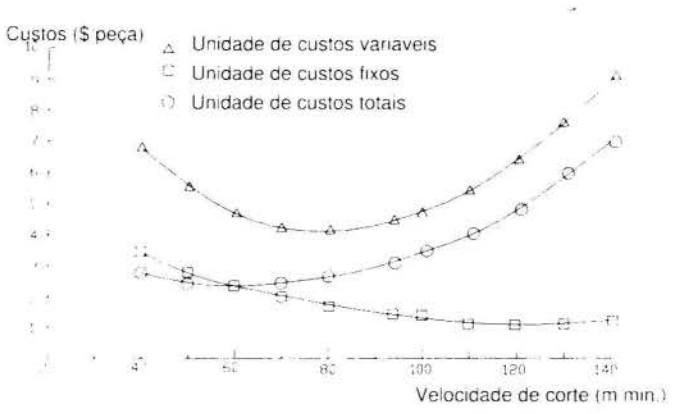


Figura 3. Relação entre velocidade de corte e custos (G.Zhang et Al..1990)

A. Verificar nos arquivos dos desenhos a eventual existência de peças similares à prevista, escolher entre a usar na versão integral, a usar após oportunos adaptamentos ou projetar uma peça nova.
B. Avaliar a conveniência dos possíveis diferentes processos produtivos, sempre em função do tamanho dos lotes, vida do produto e topologias das influências extrínsecas e do mercado supridor, precedentemente estabelecidas.
C. Escolher o tipo de bruto indefinido em função de minimizar as sucessivas usinagens (V.Viviani,1981).
D. Escolher o material em função não somente da pura característica mecânica, mas em conjunto ao tempo necessário à sua transformação de forma.
E. Preferir as tolerâncias mais "abertas" possíveis e aptas ao tipo de automação na sucessiva montagem.
F. Escolher usinagens realizáveis com as maquinas mais eficientes e com os ferramentais mais simples possível .
G. Verificar a conveniência de reduzir ou dividir as peças do conjunto .
H. Usar quanto mais possível peças e componentes padronizados, sempre respeitando as estratégias da Empresa.
I. Prever, no projeto, as futuras necessidades para os sistemas de movimentação, fixação nas maquinas, armazenamento, e montagem .

7. O PESO DOS FATORES DE INFLUÊNCIA NOS AMBIENTES PROATIVOS.

O ambiente proativo é criado por um conjunto de estratégias extremamente ativas em termos de: Pesquisa e desenvolvimento, Inovação, Sinergias internas (participação) e Sinergias externas (alianças, *pools* etc..), suportadas por total Integração do S.M., Automação flexível, Programas de Qualidade Total e amplos recursos destinados aos canais distributivos, tendo como enfoque principal o Serviço Total ao Cliente (T. Peter). Neste panorama ambiental, os fatores de influência extrinseca gerados, tendem à implementar as seguintes caracteristicas:

* Tendência à inovação, diferenciação e especialização (T. Peters, 1989).
* Tendência à criação de produtos caracterizados por vida curta (G.L. Hurban et Al.,993).
* Tendência à redução dos tempos de *Set-Up*.
* Tendência à diminuir as dimensões dos volumes a ser produzidos (T. Peters, 1989) .
* Tendência à reduzir as fases produtivas (R.M.Kanter, 1990).
* Tendências produtivas via células flexíveis de manufatura.
* Tendências gerenciais do tipo *Integrated Computer Aided Manufacturing* (V.Viviani, 1992).

Tab. 4. Peso dos fatores de influência extrínsecos ao ambiente

Fator de influência extrinseco	Peso
Inovação	p_1
Potencialidade de diferenciação	p_2
Potencialidade de especialização	p_3
Potencialidade de flexibilidade produtiva	p_4
Simplicidade	p_5
Tempo de *Set-Up*	p_6
Tamanho dos lotes	p_7
Tamanho das fases produtivas	p_8
Passividade à automação	p_9
Facilidade distributiva	p_{10}

Tab. 5. Peso dos fatores de influência intrínsecos ao ambiente

Fator de influência intrinseco	Peso
Tipos de precedentes experiências	r_1
Personalidade	r_2
Competência	r_3
Técnica de treinamento e reciclagem	r_4
Especialização	r_5
Participação em Equipes Virtuais	r_6

Tabela 6. Peso dos fatores de influência do mercado supridor

Influência do mercado supridor	Peso
Variação entre componentes fabricados versus componentes normalizados	q_1
Facilidade de aquisição	q_2
Tecnologias disponíveis	q_3
Nível tecnológico dos Usuários	q_4
Nível tecnológico da concorrência	q_5

Todas estas tendências influem sobre a Engenharia para que os relativos projetos resultem compatíveis com o caracter proativo do ambiente. Neste enfoque, pode-se estimar que o peso ($\mathbf{p_i}$) das influências possa variar de um mínimo à um máximo estabelecido em relação ao tipo de produto.

Similarmente os fatores de influencias intrinsecos, condicionarão o projetista e conseqüentemente o projeto, em função do ambiente de proveniência do profissional, da sua personalidade, competência e especialização. O projeto será influenciado tambem pela caracteristica emocional resultante sobre a equipe inteira, em função do regime mais ou menos participativo instaurado na Empresa. Todos estes fatores de influência intrinsecos poderão ser traduzidos em "pesos" ($\mathbf{\tilde{R}_i}$), similarmente aos precedentes fatores extrinsecos.

As influências devidas ao mercado supridor, por primeiro dependem do nivel de tecnologia previsto para execução do projeto, no sentido que a realização do produto apresenta-se mais econômica quanto maior é a escolha e o nivel tecnológico dos componentes que encontram-se no mercado supridor. Outro aspecto do mercado supridor, é o nivel

tecnológico apresentado pelas ofertas de produtos similares ou pertencentes à mesma família do produto a ser realizado. Neste caso, o "peso" ($\mathbf{Q_i}$) apresenta-se como negativo.

8. O *LAY-OUT* DO PROJETO DO PRODUTO

Todas as fases sucessivas devem ter sido previstas e estudadas durante as primeiras cinco fases, pois nesta precaução é incluída a *Conditio sine qua non* pelo sucesso do produto. Estas fases, além de ter sido previstas durante os precedentes estajos, normalmente trazem uma poção bastante importante para eventuais correções e aprimoramento do projeto. Como visível no fluxograma acima, a metodologia proposta consiste principalmente na avaliação continua do projeto mediante atribuição dos pesos dos fatores de influência que o condicionam. Praticamente o método usado é uma modelagem de simulação, pois esta resulta de grande auxilio por exprimir avaliações de tendência.

Na prática industrial, foi observado que os modelos de simulação resultam muito mais eficazes de qualquer tentativo de otimização, pois estes últimos podem exprimir somente valores discretos e não relativos obstaculando os necessários sucessivos aprimoramentos.

O fluxograma que resume todas as atividades acima é visível na figura a seguir.

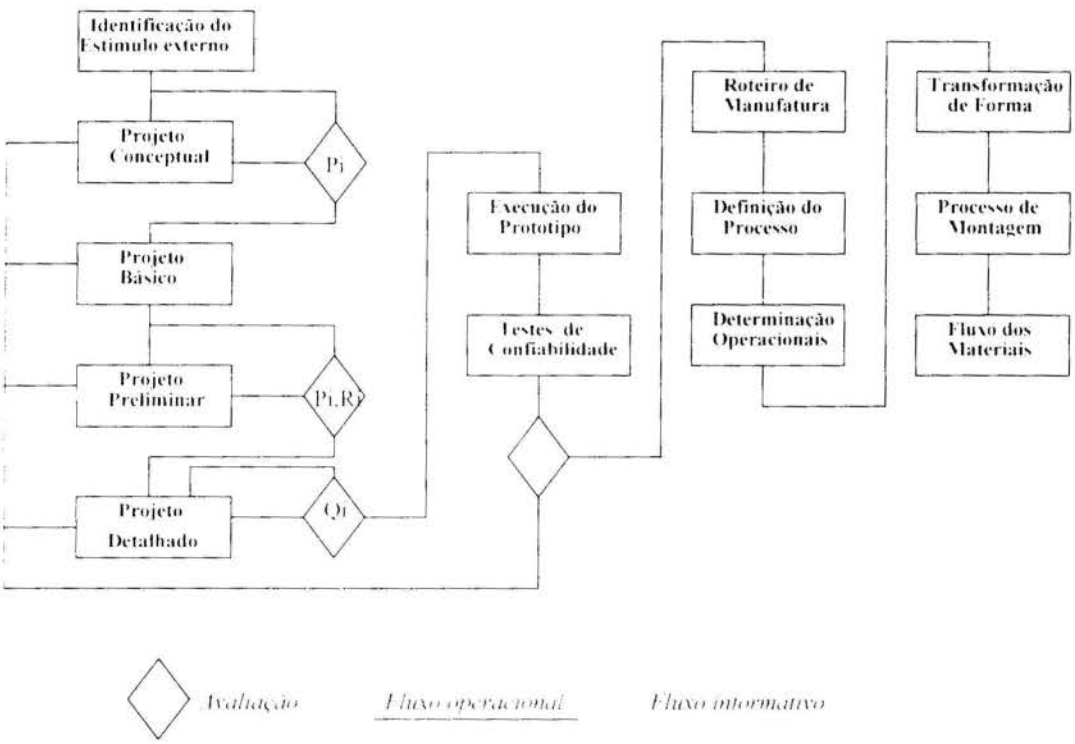


Figura 4. Lay-Out das atividades de Projeto

9. CONCLUSÃO

Para delinear uma metodologia apta à auxiliar eficazmente os Projetistas na tarefa de concepção de produtos competitivos, é evidentemente necessário formalizar uma sistemática abrangente à todos os fatores de influencia acima citados. Como precedentemente observado, trata-se de influências de caráter geral devida ao eco-sistema, externas à Empresa, intrínsecas ao ambiente de trabalho e específicas de cada um dos treze estajos de desenvolvimento do projeto.

Condensar uma panorâmica tão abrangente num programa otimizador de todas as inúmeras facetas do problema, provavelmente resultaria complicado e demorado para as exigências proativas de resposta imediatas . Por isso, acha-se mais viável dirigir os esforços rumo à simuladores capazes de calcular rapidamente os resultados correspondentes à somatória dos pesos relativos das soluções elegidas.

Acha-se preferível o uso de *softwares* de simulação, pois, pela enormidade das soluções, a procura do ótimo poderia resultar uma verdadeira utopia. Enquanto que a possibilidade de quantizar rapidamente várias soluções, permite individuar as tendências evitando, ao mesmo tempo, os latentes erros grosseiros de avaliação intuitiva.

Evidentemente o sistema indicado deveria ser apoiado por um programa de constante verificação da compatibilidade com os caracteres reativos-proativos dos fatores de influencia.

10. REFERÊNCIAS

Asimov M. - *Introdução ao Projeto de Engenharia.* - Editora Mestre Jou, São Paulo, 1968

Donella H. Meadows, Dennis L. Meadows, Jorgen Randers, William W. Behrens III - *I Limiti dello sviluppo* - Massachusset Instituf of Tecnology- 2 ed., Ed .A. Mondadori - Milano - 1972.

Dixon - *Knowledge-Based Systems for Design* - 50TH Ann. of the Design Engineering Div.-ASME- vol.117, p. 11 16, June 1995

Eekels J. & Rozenburg N.F.M.-*A methodogical Comparison of the Structure of Scientific Research and Engineering Design; their Similarities and diferences*-ICED, Zurich, August, 1991.

Finkelstein L. & Finkeltein A.C.W. - *Review of design methodology* - IEE proceedings, vol.130, Pt. A, No. 4, June 1983.

Glen L.Urban , John R. Hauser - *Design and Marketing of News Products* -New Jersey: Prentice Hall International Inc.,1993.

Guangming Zhang, Stephen C.,Y. LU - *An expert system framework for economic evaluation of machining operating planning* - Journal of the Operational Research Society, Year 1990.

Johnson - *A Method of Optimum Design* - Journal of Mechanical Design, October 1979

Kanter R. M. -*When Giants Learn to Dance* -Simon and Schuster Inc.-N.Y.- 1990.

Pahl G., Beiz W.-*Engineering Design: a Systematic approach*-Springer Verlag, Berlin, 1988.

Papalambros P.Y.- *Optimal Design of Mechanical Engineering Systems* -50TH Ann. of the Design Engineering Div.-ASME- vol.117, pp 55/62, June 1995

Peters T. -*Thriving on Chaos*-Sperling & Kupfer Editori - Italia -1989.

Shtub A., Bard J., Shlomo G. - *Project Management* - 1.ed., Prentice Hall inc., Englewood Cliffs, N.J., 1994.

Viviano Viviani - *Críticas econômicas dos projetos de máquinas* - Ed. Grüenwald - Rev. Mundo Mecânico - S.Paulo- Outubro 1979- Janeiro, Fevereiro, Março, Maio 1980

Viviano Viviani - *Aspectos econômicos em função dos projetos de máquinas* - Ed. Grüenwald - Rev. Mundo Mecânico - Janeiro, Fevereiro 1981.

Viviano Viviani - *Aspectos econômicos dos projetos mecânicos em função do procêsso de fundição* - Ed. Grüenwald - Rev. Mundo Mecânico - Setembro, Outubro 1981

Viviano Viviani - *Integrated Computer Aided Management* - 59º CIAFT -SP, (Br), 1992

Yoshikawa H. - *Design Philosophy: The State of the Art* - Annals of the CIRP v. 38 2 1989.

UNESP

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB489

OTIMIZAÇÃO DO POSICIONAMENTO DE ATUADORES PIEZOCERÂMICOS EM ESTRUTURAS FLEXÍVEIS USANDO UM ALGORITMO GENÉTICO

VIRGÍLIO M. DA COSTA E SILVA (*) & JOSÉ ROBERTO DE FRANÇA ARRUDA (**)
(*) Departamento de Tecnologia Mecânica, CT-UFPB, CEP: 58059-900, João Pessoa, PB, Brasil -
(**) Departamento de Mecânica Computacional, Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, CEP: 13081-970, Campinas, SP, Brasil, E-mail: arruda@fem.unicamp.br

Abstract

In this work, a method to determine the optimal location of active elements in structures using a genetic algorithm technique involving discrete variables is presented. A finite element formulation is used for modeling the dynamics of the structure for both passive and active elements, and an optimization algorithm minimizes the dissipation energy with an optimal control designed using the LQR theory. The optimal location of active members is treated in terms of (0,1) variables. Numerical results obtained for a simply supported beam with two piezoceramic actuators are presented to illustrate the actuator placement optimization method. The obtained results show that the genetic algotithm can be sucessfully applied to combinatorial optimization problems such as the actuator placement problem in scope.

Palavras Chave

Posicionamento de Atuadores, Atuadores Piezocerâmicos, Algoritmos Genéticos.

1. INTRODUÇÃO

No controle ativo de estruturas flexíveis com sensores e atuadores distribuídos, os atuadores são usualmente feitos com materiais piezocerâmicos, enquanto os sensores são feitos de plásticos piezoelétricos (Lee & Moon 1990). Dentre os estudos importantes para viabilizar esta tecnologia, destaca-se a otimização do posicionamento de sensores e atuadores tendo em vista a estabilidade e o desempenho do controlador. A colocação de sensores e atuadores é parte integral do projeto do controlador, particularmente no controle de estruturas flexíveis.

Muitas técnicas distintas para colocação de atuadores são encontradas na literatura. Entre elas encontram-se as técnicas de máxima energia de dissipação, mínimo esforço do controlador e mínima energia do "spillover" de modos não controlados. Suas diferenças são ligadas, portanto, aos objetivos a serem atingidos. De maneira geral, a colocação de atuadores está ligada aos conceitos de controlabilidade e o problema de posicionamento ótimo de sensores está associado com as medidas de observabilidade. Portanto, as técnicas de posicionamento são geralmente baseadas no grau de controlabilidade e observabilidade do

sistema com, por exemplo a avaliação dos valores singulares e autovalores das matrizes grammianas de controlabilidade e observabilidade.

Quanto aos métodos de otimização para solução, quando as variáveis para localização são contínuas, o problema pode ser tratado por técnicas de otimização contínua convencional (Luenberger 1989). Em muitos problemas práticos, entretanto, somente locais discretos são avaliados e a solução ótima de localização torna-se um problema de programação inteira, que é mais difícil e dispendiosa de resolver que os problemas de otimização contínua.

Devido ao alto custo de soluções de grandes problemas de programação inteira, é preferível considerar técnicas heurísticas de solução de posicionamento (Haftka & Adelman 1985), as quais levam a soluções de bom posicionamento com relativamente baixo custo computacional. A desvantagem destas técnicas é que elas podem não levar a um mínimo global e sim a um ponto próximo

Neste trabalho, usa-se a técnica de máxima energia de dissipação para o posicionamento dos materiais piezocerâmicos, usados como atuadores. Como método de otimização, com variáveis (0,1), foi desenvolvido um algoritmo genético (Goldberg 1989). A abordagem de controle será a de controle ótimo (Junkins & Kim 1993).

2. MODELAGEM MATEMÁTICA

Considere um sistema dinâmico consistindo de uma estrutura mecânica, cujos elementos ativos são placas de material piezocerâmico coladas na superfície da estrutura. Modelando o sistema composto pela estrutura e os atuadores piezocerâmicos por elementos finitos, a equação diferencial do movimento pode ser dada pela expressão, matricial, representada abaixo (Lima & Arruda 1997).

$$\begin{bmatrix} [M_{qq}] & [0] \\ [0] & [0] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{\ddot{q}\} \\ \{\ddot{\phi}\} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} [K_{qq}] & [K_{q\phi}] \\ [K_{\phi q}] & [K_{\phi\phi}] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{q\} \\ \{\phi\} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \{f\} \\ \{u\} \end{Bmatrix} \qquad (1)$$

onde $\{q\}$ representa o vetor de deslocamentos nodais e $\{\phi\}$ o potencial elétrico dos elementos ativos da estrutura , $\{f\}$ e $\{u\}$ representam o vetor de pertubações externa e força de controle respectivamente.

Para desenvolvimento do método de otimização do posicionamento de atuadores proposto, consideramos inicialmente nenhuma força externa atuando no sistema, portanto $\{f\} = \{0\}$. Neste caso, da equação (1) pode-se escrever:

$$[M_{qq}]\{\ddot{q}\} + [K]\{q\} = [b]\{u\} \qquad (2)$$

onde $\{u\}$ representa o vetor de força de controle, $[b] = -[K_{q\phi}][K_{\phi\phi}]^{-1}$ é a matriz de influência de posições dos elementos ativos na estrutura e $[K] = [K_{qq}] - [K_{q\phi}][K_{\phi\phi}]^{-1}[K_{\phi q}]$.

A equação do movimento (2) pode ser expressa na formulação de espaço de estado como

$$\{\dot{x}\} = [A]\{x\} + [B]\{u\} \qquad (3)$$

Na equação (3), $\{x\}$ representa o vetor de estado, as matrizes $[A]$e $[B]$ representam a planta e $\{u\}$ representa o vetor de entrada de controle, o qual pode ser expressado, usando o método de controle ótimo pela teoria do regulador linear quadrático, como

$$\{u\} = -[R]^{-1}[B]^{T}[P]\{x\} \tag{4}$$

onde $[P]$ satisfaz a seguinte equação matricial de Riccati (Junkins & Kim 1993)

$$[A]^{T}[P] + [P][A] - [P][B][R]^{-1}[B]^{T} + [Q] = [0] \tag{5}$$

Na equação (5), $[Q]$ é uma matriz de ponderação de saída, positiva semidefinida, e $[R]$ é uma matriz de ponderação de entrada, positiva definida.

A matriz de ganho de realimentação ótimo, $[G_0] = [R]^{-1}[B]^{T}[P]$, pode ser particionada para representar os ganhos ótimos referentes a deslocamentos e velocidades. Assim tem-se:

$$[G_o] = [[G_{od}] \quad [G_{ov}]] \tag{6}$$

Substituindo a equação (4) na equação (3) e usando as equação (6), pode-se extrair a equação de loop fechado para o sistema , ou seja:

$$[M_{sd}]\{\ddot{q}\} + [D_c]\{\dot{q}\} + [[K] \quad [K_c]]\{q\} = \{0\} \tag{7}$$

onde: $[K_c] = [b][G_{od}]$ e $[D_c] = [b][G_{ov}]$ representam as matrizes de rigidez e amortecimento induzidas pelo controlador ativo.

3. POSICIONAMENTO DOS ELEMENTOS ATIVOS

Com base na equação (7), pode-se obter a energia total de dissipação do sistema, na forma de espaço de estado,

$$E_d = -\int_t^{\cdot} \{x\}^{T}[\overline{D}_c]\{x\}dt \tag{8}$$

onde

$$[\overline{D}_c] = \begin{bmatrix} [0] & [0] \\ [0] & [D_c] \end{bmatrix} \tag{9}$$

Como o objetivo é determinar qual o posicionamento ótimo para colocação dos elementos piezocerâmicos na estrutura para maximização da energia de dissipação pela mesma , o problema de otimização pode ser formulado como:

$$\min_{pos.} \left(-\frac{1}{2} E_d \right) \tag{10}$$

$$\text{sujeito a:} \quad \{\dot{x}\} = [A_{lf}]\{x\} \quad \text{e} \quad \{x(\infty)\} = \{0\} \tag{11}$$

onde $[A_{lf}]$ é a matriz de loop fechado do sistema, na forma de espaço de estado, obtida da substituição da equação (4) na equação (3), ou seja:

$$[A_{lf}] = [A] + [B][G_o] = [A] - [B][R]^{-1}[B]^T[P] \tag{12}$$

A maximização da energia dissipada pela estrutura, passa pela solução da equação de Riccati,

$$[A_{lf}]^T[\overline{P}] + [\overline{P}][A_{lf}] = -[\overline{D}_c] \tag{13}$$

Se substituirmos a equação (13) na equação de energia de dissipação da estrutura, equação (8), obtém-se:

$$E_d = \frac{1}{2}\{x(0)\}^T[\overline{P}]\{x(0)\} \tag{14}$$

A equação (14) mostra que a energia de dissipação depende do estado inicial, que geralmente não é disponível para situações práticas. Uma das maneiras simples de eliminar a dependência da condição inicial é assumir que o estado inicial é uma variável aleatória uniformenente distribuída como usado nos trabalhos de Rao & Pan (1991) e Lim & Gawronski (1993). Neste caso, a energia de dissipação pode ser expressa como

$$E_d = \frac{1}{2}\text{traço}[\overline{P}] \tag{15}$$

4. ALGORITMO GENÉTICO

O algoritmo genético é iniciado com um grupo de projetos iniciais, geralmente escolhidos de forma aleatória. Deste grupo, novos e melhores projetos são reproduzidos usando alguns indivíduos do grupo selecionados por suas respectivas aptidões. Cada projeto é representado por um vetor, usualmente de elementos binários, de comprimento finito, comparáveis, juntamente com seus elementos, a cromossomos e genes, respectivamente, na genética natural. Três operadores são necessários para a implementação de um algoritmo genético, *Reprodução*, *Cruzamento* e *Mutação*.

Embora contendo muitas passagem aleatórias, os algoritmos genéticos não são simples técnicas de busca aleatória. Eles exploram eficientemente novas combinações com gerações de melhores valores de funções objetivas. Uma discussão mais detalhada do método de algoritmos genéticos pode ser encontradas em (Goldberg 1989).

No presente trabalho, procura-se o posicionamento ótimo de dois elementos piezocerâmicos, como atuadores em uma dada estrutura onde os materiais piezocerâmicos fazem parte da modelagem por elementos finitos, de maneira que a energia de dissipação do controlador ótimo projetado pela teoria do regulador linear quadrático, seja máxima. Neste caso, a indicação da presença ou não do elemento ativo na estrutura é indicada por um vetor, de elementos binários, de comprimento igual ao número total de elementos na estrutura. A formulação do problema pode ser modelada como um problema de otimização discreta de 0-1.

O caminho, utilizado no presente trabalho, é desenvolver um algoritmo genético para fazer buscas em todas as possíveis combinações com apenas dois elementos ativos. Neste caso o número de variáveis de otimização será igual ao número de possíveis combinações dos **n** elementos finitos dois a dois. Os passos para desenvolvimento do algoritmo genético são dados a seguir:

1 - Definir um esquema de $\mathbf{l}_c$ dígitos binários, com 0 ou 1 para cada dígito, capaz de representar as $\mathbf{n}_v$ variáveis de otimização. Neste caso o $\mathbf{l}_c$ representa o tamanho do cromossomo. Com um vetor de dígitos binários de comprimento $\mathbf{l}_c$ é possível se obter 2^{l_c} combinações de 0-1 que correspondem uma a uma das variáveis discretas de otimização.

Na maioria dos casos, o número de variáveis de otimização $\mathbf{n}_v$ é menor que as possíveis combinações dos $\mathbf{l}_c$ dígitos binários escolhidos para representar as variáveis de otimização, ou seja: $2^{l_c} > n_v$, onde l_c é o menor valor inteiro que satisfazendo esta equação.

Neste caso dois métodos são geralmente usados para resolver o problema dos $2^{l_c} - n_v$ cromossomos que ficarão sem correspondência com as variáveis de otimização: Método de Distribuição Excessiva e o Método de Penalização Aproximada (Lin & Hajela 1992).

2 - Gerar aleatoriamente uma população inicial com $\mathbf{l}_c$ cromossomos de acordo com o esquema definido anteriormente. Para facilitar a busca é aconselhável evitar indivíduos que necessitem de qualquer tipo de penalização exterior.

3 - Avaliar o valor da função objetiva para cada membro da população.

4 - Aplicar os operadores reprodução, passagem e mutação na geração velha para gerar uma nova população para a próxima geração.

5 - Atribuir um critério de parada ou convergência. Este critério geralmente é definido em função da natureza do problema, mas nada impede que se coloque em um algoritmo genético vários critérios de parada. Huang & Arora (1995) sugerem que se em 15 gerações o menor valor da função objetiva permanecer o mesmo, deve-se dobrar a probabilidade de mutação e uma vez dobrada esta probabilidade o algoritmo genético deve parar se em 15 geração consecutivas para frente o melhor valor da função objetiva não for atualizado. Já Rao & Pan (1991), Anderson & Hagood (1994) e Onoda & Hanawa (1993) preferem fazer com que o algoritmo prossiga até um número de gerações máximo especificado.

5. RESULTADOS NUMÉRICOS

Para mostrar a viabilidade do método, foi usado um exemplo simples consistindo de uma viga bi-apoiada, com 11 elementos finitos do tipo Euler-Bernoulli, representada pela figura 1, cujas propriedades físicas e geométricas estão apresentadas na tabela 1.

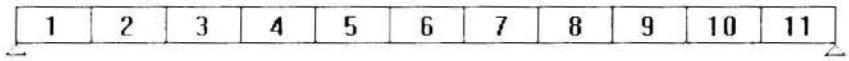


Figura 1. - Viga bi - apoiada.

Uma vez que a viga foi modelada com 11 elementos, tem-se 55 possibilidades de se efetuar a fixação dos elementos piezocerâmicos, ou seja, é possível obter 55 configurações da viga, com dois elementos ativos, que correspondem à combinação dos 11 elementos dois a dois. Dos desenvolvimentos anteriores, observa-se que, para maximizar a energia de dissipação, é necessário minimizar a expressão dada pela equação (15). O resultado dos 5 melhores projetos obtidos utilizando um método de busca exaustiva é apresentado na tabela 2. Observa-se, com base nestes resultados, que, para se obter uma dissipação máxima de energia,

o material piezocerâmico deverá ser colado nas posições referentes aos elementos 2 e 10 da viga bi-apoiada.

Tabela 1. - Propriedades físicas e geométricas da viga e do material piezocerâmico

Viga	Mat. Piezocerâmico
Comprimento (m): *1.1*	Comprimento (m): *1.1*
Largura (m): *19.3 e-003*	Largura (m): *19.3 e-003*
Espessura (m): *3.4 e-003*	Espessura (m): *.254 e-003*
Peso Específico (kg/m^3): *2800*	Peso Específico kg/m^3: *788*
Módulo de Young (N/m^2): *70 e+009*	Módulo de Young N/m^2: *66 e+009*
	Permiss. Dielétrica C/m^2: *-1.9 e+010*
	Constante Dielétrica F/m: *.593 e-008*

A figura 2 mostra uma simulação do movimento do décimo estado, que corresponde ao deslocamento angular do sexto nó (conecção do quinto com sexto elemento da estrutura), para dois projetos de colocação de dois PZTs. As posições 2 e 10, correspondentes ao projeto ótimo, onde se observa a máxima energia de dissipação e as posições 1 e 11, pior projeto, que corresponde a mínima energia de dissipação.

Tabela 2 - Resultado dos 5 melhores projetos para colocação de dois atuadores em uma viga bi-apoiada, utilizando o método de busca exaustiva.

Projeto	El. Ativo 1	El. Ativo 2	Função Objetivo
1	*2*	*10*	*3.4913e+007*
2	*5*	*10*	*3.5389e+007*
3	*2*	*7*	*3.5389e+007*
4	*2*	*6*	*3.7082e+007*
5	*6*	*10*	*3.7082e+007*

Na análise por algoritmo genético, algumas estratégias foram tomadas durante o processo busca:

1 - A população inicial foi gerada aleatoriamente com a restrição de que todos indivíduos da população estão no intervalo de solução do problema, isto é para cada indivíduo existe apenas uma correspondência com as variáveis de otimização. Além do mais, não existiam, na população inicial, indivíduos com as mesmas características genéticas. Como o número de variáveis de otimização é de 55 é necessário que os cromossomos tenham um comprimento l_c de 6 dígitos binários, com os quais é possível gerar 64 combinações variando de (0 0 0 0 0 0) a (1 1 1 1 1 1). Neste caso, a população inicial foi gerada apenas com indivíduos que variam de (0 0 0 0 0 0) a (1 1 0 1 1 0), que correspondem, em decimal, 0 a 54.

2 - No presente trabalho, como nosso objetivo é minimizar o valor da expressão dado pela equação (40), usou-se como função objetivo $F_i = f(x)_{max} + f(x)_{min} - f_i(x)$, onde F_i é o valor da função objetivo, $f(x)_{max}$ e $f(x)_{min}$ é o valor da energia dissipada máxima e mínima, para
cada população e $f_i(x)$ e o valor da energia do i-ésimo indivíduo da população.

3 - Para preservar o melhor indivíduo da população na novo geração, no operador reprodução, o melhor indivíduo é duplicado e o pior indivíduo é excluído.

4 - Para indivíduos sem correspondência com as variáveis de otimização, ou seja, os 9 indivíduos que variam de (1 1 0 1 1 1) a (1 1 1 1 1 1), foi usado o método de penalização aproximada para o valor da função objetivo dada por:

$$f_1(x)_{penalizado} = K\, f(x)_{max} \qquad (16)$$

onde K é um valor constante (no nosso caso usou-se K=10) e $f(x)_{max}$ é o valor da energia dissipada máxima da população.

Os resultados da busca genética para colocação de dois atuadores são apresentados nos diagramas representados pelas figuras 3 e 4. A busca foi realizada com uma população constante de 6 indivíduos e foram usados para probabilidade de passagem P_c e mutação P_m os valores 1 e 0.001, respectivamente. Observa-se da figura 3 que o algoritmo genético convergiu para um mínimo global, ver tabela 1, em apenas apenas 13 gerações, indicando os elementos 2 e 10 da viga. Já na figura 3, observa-se, numa segunda rodada, que o algoritmo convergiu para um dos dois pontos mais próximos do mínimo global, também em 13 gerações, que corresponde aos elementos 5 e 10.

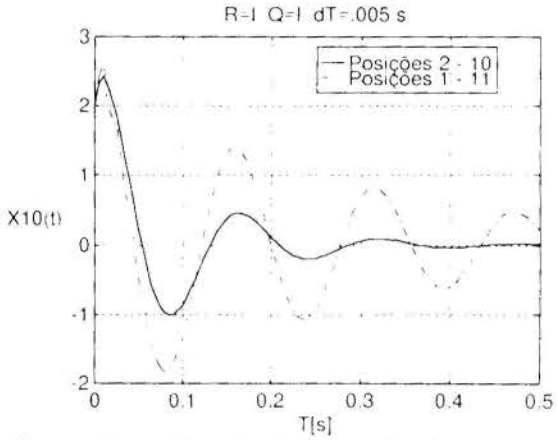


Figura 2. - Resultado da simulação para dois projetos de fixação de PZTs.

No exemplo analisado, a probabilidade do algoritmo genético convergir para um dos dois pontos mais próximos do mínimo global é muito grande. Isto deve-se ao fato da simetria da viga fazer com que este dois pontos possuam o mesmo valor de energia dissipada.

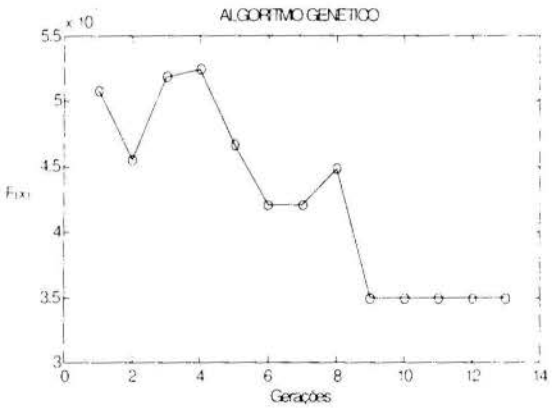


Figura 3. - Resultado da busca genética com convergência para um mínimo global.

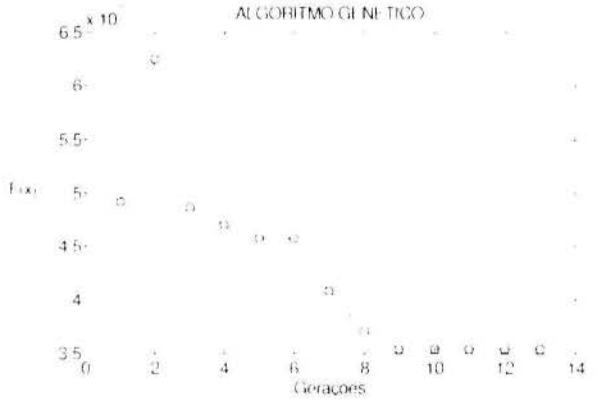


Figura 4. - Resultado da busca genética com convergência para um dos dois pontos próxima ao mínimo global.

6. CONCLUSÕES

Este trabalho mostrou aplicação de um algoritmo genético desenvolvido para posicionamento ótimo de elementos ativos em um exemplo simples de uma viga bi-apoiada com 11 elementos finitos, para o critério de máxima energia de dissipação.

Os resultados obtidos mostram que o algoritmo genético é uma boa ferramenta no problema de otimização combinatorial, pois, além de não necessitar do uso de gradientes, pode, dependendo do tipo de problema e da estratégia adotada para formulação do algoritmo, convergir, em poucas interações, para um ponto de mínimo global ou muito próximo.

Por outro lado, a facilidade de manuseio no algoritmo genético para ajuste de parametros e criação de estratégias, adicionada ao não uso de gradiente, tem incentivado o

desenvolvimento de algoritmos híbridos, utilizando busca genética com outros métodos de otimização.

7. REFERÊNCIAS

ANDERSON, E. H. & HAGOOD, N. W., A Comparison of Algorithms for Placement of Passive and Active Dampers, *Proc. of AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC 35th Structures, Structural Dynamics and Materials Conference*, April 18-20, Hilton Head, SC, 1994.

GOLDBERG, D. E. , *Genetic Algorithm in Search, Optimization , and Machine Learning*, Addison-Wesley, Reading, MA, 1989

HAFTKA, R. & ADELMAN, H. M., Selection of Actuator Location for Static Shape Control of Large Space Structures by Heuristic Integer Programming, *Computers & Structures*, Vol. 20, no. 1-3 , pp. 575-582, 1985.

HUANG, M. W. & ARORA, J. S., Engineering Optimization with Discrete Variables - *Proc. of AIAA ASME/ASCE/AHS/ASC 36th Structures, Structural Dynamics and Materials Conference*, April 10-13, New Orleans, LA, 1995.

JENKINS, J. L. & KIM, Y. , *Introduction to Dynamics and Control of Flexible Structures*" , AIAA Educational Series, Washington: AIAA, 1993.

LEE, C. K. & MOON, F. C. - Modal Sensor/Actuator, *ASME Journal of Applied Mechanics*, Vol. 57, 434-441, 1990.

LIMA, J. J. & ARRUDA, J. R. F., Finite Element Modeling of Piezoceramic Sensors and Actuators, *XVIII CILAMCE - Congresso Ibero Latino-Americano de Métodos Computacionais em Engenharia*, 29-31 outubro, Brasília, 1997.

LIN, C. Y. & HAJELA, P., Genetic Algorithms in Optimization Problems with Discrete and Integer Design Variables, *Engineering Optimization*, Vol. 19, pp. 309-327, 1992.

LIM, K. B. & GAWRONSKI, W., Actuator and Sensor Placement for Control of Flexible Structures, *Control and Dynamics Systems*, ed. C. T. Leondes,Vol. 57 , pp. 109-152, 1993.

LUENBERGER, D. G., *Linear and Nonlinear Programming*, Addison-Wesley, Reading, MA, 1989

ONODA, J. & HANAWA, Y., Actuator Placement Optimization by Genetic and Improved Simulated Annealing Algorithms, *AIAA Journal*, Vol. 31, no. 6, pp. 1167-1169 , 1993.

RAO, S. S. & PAN, T. S., Optimal Placement of Actuators in Actively Controlled Structures Using Genetic Algorithms, *AIAA Journal*, Vol. 29, no. 6, pp. 942-943, 1991.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB555

ALGORITMOS GENÉTICOS E SUAS POSSIBILIDADES DE APLICAÇÕES EM ENGENHARIA MECÂNICA/*GENETIC ALGORITHMS AND ITS APLICATIONS IN MECHANICAL ENGINEERING*

Eduardo Vila Gonçalves Filho & Creusa Sayuri Tahara
Universidade de São Paulo - Escola de Engenharia de São Carlos - Departamento de Engenharia Mecânica
Av. Dr. Carlos Botelho, 1465 - 13560-250 - São Carlos - SP, Brasil E-mail:evilata sc.usp.br -taharata sc.usp.br

Abstract

Genetic algorithm(GA) is a potential tool for the resolution of combinatorial problems with the advantages of simplicity, flexibility and robustness in the solution. There are some drawbacks in this kind of algorithms, mainly because a GA algorithm is usually taylor-made for most of the application problems. This paper describes some possibilities of application for genetic algorithms in the field of engineering activity as production planning, assembly line balancing, layout design, cell formation, production scheduling and shows a specific application for determination of the maximum profit velocity in a lathe operation

Keywords

Genetic algorithm, engineering, otimization, combinatorials problems Algoritmo genetico, engenharia, otimização, problemas combinatoriais.

1. INTRODUÇÃO

Os problemas de otimização são resolvidos por meio de muitas técnicas, sendo algumas de simples utilização com resultados aproximados e outras mais sofisticadas envolvendo maior tempo computacional mas fornecendo ótimos resultados. Contudo, muitos problemas, principalmente aqueles com características combinatorias, encontram dificuldade de solução devido a complexidade computacional. Estes problemas são bem resolvidos com a utilização do algoritmo genético(AG).

Neste trabalho são tratadas aplicações do algoritmo genético na engenharia. Na seção 2 é apresentado um breve resumo da teoria de algoritmos genéticos; na seção 3 algumas aplicações são descritas, na seção 4 detalha-se uma aplicação do AG em um problema de usinagem de metais e na seção 5 é apresentada a conclusão do trabalho.

2. ALGORITMO GENÉTICO

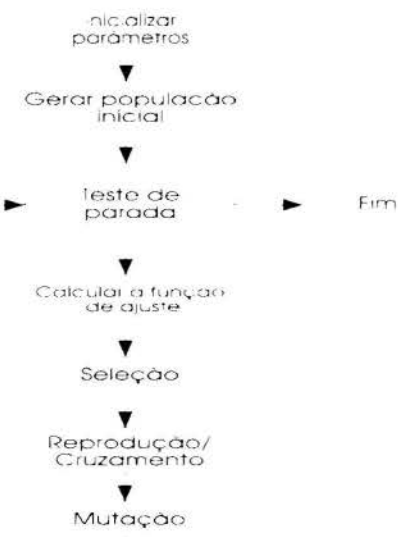
Algoritmo genético é um método computacional de busca baseado em mecanismos de evolução natural e genética. Estes mecanismos combinam a sobrevivência dos mais ajustados com uma estrutura de troca aleatória de informações.

O princípio básico de funcionamento dos algoritmos genéticos é a utilização de operadores que realizam funções de reprodução, cruzamento e mutação, semelhante ao processo biológico. O algoritmo genético funciona iterativamente com uma população de

possíveis soluções e cada iteração corresponde a uma nova geração de soluções, sendo que as mais aptas (que fornecem um maior valor para a função de ajuste) continuam para as próximas gerações. Assim, o primeiro passo para a aplicação dos AGs é a representação das possíveis soluções no espaço de busca como uma seqüência de símbolos, uma *string* de *bits*, números, etc. A solução estruturada é chamada de cromossomo artificial sendo que cada elemento dessa seqüência é chamado gene e o seu possível valor é chamado alelo.

Inicia-se a otimização com um conjunto de soluções obtidas aleatoriamente ou por algum processo heurístico de forma que a população gerada seja representativa do espaço de busca. Novos candidatos a solução são, então, obtidos a partir da população atual por meio da aplicação de operadores genéticos artificiais. Com base em uma política de seleção natural, a população de soluções retorna ao seu tamanho original, sobrevivendo apenas as melhores soluções.

Os operadores genéticos comumente empregados são: cruzamento, mutação e reprodução. O operador cruzamento é utilizado para obter-se soluções a partir de partes trocadas de duas soluções selecionadas na população atual. O operador mutação é empregado para promover alterações arbitrárias em um ou mais elementos da *string* de uma solução. Este processo é controlado por uma probabilidade de mutação que em geral é pequena. A mutação garante uma chance de maior exploração no espaço de soluções. A política de seleção, que avalia a função de ajuste, mantém o número de soluções da população constante, pela sobrevivência das soluções que mais se aproximam da meta, as soluções mais adaptadas num paralelo com a teoria da evolução. Assim, com uma boa estruturação do problema e uma combinação conveniente dos operadores as soluções convergem em direção à solução ótima do problema. Um AG pode ser descrito em poucos passos, como mostra a figura 1 e o seguinte procedimento básico:



1. Formar a população inicial constituída de N soluções;
2. Teste de parada: número máximo de gerações
3. Calcular a função ajuste de todas as soluções na população atual;
4. Produzir uma nova solução
   - *selecionar pares na população atual;*
   - *produzir descendentes por cruzamentos*
   - *produzir mutação nos descendentes aleatoriamente*
   - *remover da população atual os menos ajustado*
   - *adicionar os novos descendentes.*
5. Escolher a melhor solução ajustada.
6. Retornar ao passo 2

Figura 1: Ciclo básico do algoritmo genético

O tema central das pesquisas em algoritmos genéticos é a robustez, um balanceamento entre eficiência e eficácia necessários para um bom desempenho em vários ambientes diferentes. Um ponto importante dos algoritmos genéticos é a sua flexibilidade e simplicidade se comparados aos algoritmos existentes. Em geral, problemas de natureza combinatorial são os mais apropriados para o emprego de AGs.

3. APLICAÇÕES NA ENGENHARIA

Os algoritmos genéticos estão sendo utilizados para resolver muitos problemas na área de engenharia. Vamos listar em seguida algumas aplicações como no planejamento e controle da produção, no projeto de produto, na manufatura celular, no seqüenciamento da produção.

3.1 Projeto de produto

O projeto de produto é cada vez mais reconhecido como uma atividade crítica que tem um impacto significante no desempenho da empresa. Conseqüentemente, quando uma empresa considera um projeto de um novo produto é importante que ela utilize técnicas que forneçam soluções ótimas. Uma técnica recentemente utilizada neste processo é o AG.

O problema deve ser definido de forma a enquadrar-se nos moldes de um AG. Uma solução *string* candidata para o projeto do produto é definida pela especificação de um conjunto que contém informações específicas sobre as características do produto. A característica chave da proposta é que ela é flexível suficiente para acomodar critérios de ajuste para avaliar a solução candidata. A técnica explora o fato de que um bom modelo de produto contém algumas características (substrings) que são desejáveis e assim contribuem para sua alta avaliação.

Balakrishnan & Jacob (1995) apresentam resultados de 192 conjuntos de dados testados indicando que o AG proporciona soluções que são 99,13% e 99,92% do modelo do produto, ótimo quando os objetivos do problema são maximizar a escolha da forma e o bem estar do comprador. Estes resultados são estatisticamente significantes e 3% e 1% acima da solução identificada pelo modelo de programação dinâmica.

3.2 Layout de Fábrica

O *layout* de fábrica é um importante aspecto do projeto de um sistema de manufatura. O problema de encontrar um *layout* ótimo é difícil e as técnicas determinísticas não são computacionalmente viáveis Suresh *et al.* (1995).

No projeto de fábrica, o cromossomo é definido da seguinte forma: as posições na *string* significam a posição das instalações no *layout* e os valores em cada posição representam as instalações.

Particularmente na manufatura celular, Joines *et al.*(1995) sugerem um modelo de programação inteira empregando algoritmo genético para o projeto de manufatura celular. Os modelos de programação matemática possuem limitações críticas como: devido a não linearidade, muitas vezes não são agrupadas máquinas em células e peças em famílias; o número de células deve ser especificado; os modelos muitas vezes são intratáveis para problemas realísticos ou de porte maior. Para responder estas limitações, um AG foi desenvolvido. O cromossomo de representação descreve cada indivíduo da população. Os indivíduos são representados por uma coleção de atributos ou variáveis. Especificamente nesse problema, as primeiras m variáveis representam máquinas e as últimas n variáveis estão associadas às peças. A população inicial é obtida por um processo aleatório. Uma vantagem prática é a formação de famílias de peças e máquinas simultaneamente. O algoritmo foi testado em 17 grupos de dados e mostraram resultados eficientes.

3.3 Planejamento da produção

Freitas & Kirner (1989) fornecem um exemplo de aplicação do algoritmo genético para resolver o problema no planejamento da produção, otimizando a quantidade produzida de cada produto, maximizando o lucro. Num problema real, o número de variáveis em geral é muito grande, mas no exemplo correspondem a oito (produtos). O primeiro passo para a solução do problema é escolher a população inicial. Cada indivíduo desta população representa uma solução possível para o problema e sendo representado por uma *string* de oito números inteiros, indicando que quantidade deve ser produzida para cada tipo de produto.

Nota-se, nesses casos, que a existência de restrições dificulta a utilização de operadores genéticos e uma forma de contornar estas restrições é compor o problema com novos operadores ou critérios na função de avaliação que forcem a eliminação dos indivíduos da população que violam as restrições.

3.4 Seqüênciamento da Produção

As aplicações de algoritmos genéticos no seqüênciamento de um *flowshop* envolvem problemas combinatoriais de grande escala. A fim de aplicar um AG no seqüênciamento da produção existe o problema da representação do cromossomo, que em geral é feita por uma *string* binária (de 0 e 1).

No seqüênciamento o uso da permutação para representar a solução é mais natural, mas pode gerar cromossomos não válidos no processo de cruzamento. Para contornar este problemas foram sugeridos algumas alterações no processo de cruzamento e mutação. A seleção dos pares para reprodução foi feita por uma distribuição de probabilidade. Outras modificações foram feitas no operador mutação de modo a reduzir a taxa de convergência. A população inicial é obtida partindo-se de uma heurística e os resultados foram obtidos mais rapidamente sem perda da qualidade, Reeves (1995).

Os algoritmos genéticos são usados também para o seqüênciamento de *job shops* .

3.5 Balanceamento da Produção

Uma linha de montagem é um meio de produção em massa amplamente adotado e o balanceamento da linha de montagem é um problema que tem sido muito estudado, como por exemplo utilizando AGs, exemplificado em Suresh *et al.* (1996). Nesse caso, as estações de trabalho são indexadas de 1 a N. A solução é uma lista de N conjuntos $S_1,...,S_N$ cada um contendo uma ou mais tarefas. Os elementos de S_i, com $1 \leq i \leq N$, são tarefas alocadas a i-ésima estação. A população inicial é gerada pela associação aleatória de tarefas às estações de trabalho, sujeitas às restrições de precedência e tempo de ciclo. Assim, a população inicial é construída somente com soluções viáveis.

Suresh *et al.* (1996) apresentam duas versões de um AG para resolver o problema de balanceamento da linha de montagem. Em um dos casos, o algoritmo genético trabalha somente com soluções viáveis, no outro, é permitido uma porcentagem de soluções não viáveis. A presença de soluções não viáveis permite uma suavização no espaço de busca e ajuda a escapar de certos mínimos locais. Os resultados demonstram que o AG fornece uma convergência para boas soluções depois de poucas gerações. Assim , o AG pode ser utilizado para obter uma rápida solução aproximada que seria melhorada por outras técnicas.

3.6 Aplicações Gerais

O processo de seleção de ferramentas de forma ótima pode ser realizado com o auxílio de AGs, Mizugaki *et al.* (1994). O conjunto de ferramentas são codificados com a posição de cada *bit* correspondendo a uma ferramenta. O digito 1 indica o uso da ferramenta e 0 a não utilização. O critério de seleção proposto considera o número de ferramentas, o total de tempo de máquina, inclusive com a influencia de trocas de ferramentas e a área impossível de corte. A utilidade deste método pode ser confirmado por simulações.

Em Pearson *et al.* (1995) e Goldberg (1989) podem ser encontradas aplicações de algoritmos genéticos em várias áreas como: Classificação; Otimização; Treinamento e Aprendizado; Biologia e Biotecnologia; Controles; Reconhecimento de Imagens; Teoria de Decisão, Medicina, Ciências Sociais, etc.

4. VELOCIDADE DE MÁXIMO LUCRO EM OPERAÇÕES DE TORNEAMENTO

Toda operação de usinagem deve ser realizada escolhendo-se uma velocidade de corte compreendida entre as velocidades de mínimo custo $\mathbf{V_{ce}}$ (Velocidade econômica de corte) e máxima produção, $\mathbf{V_{cmax}}$. Estas duas velocidades dão origem ao chamado intervalo de máxima eficiência. As velocidades econômica de corte e de máxima produção são calculadas de forma simples pois as fórmulas para o cálculo são dadas por duas equações explicitas, isto é, existe uma equação que dá $\mathbf{V_{ce}}$ e $\mathbf{V_{cmax}}$ em função dos diversos parâmetros que influenciam a operação tais como: parâmetros de Taylor, tempo de troca de ferramenta, salário do operador, etc.. Pode-se provar que dentro do intervalo de máxima eficiência existe uma terceira velocidade de corte, denominada velocidade de máximo lucro V_p, em que o lucro líquido (valor de venda - custo de produção) por peça é máximo. Trabalhando-se nessa velocidade, o lucro por minuto **p**(S/min) pode ser calculado pela equação (Hitomi, 1979):

$$p = \frac{rn - \left(\frac{K_m \times \lambda}{v} + \frac{K_t \times \lambda}{C^{1/n}} v^{\frac{1}{n}-1}\right)}{t_p + \frac{\lambda}{v} + \frac{t_c \times \lambda}{C^{1/n}} v^{\frac{1}{n}-1}} - k_l \qquad (1)$$

em que

p = lucro por minuto de usinagem(S/min)
n,C = parâmetros de Taylor;
t_c = tempo de troca da ferramenta(min/aresta)
K_m = custo máquina(S/min)
v = velocidade de corte(m/min)
rn = ru - mc = valor de venda - custo da matéria prima(S/pç)
t_p = tempo improdutivo(min/peça)
K_t = custo da ferramenta por aresta de corte(S/aresta)
$K_l = K_d + K_i$ = Custo de mão de obra(K_d) e custo administrativo(*overhead*)(K_i) (S/min)
$\lambda = \frac{\pi \times D \times c}{1000 \times s}$, sendo **D** o diâmetro da peça(mm), **c** o comprimento de corte(mm) e **s** o avanço por volta(mm/volta)

A velocidade de máximo lucro $\mathbf{V_p}$ é obtida derivando-se a expressão (1) em relação à velocidade **v** e igualando o resultado a zero. A expressão resultante pode ser vista em (2).

$$(1-n)(K_t \times t_c + r_c \times t)V_p^{\frac{1}{n}} + \lambda(K - K_m \times t)V_p^{\frac{1}{n}-1} - n \times C^{\frac{1}{n}}(r_c + K_m \times t_p) = 0 \qquad (2)$$

Como pode ser observado, não é possível isolarmos V_p, a não ser para valores particulares da constante de Taylor **n**, o que significa que necessitamos fazer diversos cálculos de forma iterativa afim de obter o ponto de máximo. Assim, é natural que se desenvolvam algoritmos computacionais para obtenção rápida deste ponto de máximo. Embora este não seja um problema que possa ser considerado difícil para um algoritmo genético, o objetivo aqui é usá-lo para mostrar a potencialidade dessa nova ferramenta de otimização.

4.7.2 O Algoritmo Genético

4.7.2.1 Função Objetivo

A expressão (1) é usada como função objetivo. Cada candidata a solução será avaliada pelo valor de p. A solução ótima deverá apresentar o valor máximo para p.

4.7.2.2 Codificação

Nesta aplicação vamos assumir que a velocidade de corte nunca será maior que 512 m min. Assim podemos usar uma codificação binária para a velocidade de corte v, composta por uma string de nove dígitos binários(0 e 1). Por exemplo, a string (010011011) representa a velocidade de 434 m min.

4.7.2.3 Operadores Genéticos

Os operadores genéticos utilizados foram os operadores clássicos de cruzamento e mutação. Por exemplo, assumindo que os elementos da população (100110010) e (010111011) tivessem sido selecionados para sofrerem cruzamento e que a sexta posição na *string* definisse o ponto de cruzamento então os dois descendentes produzidos do cruzamento seriam (100111**011**) e (010110**010**). O operador mutação atua sobre cada descendente podendo ou não produzir uma mutação. Uma mutação significa simplesmente escolher uma determinada posição na *string* e mudar o valor do dígito. Supondo que a sétima posição na string (010110010) tivesse sido sorteada e, que a mutação deveria ocorrer, então a mutação produzida seria a nova *string* (010110110). Nesta aplicação, a probabilidade de ocorrer o cruzamento foi fixada em 0,95 e a probabilidade de ocorrer mutação em 0,005.

4.7.2.4 Parâmetros do Algoritmo

Os seguintes parâmetros foram utilizados:

Tamanho da população: 100
Número de gerações: 40
Probabilidade de cruzamento: 0,95
Probabilidade de mutação: 0,005

4.7.2.5 Resultados

O algoritmo foi aplicado a um exemplo proposto por Hitomi (1979). Os dados do exemplo podem ser vistos na tabela 1.

Tabela 1 - Dados numéricos para cálculo de Vp

PARÂMETROS	DESCRIÇÃO	VALOR
Taylor	Constante de inclinação n	0,23
	Constante C	430
Usinagem	Profundidade de corte d (mm)	1,00
	Avanço (mm/rev.)	0,20
Peça	Diâmetro D (mm)	50,00
	Comprimento de usinagem L (mm)	200,00
Tempo	Tempo improdutivo t_p (min/pç)	0,75
	Tempo de troca ferramenta t_c (min/aresta)	1,50
Custo	mão de obra direta K_d ($/min)	0,15
	Custo administrativo k_i ($/min)	0,35
	Custo máquina K_m ($/min)	0,05
	Custo ferramenta K_t ($/aresta)	2,50
	custo matéria prima m_c ($/pç)	20,00
	valor de venda r_u ($/pç)	32,00

O resultado dado pelo algoritmo é mostrado na tabela 2. Para facilitar a compreensão do que ocorre com um algoritmo genético, foram colocados os dez indivíduos mais aptos da última geração, isto é, da 40ª geração. Pode-se observar que o indivíduo 8 correspondente à *string* (010110001), representa a velocidade de corte de 282 m/min e permite obter um lucro máximo de 7,6568 ($/min). A velocidade de máximo lucro dada por Hitomi é de 278 m/min. Porém, calculando-se o lucro obtido com esta velocidade constata-se que ele é de 7,6536 $/min, abaixo do valor dado pela velocidade de 282 m/min calculada pelo AG. Portanto, o valor dado pelo algoritmo produz um melhor resultado final.

Tabela 2 - Resultados do AG

INDIVÍDUO	STRING	VELOCIDADE(M/MIN)	LUCRO($)
8	010110001	282	7,6568
69	010110001	282	7,6568
43	010110001	282	7,6568
67	010110001	282	7,6568
66	010110001	282	7,6568
10	010110001	282	7,6568
47	010110001	282	7,6568
19	010110001	282	7,6568
65	000110001	280	7,6555
41	000110001	280	7,6555

5. CONCLUSÃO

Os algoritmos genéticos podem ser considerados como uma poderosa ferramenta para a solução de problemas combinatoriais de grande porte, podendo ser aplicados nas mais diversas áreas do conhecimento. Sua utilização requer uma função de ajuste (função objetivo) que possa avaliar a qualidade de uma solução proposta e o uso de operadores genéticos adequados, muitas vezes desenvolvidos especificamente para a aplicação em questão. Estes requisitos podem tornar um algoritmo genético dependente do domínio de aplicação. Os AGs, quando aplicados apresentam-se de forma simples e flexível e possuem robustez diante de ótimos locais, podendo ser utilizados mesmo com poucos recursos computacionais, permitindo maiores avanços, inclusive em soluções combinadas com outras técnicas.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

BALAKRISHNAN,P.V. & JACOB, V.S. Genetic algorithms for product design. **Management science**, v. 42, n. 8, p. 1105-1117, 1996.

CHU, P.C. & BEASLEY, J. E. A genetic algorithm for the generalised assignment problem. **Computers Operation Research**, v. 24, n. 1, p.17-23, 1997.

FREITAS, A.A & KIRNER, C. Introdução à algoritmos genéticos. WORKSHOP SOBRE REDES NEURAIS. In: Anais do Workshop sobre redes reurais. São Carlos: UFSCar, p. 71-89, set 199.

GOLDBERG, D.E. *Genetic Algorithms in search, optimization, and machine learning*. Addison-Wesley, 1989.

HITOMI, K., Manufacturing systems engineering. Taylor & Francis Ltd. London, 1979.

JOINES,F.A, CULBRETH, T.C., KING, R.E. Manufacturing cell design: an integer programming model emplying genetic algorithms. **IIE Transactions**, n. 28, p. 69-85, 1996.

MIZUGAKI, Y., HAO, M., SAKAMOTO, M. MAKINO, H. Optimal tool selection based on genetic algorithm in a geometric cutting simulation. In: **Annals of the CIRP**, v. 43, n. 1, p. 433-436, 1994.

PEARSON, D.W., STEELE, N.C., ALBRECHT, R. F. Artificial Neural Nets and Genetic Algorithms. **Proceedings of the International Conference in Alès**, France, 1995. Springer-Verlag Wien New York.

REEVES, C. R. A genetic algorithm for flowshop sequencing. **Computers Operation Research**, v. 22, n. 1, p. 5-13, 1995.

SURESH, G. VINOD, V.V., SAHU, S. A genetic algorithm for facility layout. **International Journal of Production Research**, v. 33, n. 12, p. 3411-3423, 1995.

SURESH, G. VINOD, V.V., SAHU, S. A geneticalgorithm for assembly line balancing. **Production Planning & control**, v. 7, n. 1, p. 38-46, 1996.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB614

PROPOSAL OF A FRAMEWORK FOR EFFICIENT MANAGEMENT OF THE ENGINEERING CHANGE (EC) PROCESS

HENRIQUE BENEDETTO NETO & LUÍS GONZAGA TRABASSO
Departamento de Engenharia Mecânica – ITA – Instituto Tecnológico de Aeronautica
CEP 12228-904 São José dos Campos – SP – Brasil - E-mail: gonzaga@mec.ita.cta.br

Abstract

Due to the never ending improvement product development process required by the market, the Engineering Change (EC) process is also a never ending process with huge impact in the product cycle time. Modifications to a project may be necessary not only for product improvements but also for many other reasons, such as error corrections, further product information needed during the manufacturing stages, cost reduction policy adopted by the company, and changes to reflect modifications in the market. Analysing these causes, it is clear that proper management of the EC process requires involvement of many departments within the company, therefore, a well structured approach is needed to achieve it. The adoption of the Simultaneous Engineering approach supported by the Cross -Functional Team philosophy establishes an environment where the EC process may develop successfully. This paper aims at presenting a framework where the main factors impacting the EC process are established and the relationships between and among them are analysed. Moreover, the support given to the EC management process by an organisational structure where all of the departments inside the organisation share the responsibility of updating, using and communicating product data is shown as one of the essential elements for company's success

Keywords

Engineering Change, Change management, Product Development Process

1. INTRODUCTION

When a company that designs and markets a product needs to modify data that describes the product, the process through which these modifications are brought about is termed Engineering Change (EC). The reasons for data modification include, among others, the rectification of mistakes made by company staff, product improvements initiated inside the company, product improvements made necessary by the action of competitors and product changes brought about by the insistence of a customer.

Engineering Change Management (ECM) is therefore necessary, nevertheless it does not appear to be commonly practised by the companies nor, when it is present, very effective. One likely justification for this would be that EC benefits are difficult to measure. Frequently, improvements provided by an EC process appear to be in terms of not generating disruptions to other processes. Due to this, companies do not recognise that the EC process needs effective management, hence they do not invest enough to improve it.

An effective EC process through good ECM is essential if changes are to cause minimum disruption to the Product Development (PD) process. ECM has been addressed, though by different terms, as a practice needed to ensure the stability of the PD process. There are some proposals for defining good ECM procedures (Smith 1985; Balcerak and Dale 1992).

However, to simply adopt these proposals to particular cases is not the most effective solution, it is necessary a previous establishment of the company's perception of the EC process. The authors of this paper believe that effective ECM starts by identifying the main issues related to the EC process, and then drawing inter-relationships between them. This paper will present a categorisation of EC related factors derived from analysis performed in an industrial environment at EMBRAER[1]. From the company's perspective, there are several important management issues involved with the EC process. These factors will be shown and analysed in this paper. Although some studies have been carried out on the definition of suitable EC procedures (Smith 1985; Balcerak and Dale 1992), there is literature concerning the establishment of factors related to it. As a consequence, a similar gap is also perceived on the assessment of the support given to the EC process by advanced technologies and methods. This paper proposes means of relieving some of the ECM deficiencies that are identified.

2. THE ENVIRONMENT

This study was motivated by the constant need of ECM present in the product development process. The company has been in international market for about twenty years with a roll of successful products. This success was reached much more due to a summation of individual talent and effort than to a team effort. Because of that, and added to the market request for improved quality products, the company has decided to make a move towards the implementation and use of enhanced product development technologies, improved design practices, better product development methodologies and so forth. Moreover, this decision was based upon company's perception that the new market generation would require companies to react much faster to clients requests than ever. Among a myriad of factors that either influence or define the quality of a product, the EC process may be considered as one of the most important; either because it is not always possible to precisely define its incurred costs or because an EC may chain a lot of side effects that may jeopardise or phase out the project.

3. EC FACTORS THAT NEED MANAGEMENT

Like all other processes inside a company, the EC process needs management to be effective. ECM is a complex task and embraces functions all over the PD process. The ECM is essential because an EC may be issued due to a myriad of reasons. This perception induces a concern that it may not be possible to draw global solutions for modifications and each EC should be given individual treatment. The correct approach, however, is to try to tie the EC to a determined group. To accomplish that, the EC process needs to be very well established to make possible the management of the occurrences. As previously stated, effective ECM starts by identifying issues related to the EC process and drawing inter-relationships among them. An analysis on the EMBRAER's environment, revealed the following list of factors as having impact upon the company's EC process.

Approval: Correct procedures for the approval of an EC are the vital part of the ECM. These procedures must take account of all of the consequences that might occur due to the implementation of one EC.

External & Internal Factors: Customer needs are the major external factor influencing the EC process. Customer initiated changes may be due to direct contact with the company or the influence of customers on competitors products. Suppliers substitution and other changes

[1] EMBRAER stands for, in portuguese, "Empresa Brasileira de Aeronáutica" (Brazilian Aeronautical Industry)

are accounted as minor external factors. Some internal factors that motivate the EC process may be influenced by external ones. These can be classified as innovation to the product or simply error corrections. Furthermore, EC can internally be generated to comply with company strategy, correct error, improve the product, etc..

Organisational Structure: There is no pre-defined organisational structure model that leads to an efficient EC process. Due to the EC process being involved with many areas in the company, the author supports (Smith 1985) proposal stating that a team-based approach is to be used. Since people from various departments are involved, differing perspectives are brought to the team's critical issue (Carey 1992). Carey added that because of the possible involvement of many departments, team approach brings various perspectives to the mission at hand, leading to better results.

The organisational structure of teams is complex because it requires good group dynamics. Therefore, failure to provide a suitable structure invariably leads to poor team performance and to inadequate implementation of the EC process.

Resources: Adequate provision of resources is vital to an effective EC process. This provision includes trained staff, money, time and appropriate technology.

Strategy: Strategy is concerned with planning and directing the exploitation of available resources. The adoption of formal strategy for dealing with the EC process appears to be mainly justified by the proportion of incurred costs to total product expenses. As far as the EC is concerned, Control and Avoidance are two relevant strategies (Coughlan 1990).

Communication: Communication involves both the channels by which EC is transmitted and spread throughout the company, and the quality of information that flows through these channels. Considering that information is one of the most valuable assets a company owns, it must be reliable and accurate. EC data must be processed by dependable procedures to ensure that reliability and accuracy are achieved.

Documentation: Documentation is any kind of document pertinent to the EC process. EC documentation is comprised by information that ensures the correct accomplishment of a given modification. Therefore, when defining the documentation, it is important to consider that it also constitutes a historical record of the process. A satisfactory PDM – product data management system implements effective support for documenting changes.

Classification: Although still controversial, the outlining of an EC classification scheme, particularly regarding complexity and method, has been advocated by several authors (Coughlan 1990; Balcerak and Dale 1992). The lack of a specific classification scheme has been defended by (Huge 1977), considering the dissimilar nature of changes. However, a classification scheme could simplify the analysis performed during the ECM. The EC classification scheme appears to be extremely dependent on company perception of its needs. Even lack of an EC classification may be feasible if the EC process is moderate.

Consequences: This is concerned with the evaluation of the repercussions of turning the EC process into routine activity. The intention is to understand the actual effects of the EC process. This factor suggests an evaluation of the EC process itself. Such an evaluation aims at establishing whether or not the EC process is introducing unforeseen discontinuity or leading to unexpected loss during the PD process. The side effect analysis, considered as a task of the ECM, provides a previous evaluation on the interference condition considering functional aspects of EC implementation (i.e. whether or not EC is functionally affecting other systems). Whereas, "EC Consequences" analyses the behavioural aspects of the results (i.e. whether or not the EC process is introducing excessive work). This latter is performed among the EC process and any other functions throughout the PD process.

Psychological Reactions: EC should not be seen as a problem, but an opportunity for improvement. Although this might be known, people still think of EC as an error. This line of

thought leads them to avoid assessing the actual cause of the change. The Manufacturing Department blames the Design Department and vice-versa. A Cross-Functional Team approach may solve this problem, once all departments involved with the EC are represented.

Company Responses: This deals with the concern that the company places on the EC process. Once the need for ECM process has been identified, the next preoccupation should be the sharing of the responsibility among all the people that will be involved. A widespread concern approach may ease the improvement of the EC process. Another possibility could be searching for new solutions, in this case centred on just a few people. Frequently, companies strategically searching for new solutions go far beyond their boundaries towards revolutionary approaches. By so doing, they may create an excellent opportunity to improve their skills, solve problems and learn from others' experience.

Policy: Policy reflects the way EC is considered inside the organisation, either as a managerial or as a technical responsibility. The business of defining responsibility should consider the fact that EC should be a widespread concern involving many departments within the company. Once issued, an EC should be analysed with no bias.

Sources: EC Sources refer to the stages along the PD process where the EC need was first detected. A formal identification of sources may be an important step towards relating them to the EC classification scheme, thereby simplifying the task of classifying one Engineering Change Request – ECR. Based on both the source and the EC classification scheme, it may be possible to derive standard actions to handle the EC, monitor the EC incidence and improve the EC process by eliminating mistakes.

Co-ordination: Co-ordination is concerned with the organisation of the EC process in terms of the exploitation of available resources to maintain its the stability. EC co-ordination, therefore, employs resources selected according to the EC strategy. EC co-ordination should be effective from the first stages of the EC process, where feasibility analysis of an EC is performed. Special attention should be given during the implementation to a consideration of the interface with other functions within the PD process. Moreover, after EC has been implemented, co-ordination aims to ensure that any necessary task is performed correctly. It is important that the EC process is constantly monitored. The potentially disruptive aspect of EC, whenever present, is frequently related to insufficient EC co-ordination.

4. DETERMINING THE EC MANAGEMENT

Once recognised the need for the ECM process, the company needs to proceed with its implementation. The accomplishment of this task needs to follow a programme that might consider undertaking some steps towards a simultaneously engineered process. Analysing the list of factors stated above, it is possible to depict that many areas inside the company might effectively take part in the process. The assessment of the PD environment will dictate the criteria by which people will be chosen to take part in the team to implement the process. Furthermore, this analysis on the PD process should be considered in order to be able to create a refined vision of the current process and establish to which extent those factors in the list are impacting or may impact the process environment. With people from different areas, the design of the new ECM strategy grows as one tries to understand each other's point of view as they share their understanding, ideas and opinions about the process. The more the team can identify how the factors fit together and what their impact is on the ECM, in the beginning of the assessment, the better the results of the new ECM strategy.

The influence of one EC-factor on the other, is an important information and should be analysed from the early phases of the development process up to the manufacturing and beyond. To be able to determine the real weight of each one of the factors, it is necessary to

have a group of people that agree with them and are committed to establishing and maintaining a high level ECM. The creation of this group is the first step towards the management. This group is so called *ECB – Engineering Change Board*. The ECB after its creation, turns to be the most important element in the business. The ECB is responsible for the success of the ECM. Because of the ECB importance and responsibility, its members should be invited instead of being imposed by the managers. The person invited should be recognised as a key person in his/hers activity and must be committed with the company's development and broad based strategy and have notorious background in team work. The willingness of improving the current PD process is a characteristic that must notably be present in all of those that accept to take part in the ECB. The ECB must have a person that is recognised as the one responsible for delivering the team ideas and plans to the company high management board. This person should act as a liaison between the company high management board and the ECB. It is important to stress that the team work does not have a singular responsible, all of the members are equally responsible for the results, nevertheless it is necessary to have a person that will speak on behalf of the team – here this person is so called *Team Leader*. The team leader should be elected by all the members in the team and must be recognised by all the involved people (external and internal to the team) as the team official representative.

The first move of the ECB should be towards the definition of its role and scope, and the establishment of the current situation as far as the ECM is concerned. The role of the team is somehow already defined – to implement and maintain a high level ECM. The only thing that is missing is the HOW. To determine the HOW, it is necessary first to draw a picture of the current situation, therefore the team should analyse the effect of each one of the foregoing factors on the PD process and ascertain to which extent they could influence the ECM process. The scope of the team is dependent on the way the company runs the PD process – it may consider the development of one or several products at the same time. In this case the team may be created for undertaking only one singular product or one team for all the projects. One approach or another does not change the team's role and task. It might only need a higher number of members to be able to deal with the subjects of the job. The establishment of the EC current situation is very much time consuming and needs a lot of knowledge of the process to be able to derive an accurate model. This derived model will lead the team during all the work. This task might involve the study of the information flow in the PD process, the processes to implement a modification, the mechanisms for tracing a modification, the tools and methods for storing the change history, etc, besides the definition of the tangible effect of each factor. The result of this phase of the work would be a *SOW – Statement Of Work*, that is the document that would guide the team's progress on the activity.

5. OUTLINING THE EC FRAMEWORK

Exploiting the benefits from current computational technology, the EC communication might be very well implemented using current PDM systems combined with INTERNET or INTRANET applications. If desired, or needed, the implementation may be performed based only on the traditional way – a paper based form that will document the process. To successfully implement the ECM, either computer based or paper based, it is necessary to create a form to be able to gather and store information on the change. This document is so called *ECR - Engineering Change Request*. The ECR should have a list of information that uniquely identify one change in the EC process. The ECR after its approval by the ECB, is converted into one *ECO – Engineering Change Order*, which is the document that keeps track of the whole EC process. The following information has to be present in the ECR:

Change Title: A title that uniquely identifies the change;

Affected Project: The project where the change is intended to be implemented;

Originator: Identification of the person that issued (proposed) the change;

Authorisation: Identification of the person superior to the originator in the company hierarchy indicating the acceptance and agreement with the specified problem;

Description of the EC: Full description of the EC and references to supporting documents to help Authorisers to reach a decision;

Impacts: Probable results of not undertaking any work. Details of any liability;

Authorisation decision: Information whether the ECR was accepted or not;

Next step in the process is the definition of the flow to which the ECR/ECO should adhere to. To achieve that, it is necessary to define other elements in the process, such as:

Supporter: There should have a list of people that can be elected as a supporter. The supporter authorised list might not be a Project Specific, however it is imperative that it is seniority based. The originator before submitting an ECR to the ECB should get a supporter agreement – anyone in the list that recognises the content of the ECR as valid and needed. The supporters' function is to perform the first assessment on the change based upon the company's strategy for that moment. The supporter acts as a tutor. (S)he conveys the ECR to the ECB for evaluation and gives the response to the originator;

Problem Bundle(PB): PB is a collection of ECR related to the same subject;

Problem Bundle Owner (PBO): PBO is a person or group responsible for preparing the Solution Studies (SS) and managing the implementation of a PB. The originators should be involved in the task of generating the SS. It is desirable that more than one solution item be generated for each change in the PB. A SS completely solves a PB.

Engineering Change Bundle: The Engineering Change Bundle is a collection of SS approved for a specific product.

Solution Study (SS): A SS can have Physical, Functional and Methods items. These items can be partitioned and allocated to different people for assessment of the effectiveness of the solutions proposed. Figure 1 shows the relationship among these items;

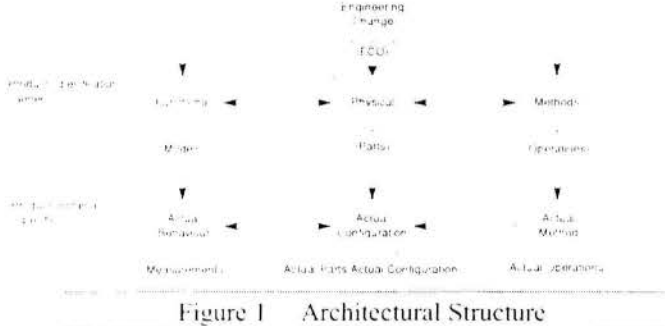


Figure 1 Architectural Structure

Product Incorporation Solution (PIS): PIS is a set of studies that delineates both Physical, Functional and Methods items that are to be changed. The ideal PIS has no items – this means the solution study can be "fitted" onto the product without the need to change other parts to "make it fit", and it will satisfactorily function.

ECB0: The ECB defined previously but only for the purpose of assessing the problem for the first time. By the ECB0, the ECR will be either accepted, rejected or postponed.

ECB1: The ECB for the purpose of assessing the effectiveness of the SS presented. The SS might be either accepted, rejected or postponed according to the functionality. Only one study will be eligible for implementation. The SS selected will take part in the PIS.

ECB2: The ECB only for the purpose of assessing the PIS adherence to the PDS – Product Design Specification. The PIS may either be accepted or rejected.

Considering the foregoing elements, the flow shown in Figure 2 will determine the steps

to generate and approve one EC. This initial flow finishes by issuing the ECO for each ECR in the Engineering Change Bundle. To perform the tasks depicted in this flow, it is vital to consider those factors related to the ECM. Although the ECM should not only consider the generation and approval of the change, these first phases are the most important ones. If ensured that all the procedures depicted in Figure 2 consider each one of the EC factors, the implementation should not present any problem. This is clear because to attain the issuing of the ECO, all the areas in the process have already been involved. Thus, when the ECO is issued, all the information related to the implementation have already been gathered and a plan defined. These information are part of the PB to the ECB1.

Figure 2 – EC Generation and Approval flow

Following up the EC process must be considered from earlier stages up to the final implementation of the EC to ensure that all items in the ECO were properly considered. Moreover, following up the process all the way long ensures that if some control items were overlooked during the analysis, they still will be considered in the current course.

Another important item to be stressed is the feedback to the originator that should not be neglected. The feedback to the originator, through the supporter, shows that the presented change is being considered and will render results – either accepted and implemented, accepted but delayed or rejected and commented.

Coming to the closing stages of the process, the assessment of the real benefits and cost of the change are made. An accurate analysis should be performed against the previous and current status of the product to be able to evaluate the benefits of the implemented change. This analysis should consider the expected benefits detailed in the ECR and the real benefit acquired in the physical part or product. The analysis result either precise or inaccurate is an important element of history and should be kept safe for further changes of the same nature. The registering of the process definitely is an important item to help analysing the ECM benefits, which is rarely taken into consideration. Companies, very often, do not acknowledge the ECM as an important process because they do not know to which extent it can jeopardise the product if not accurate (Benedetto Neto *et al.* 1997) and do not have valid data and effective mechanisms to assess the benefits obtained from it. On the other hand, the cost of the change, as an important measurement and a hard task will be made easy if the ECM really follows the change implementation from end to end. This way, the company might be able to get step by step downstream cost information of EC implementation and then calculate the real ECM cost benefits.

6. CASE STUDY

A case study is being arranged in order to assess the real benefits of this framework. Not all companies are eligible to take part in this case study. To be able to realistically evaluate the effectiveness of the framework, the eligible company should have a PD cycle and, the most important, an ECM that appears to be under control, however, with no formal methods to

govern it. Another important feature that should be detected in this company is the acceptance of the development of collaborative work towards the simultaneously engineered PD process. This is vital to the accomplishment of the study. Moreover, the company must accept the team work as the step forward to achieving high level of productivity and dependable PD process.

The implementation of this framework will demonstrate that when the factors governing the EC are neglected, although the results show good level of credibility, they are hiding an enhanced management and blocking betterment in the PD process.

Valuable results will be revealed considering the improvement in the productivity level and product data truthfulness. Moreover, a change history pool will be available for use, which certainly will provide basic information for subsequent changes. This change history pool will also be used (very often) as the base for improving the modelling of the change process itself.

8. CONCLUSIONS

The adoption of effective ECM is a practice that has not been considered as crucial for ensuring stable PD process. The ongoing research work found out that current ECM relies on informal procedures that are not enough to reveal the real importance of this activity. This perception motivated the authors of this paper to search for relevant EC-factors that, if considered, would provide a sound base for the ECM and then, to generate a framework where the ECM would be under control and would contribute for the success of the PD process stability. These EC-factors were identified and their relationship were outlined. A ECM framework was illustrated and its implementation is intended to solve EC information flow problems during the PD process.

The adoption of the proposed framework for the ECM process may provide the company with a reliable activity that indubitably ensures the PD process success and stability.

The case study will show that the PD process may be improved by giving the EC process its real importance through the implementation and exploitation of a formal framework.

7. REFERENCES

Balcerak, K.J. and Dale, B.G. 1992, Engineering Change Administration: The Key Issue, Computer-Integrated Manufacturing Systems vol. 5, pp. 125-132.

Benedetto Neto, H.; Wright, I.C. and Acar, B.S. 1997, Engineering Change Management : Strategies and Perceptions, *Paper Submited to the Engineering Design Journal*.

Carey, W.R. 1992, SAE - Society of Automotive Engineers, *Tools for Today's Engineering*.

Coughlan, P.D. 1990, in *DFM and the New Product Development Process*, vol. 1, pp. 157-177.

Huge, E.C. 1977, Engineering Change Control, *APICS - American Production & Inventory Control Society* - 20th Conference Proceedings vol. 1, pp. 81-93.

Smith, D.A. 1985, Establishing a Successful Engineering Change Management Procedure, *APICS – American Production & Inventory Control Society* - 28th Conference Proceedings vol. 1, pp. 24-25.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB615

DESENVOLVIMENTO DE UMA CÉLULA FLEXÍVEL DE MANUFATURA PARA FABRICAÇÃO DE QUADROS DE BICICLETA

DEVELOPMENT OF A FLEXIBLE MANUFACTURING CELL FOR MANUFACTURING BICYCLE FRAMES

Alberto José Álvares - *alvares@enm.unb.br*
Pavlos Rodopoulos - *pavlos@brnet.com.br*
Sandro Martins Dolghi - *sandro@enm.unb.br*
GRACO - Grupo de Automação e Controle, Departamento de Engenharia Mecânica
Faculdade de Tecnologia, Universidade de Brasília CEP 70910 900 Brasília DF, Brasil

Abstract

This paper shows preliminary development of a Flexible Manufacturing Cell (FMC) for welding bicycle frames. This work presents the main units of the FMC and required procedures for welding the frame joints. The process is improved by using the ABB IRB 2000 six-degree of freedom robot, for welding the tubes. This innovation provides a better productivity and repeatability for the whole process.

Keywords

1-System Optimisation and Process, 2-Automation and Robotics, 3-Welding, 4-Flexible Manufacturing Cell
1-Otimização de Sistemas e Processos, 2-Automação e Robótica, 3-Soldagem, 4-Célula Flexível de Manufatura

1. INTRODUÇÃO

Atualmente, o processo mais utilizado na construção de quadros de bicicleta em estruturas tubulares é a soldagem das juntas realizada de forma manual. Por outro lado, o crescente emprego de processos automatizados na indústria serve de motivação para a realização deste trabalho, aliando os avanços tecnológicos inerentes à automação da manufatura à produção de quadros de bicicleta, proporcionando maior repetibilidade, otimização dos tempos de produção já que no processo convencional a soldagem gasta em média duas horas (Severi, 1995). Portanto, permitir-se-á uma melhoria na produtividade e na precisão, quando comparado ao processo manual.

Este trabalho apresenta a Célula Flexível de Manufatura (FMC) desenvolvida no Laboratório do Grupo de Automação e Controle (Dolghi *et al.*, 1997), voltada para a fabricação de quadros de bicicleta. Esta FMC é composta por gabaritos e dispositivos de fixação, robô industrial, fonte de soldagem MIG/MAG e unidade de comando (figura 1).

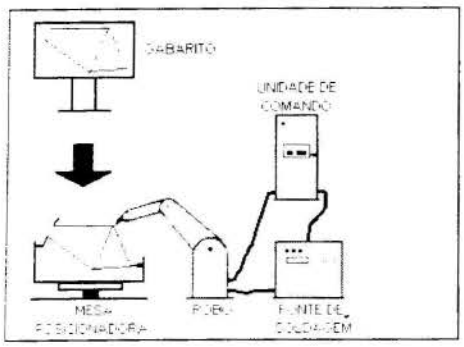


Figura 1: Esquema da FMC proposta.

Dentre estes elementos, foram concebidos e fabricados o gabarito e os dispositivos de fixação dos tubos, atendendo aos requisitos de rigidez mecânica e térmica, para serem garantidas a geometria desejada ao quadro, durante todo o processo, e flexibilidade permitindo a produção de quadros de diversos tamanhos e modelos.

O processo de fabricação concebido é composto de uma fase manual e outra semi-automatizada. A fase manual compreende a preparação dos tubos (corte e usinagem nas dimensões e formas adequadas), montagem dos tubos no gabarito e ponteamento de suas junções.

A fase semi-automatizada envolve a atuação conjunta de uma mesa posicionadora, de uma fonte de soldagem MIG/MAG e de um robô industrial com seis graus de liberdade (ABB, 1993). A mesa posicionadora é concebida visando melhor acesso do robô aos pontos do quadro onde serão realizados os cordões de solda nas junções dos tubos. A programação do robô é por aprendizagem, movendo-o até os pontos considerados e gravando a leitura de sua posição. A próxima etapa é a realização do cordão de solda através da trajetória programada.

Diante da impossibilidade de realização de todos os cordões de solda necessários em um único posicionamento do quadro, realiza-se este procedimento em diversas posições do quadro mais acessíveis à tocha de soldagem acoplada ao robô, mediante a movimentação manual da mesa posicionadora. Cada posição da mesa posicionadora é gravada e passível de repetição de forma a obter a repetibilidade do processo.

A verificação da qualidade do processo de fabricação concebido é feita comparando-se um quadro fabricado manualmente, no gabarito de ponteamento, com o quadro fabricado pelo processo semi-automatizado. Esta etapa do trabalho teve como objetivos o desenvolvimento do planejamento de processo e a concepção dos dispositivos e gabaritos, a otimização dos processos de fabricação propostos e dos parâmetros de soldagem serão objetivos de trabalhos posteriores.

2. TECNOLOGIA DO PROCESSO E FABRICAÇÃO CONVENCIONAL DE QUADROS DE BICICLETA

A utilização de estruturas tubulares, em lugar de madeira reforçada com metais das primeiras bicicletas, teve início por volta de 1870 (Whitt *et al.*, 1982). Os princípios básicos de construção empregados não sofreram grandes mudanças, apesar dos avanços tecnológicos que possibilitaram melhorias como por exemplo: a redução do peso, em aproximadamente, um terço do peso das primeiras bicicletas.

O principal material utilizado nos quadros de bicicleta são os aços e suas ligas: aços com baixo teor de carbono para quadros mais baratos, aços com médio teor de carbono para modelos intermediários e as ligas de cromo-molibdênio-manganês-carbono e mais recentemente níquel-cromo-vanádio-carbono nas melhores bicicletas de competição (Whitt *et al.*, 1982). Os quadros mais baratos são feitos por tubos obtidos de chapas de aço laminadas e costuradas, e depois soldados aos outros componentes do quadro. Os melhores quadros são feitos com tubos sem costura, estirados de forma a serem de paredes menos espessas no meio que nas extremidades e depois unidos por conexões aos outros membros (Whitt *et al.*, 1982).

As extremidades de um tubo do quadro de bicicleta, onde os momentos devido à flexão são normalmente maiores, são também os pontos onde os tubos, membros do quadro, são

unidos entre si. Os métodos de união entre os membros do quadro devem ser suficientes para suportar os carregamentos envolvidos e não degradar as propriedades do material.

A estrutura de um quadro de bicicleta tem se mantido praticamente inalterada, o *design* básico, não sofreu grandes modificações (Andrawes, 1996). A configuração básica de um quadro de bicicleta é a forma de paralelogramo, com dois triângulos similares formados por uma diagonal comum, o triângulo principal, ou anterior, e o triângulo posterior. Estes dois triângulos similares fornecem suporte estrutural, de forma que a bicicleta não se desintegre, e rigidez suficiente, de forma que o quadro não irá fletir ou se mover de um lado para o outro enquanto se pedala. Caso a bicicleta sofra flexão, enquanto se pedala, ocorrerá perda de potência.

Os tubos que compõem um quadro de bicicletas podem ser denominados de acordo com a nomenclatura apresentado na figura 2 (Boninsegna *et al.*, 1990).

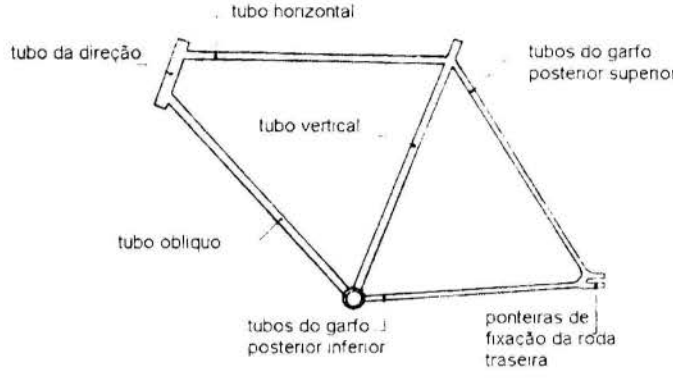


Figura 2: Nomenclatura dos tubos de um quadro de bicicleta.

3. TÉCNICAS UTILIZADAS NA FABRICAÇÃO DE QUADROS DE BICICLETA

As técnicas usuais utilizadas nas uniões de tubos são: soldagem, brasagem e colagem. Essas técnicas podem ser subdivididas em soldagem TIG, soldagem TIG por pulsos, soldagem plasma, soldagem MIG, brasagem com conexões, brasagem com filetes e colagem (Mellvain, 1994). Cada técnica ou método é empregado de acordo com o material dos tubos e com a utilização desejada para a bicicleta. Dentre estes, os mais utilizados são a soldagem TIG, MIG e brasagem com conexões.

O método TIG de soldagem é empregado quando o construtor de quadros deseja a máxima resistência. A solda TIG não deixa resíduos ao acabamento do processo. O método de soldagem MIG é similar ao TIG. Entretanto, ao invés do material de adição ser alimentado manualmente, a solda MIG injeta o arame de adição diretamente através da tocha em lugar de um eletrodo. Este método não é adequado para a realização de soldagem em tubos de espessura fina utilizados em quadros de alta qualidade. A grande vantagem deste método é a alimentação mecânica do material de adição que permite uma maior velocidade no processo. É utilizado na construção de quadros de baixo custo, onde o acabamento não é fator preponderante.

No método brasagem com conexões os tubos são encaixados entre si por meio de conexões, sendo realizada em seguida a brasagem para a união do quadro, com materiais de adição que possuem menores pontos de fusão, geralmente latão ou prata. Para aquecimento do material de adição à temperatura de fusão é utilizada uma tocha do tipo oxi-acetilênica. O metal fundido flui ao redor e dentro da junta pela ação da capilaridade, tornando a brasagem o método preferido para a união de tubos com conexões.

4. PROCESSO DE FABRICAÇÃO CONVENCIONAL

O processo de fabricação convencional (Severi, 1995), adotado pelos fabricantes de renome internacional, é realizado manualmente por operadores de soldagem qualificados, constituindo um processo quase artesanal. A seguir é apresentada a descrição do processo de fabricação convencional segundo Severi (1995).

Inicialmente, os tubos constituintes do quadro devem ser previamente preparados. A preparação dos mesmos envolve seu corte em tamanho adequado e fresagem de suas extremidades para confecção dos encaixes, segundo o posicionamento de cada tubo na estrutura do quadro e de acordo com os ângulos desejados. Terminada a fresagem, os tubos passam por uma fase de lixamento para a retirada de rebarbas, garantindo um melhor assentamento entre as juntas dos tubos. Deve-se furar a superfície dos tubos, com uma broca de cerca de 1 *mm* de diâmetro, para permitir a saída dos gases provenientes do processo de soldagem. Deve ser também realizada uma limpeza na superfície dos tubos, nas conexões e ponteiras, a fim de se eliminar impurezas que possam contaminar a solda.

A soldagem é realizada utilizando-se um gabarito na forma de um painel. Este painel deve ser feito de uma chapa espessa, de forma a não sofrer variações de suas dimensões em decorrência do calor que recebe durante a soldagem do quadro. Antes as peças devem ser lixadas a fim de que entre o tubo e a conexão exista uma folga de 1/10 de milímetro, permitindo o perfeito encaixe entre elas.

O processo de soldagem inicia-se pelos tubos da estrutura do quadro. Terminada esta etapa, prossegue-se soldando as peças de acabamento, como travessas e passa-cabos.

Todo este procedimento geralmente requer cerca de duas horas de trabalho, a qual segue-se o resfriamento. Este é feito com o quadro ainda fixado ao gabarito por cerca de meia hora. Após o resfriamento, faz-se o alinhamento, com o auxílio de um cálibre, das ponteiras anteriores e posteriores.

5. PROCESSO DE FABRICAÇÃO PROPOSTO

O processo de fabricação proposto utilizando-se de uma célula de manufatura automatizada, apresenta como grande diferencial, a realização da solda do quadro com a utilização de um robô industrial de seis graus de liberdade. A fabricação é dividida em duas etapas: **preparação** e **produção**. A etapa de **preparação** envolve as operações de *ajuste dos tubos* e a *montagem* destes no gabarito para *ponteamento*, como é tradicionalmente realizado.

A etapa de *ajuste dos tubos* envolve o corte nas medidas adequadas, usinagem para a confecção das junções, realização de furos na superfície do quadro, lixamento para eliminação de rebarbas e a limpeza para eliminação de impurezas que possam contaminar a solda.

A fase de *ponteamento* envolve a montagem dos tubos em um gabarito, onde serão executados os ponteamentos das junções. O gabarito é previamente projetado e construído, tendo como função exercer o travamento dos tubos de forma que seja garantida a integridade geométrica do quadro, durante e após ser ponteado. A ordem de montagem dos tubos no gabarito e de ponteamento das junções obedecerá a ordem seguida no processo de produção convencional.

Inicia-se, a seguir, a etapa de **produção** onde o quadro ponteado será então colocado na mesa posicionadora, fixado pelas extremidades. A mesa, acionada manualmente, posicionará o quadro em uma primeira posição denominada *posição inicial*, o processo de soldagem é iniciado com a movimentação do robô, de forma que a tocha de soldagem alcance o ponto do quadro onde será iniciado o cordão de solda. A movimentação subsequente do conjunto

robô/tocha de soldagem, acompanha os pontos programados no quadro, realizando-se o cordão.

O quadro permanecerá nesta posição até que todos os cordões de solda exeqüíveis possam ser realizados. A seguir a mesa é reposicionada, manualmente, em uma nova posição para a realização de novos cordões que não puderam ser realizados no posicionamento anterior. O processo prossegue desta forma até que todos os cordões de todas as juntas sejam realizados. Cada posição da mesa deve atender ao maior número possível de regiões do quadro a serem alcançadas pela tocha, a fim de minimizar o tempo gasto na operação.

6. CÉLULA FLEXÍVEL DE MANUFATURA PARA SOLDAGEM DE QUADROS DE BICICLETA

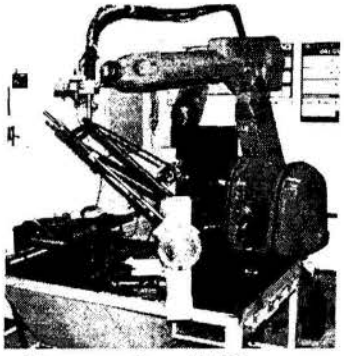


Figura 3: FMC para soldagem de quadros de bicicleta.

A célula de manufatura proposta neste trabalho (figura 3) é constituída das seguintes unidades: *gabarito* de ponteamento dos tubos, *mesa posicionadora*, *fonte de soldagem*, *robô industrial* e *controlador do robô*. As unidades *gabarito* e *mesa posicionadora* foram projetados para atender aos requisitos de operacionalidade da célula de manufatura. A *fonte de soldagem* utilizada é a Fonte Migatronic BDH Triple (MIGATRONIC, 1993). Esta atua conjuntamente com o *robô* IRB 2000 da Asea Brown Boveri (ABB, 1993). A seleção deste modelo de robô e fonte de soldagem MIG/MAG supracitadas deve-se limitações de equipamentos no laboratório do GRACO, do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Brasília, pois estes são os únicos equipamentos disponíveis no momento em condições de utilização.

6.1. Projeto e Construção do Gabarito

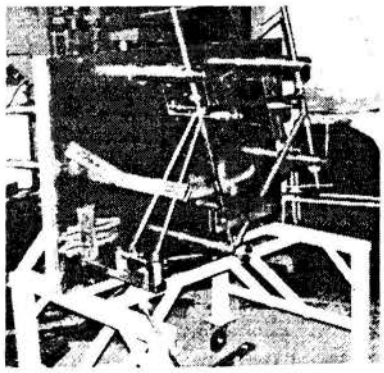


Figura 4: Gabarito para ponteamento dos tubos de um quadro de bicicleta.

Os elementos da FMC envolvidos na fase de **preparação** são o *gabarito* e *dispositivos de fixação do quadro*. Estes elementos têm importância fundamental em todo o processo, uma vez que a qualidade de um quadro é função de sua geometria e do alinhamento entre os tubos durante a realização da soldagem. Para que este alinhamento seja alcançado o gabarito e os dispositivos de fixação devem atender aos requisitos de rigidez impostas por esta condição.

O *gabarito* e os *dispositivos de fixação* foram projetados para atender aos requisitos de flexibilidade para produção de quadros de diversas naturezas e dimensões, inspirado nos gabaritos já disponíveis no mercado (Marchetti, 1995). Também oferecem facilidade para montagem dos tubos, em suas respectivas posições, e facilidade para a operação de ponteamento feita manualmente por um operador. Os *dispositivos* são fabricados para atender ao requisito principal de rigidez, tanto mecânica quanto térmica, sendo a resistência um fator de menor importância. O gabarito projetado é

composto por uma chapa de aço de ¾ de polegada de espessura, dispositivos de fixação do quadro e suportes dos tubos. Nessa placa são fixados os dispositivos de fixação dos tubos.

Para garantir mobilidade para a realização do ponteamento os centros dos tubos estarão a 250 *mm* de distância da chapa, espaço suficiente para abrigar a tocha de soldagem MIG. O gabarito projetado é semelhante a alguns gabaritos já existentes no mercado e utilizados por fabricantes de quadros. A figura 4 apresenta o gabarito construído.

6.2. Projeto e Construção da Mesa Posicionadora

A *mesa posicionadora* de acionamento manual foi projetada de modo a permitir o acesso do robô a todos os pontos do quadro, sendo necessário o correto posicionamento (altura e ângulo de inclinação) de cada ponto. A mesa projetada possui dois graus de liberdade, podendo girar livremente em torno de seu eixo transversal e girar até 180° em torno do seu eixo longitudinal. O formato adotado para a mesa é uma espécie de moldura, sem a parte superior, que envolve o quadro (figura 5). O quadro é preso à mesa por dispositivos de fixação no tubo de direção e na ponteira traseira.

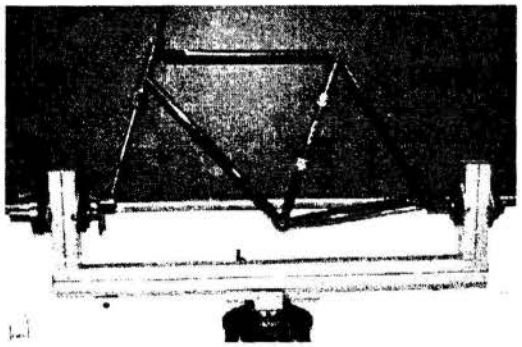


Figura 5: Mesa Posicionadora construída.

6.3. Montagem da FMC

O esquema de funcionamento da FMC proposta compõe-se de processos manuais e semi-automatizados. O processo de produção tem início com as seguintes fases manuais: preparação e montagem dos tubos, ponteamento no gabarito, colocação dos quadro na mesa posicionadora. O processo prossegue com as etapas semi-automatizadas: movimentação manual da mesa posicionadora e realização da solda pelo robô.

A operação de soldagem sugerida por Severi (1995) deve ser iniciada pela soldagem dos tubos do garfo posterior inferior às ponteiras de fixação da roda traseira (1), seguindo-se da soldagem do tubo vertical à caixa de movimento central (2). O processo prossegue soldando-se os tubos do garfo posterior superior ao tubo vertical (3). Após este processo, solda-se os tubos do garfo posterior superior às ponteiras de fixação da roda traseira (4), que possuem maior espessura.

A próxima etapa do processo é a soldagem do tubo horizontal ao tubo vertical (5), na altura desejada, e em seguida a soldagem do tubo oblíquo à caixa de movimento central (6). Continua-se, soldando os tubos do garfo posterior inferior à caixa de movimento central (7) e termina-se soldando-se o tubo oblíquo (8) e o horizontal (9) ao tubo da caixa de direção. A seqüência de soldagem é melhor ilustrada na figura 6.

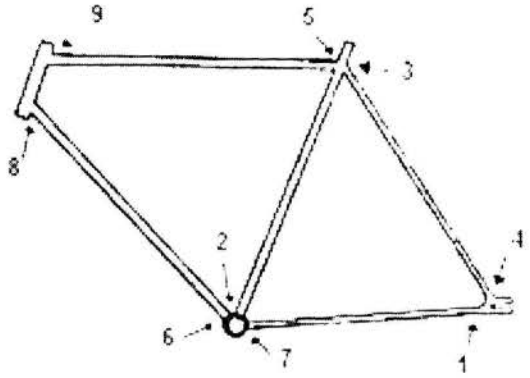


Figura 6: Seqüência de soldagem dos tubos.

7. RESULTADOS

A fase experimental consistiu na concepção de três protótipos de quadros de bicicleta, sendo um totalmente soldado e previamente ponteado manualmente no gabarito e os demais somente ponteados. Os protótipos foram construídos tendo como padrão um quadro de bicicleta de estrada de formato convencional. Com o primeiro protótipo, verificou-se a qualidade do gabarito concebido quanto à rigidez proposta em projeto e facilidade de montagem e desmontagem. Sua flexibilidade é comprovada pela escolha de um modelo aleatório de quadro de bicicleta que fora perfeitamente adaptado ao mesmo.

A necessidade da repetibilidade no processo é comprovada em experimentos na mesa posicionadora alocada na FMC. Foram feitos estudos com o quadro de bicicleta fixado à mesa posicionadora, onde o conjunto fora movimentado para a escolha de posições que possibilitem a realização de um maior número de cordões de solda. Em cada posição, o programa de soldagem do robô executa uma subrotina de movimentação, posicionando a tocha de soldagem na posição adequada para a realização do cordão de solda. Quando o conjunto é alterado para a nova posição, a subrotina seguinte é posta em execução. Após os ensaios serem realizados, o quadro é substituído. Os ensaios são repetidos com as mesmas posições e com o mesmo programa do robô. Este procedimento foi realizado com sucesso para os três protótipos.

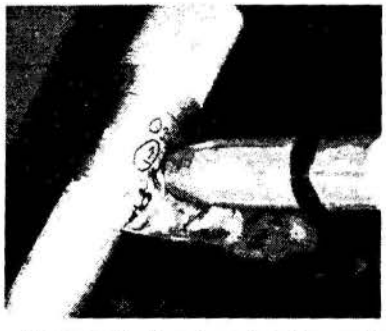


Figura 7: Ponto atingido pela tocha de soldagem.

Devido à metodologia adotada para experimentos, os resultados obtidos resumem-se a comparações entre a distância do eletrodo ao ponto previamente marcado no quadro. É importante ressaltar que esta distância deveria ser suficiente para a abertura do arco elétrico e garantir a proteção gasosa. Caso a distância entre o ponto e o eletrodo não cumprisse estes requisitos, a simulação seria considerada inválida, sendo necessária uma nova programação do robô ou mesmo uma verificação de todo o planejamento de processo, para que possíveis erros sejam detectados e posteriormente eliminados. A figura 7 ilustra um ponto atingido pela tocha de soldagem em uma junção do quadro.

8. CONCLUSÃO

Este trabalho apresentou os resultados preliminares referente a primeira fase do desenvolvimento de uma Célula Flexível de Manufatura para fabricação de quadros de bicicleta. Esta fase teve como objeto o desenvolvimento dos dispositivos de fixação (gabarito e mesa posicionadora), montagem da FMC e a sua validação através de simulações executadas na própria célula. Os requisitos de projeto definidos, tais como: qualidade geométrica, flexibilidade e repetibilidade foram comprovados.

Para a segunda fase de desenvolvimento da FMC está prevista a otimização do processo de soldagem MIG/MAG a ser utilizado, bem como, a automação da mesa posicionadora.

A documentação do trabalho (Dolghi *et al.*, 1997) referente ao desenvolvimento está disponível através da Internet em ftp://graco.unb.br/pub/projeto_final/fmc_bicicleta/ bicycle.zip.

9. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABB *Description IRB 2000*, Asea Brown Boveri Robotics Procuets, Suécia, 1993.

ANDRAWES, S. *Geometry in Bicycles*, http://www.unc.edu/~mikedogg, 1996.

BONISEGNA, F. *La Bicicletta*, Compagnia Editoriale, Roma, 1995.

DOLGHI, S. M. & RODOPOULOS, P. *Desenvolvimento de uma célula de manufatura automatizada para fabricação de quadros de bicicleta*, Relatório de Estágio Supervisionado, Universidade de Brasília, 1997.

MARCHETTI & LANGÉ *Catálogo de Produtos, gabarito ML 301/N*, Bergamo, Itália, 1995.

McILVAIN, J. *How to Be a Frame Tube Expert* , Revista Road Bike Action, Vol. 2, nº 2, pp. 68-73, Califórnia, fevereiro, 1994.

MIGATRONIC.BDH Triple (BDH 320) *Instructions For Use - Version .01*, MIGATRONIC S, Dinamarca, 1993.

SEVERI, L. *Construire una Bicicletta*, Compagnia Editoriale, Roma, 1995.

WHITT, F. R. & WILSON, D. G. *Bicycling Science*, The MIT Press, Massachussets, 1982.

UNESP

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB621

REPRESENTAÇÃO DE PROCESSOS ATRAVÉS DE NÍVEIS HIERÁRQUICOS/*PROCESS REPRESENTATION* BY HIERARCHICAL LEVELS

DALBERTO DIAS DA COSTA & NIVALDO LEMOS COPPINI
Departamento de Mecânica,UFPR - Curitiba PR
C. Postal: 19011 - ,CEP: 81531-370 - E-mail: dalbertoa.demec.ufpr.br
Departamento de Engenharia de Fabricação - Faculdade de Engenharia Mecânica - Unicamp
C. Postal: 6122 - CEP: 13081-970 Campinas-SP-Brasil E-mail: coppinita.fem.unicamp.br

Abstract

The processes planning automation has been considered, but still not achieved, as a necessary condition to integrated design and manufacture activities. The main reason for this drawback is found out in the enormous and not structured body of knowledge related to every process. In this paper we purpose a methodology to structure this knowledge and, therefore, we explain how the information flow can be directed through this structure. This proposal is based on *structural dependence*, *operational dependence* and *operational flexibility* concepts which will be formalized here. These concepts will be helpful in order to determine the hierarchy of designed levels and reduce the planning complexity but without losing the interaction among process variables. This interaction will be possible thanks to the constraints propagation among all levels. For every level it's possible to create an Expert Module which can perform in a nearly-independent way. The constraint propagation among Modules will characterise a multidirectional and opportunistic information flow. This methodology has been implemented successfully. A practical result was an Expert Module used to select machining conditions.

Palavras chave

Planejamento de Processos, Sistemas Especialistas, Usinagem
Process Planning, Expert Systems, Machining

1. INTRODUÇÃO

O uso de computadores no planejamento de processos tem sido advogado como o elo necessário à integração das atividades de projeto e manufatura (Elmaraghy, 1993; Eversheim e Schneewind, 1993; Ham e Lu 1988).

Nos sistemas atuais, observa-se uma tendência à fragmentação do processo o que, segundo Ham e Lu (1988), só tem conduzido à automação local. O que está faltando, segundo eles, é o desenvolvimento global da atividade de planejamento, sem o qual, será impossível conseguir uma automação completa.

O grande problema encontrado no desenvolvimento global, ao invés de parcial, está no enorme e mal estruturado volume de conhecimentos inerente ao planejamento de um processo. A fragmentação é uma tentativa de redução desse volume e, consequentemente, implicando na

redução da complexidade. Embora a fragmentação venha sendo realizada na prática, a interação entre as chamadas "etapas do planejamento" raramente tem sido observada.

O objetivo principal deste trabalho é apresentar uma metodologia para representar um processo de fabricação através de níveis hierárquicos. Esses níveis correspondem a uma possível divisão de um processo e podem ser facilmente integrados.

No decorrer deste artigo iremos formalizar essa proposta e daremos um exemplo de como essa metodologia poderá ser empregada na construção de um Sistema Especialista dirigido ao planejamento de processos de usinagem.

2. NÍVEIS HIERÁRQUICOS QUASE INDEPENDENTES

Setfik (1981) reconheceu a importância da divisão de um problema complexo em níveis hierárquicos. Entretanto, ele alertou que a divisão (ou fragmentação) é difícil de ser obtida. Além disso, ele observou que níveis resultantes dessa divisão raramente podem ser resolvidos independentemente pois eles interagem. Se essas interações forem antecipadas elas irão facilitar a divisão. Se elas forem descobertas durante a elaboração do plano, as medidas necessárias para a reformulação do mesmo serão difíceis e custosas para serem efetuadas.

Para que se possa tratar essa questão de interação entre as partes (ou níveis) de um plano a ser elaborado, estaremos supondo que elas possam ser resolvidas de uma maneira quase independente (ver Setfik, 1981). Além dessa suposição de quase independência, a presente metodologia está suportada pela seguinte hipótese:

[H1]→ um processo de fabricação pode ser representado por um conjunto de variáveis estruturais.

Seja:

$\mathbf{P} = \{\mathbf{x}_1, \ldots, \mathbf{x}_n\}$ o conjunto finito de variáveis estruturais de um processo de fabricação com domínio $\mathbf{A} = \{\mathbf{a}_1, \ldots, \mathbf{a}_n\}$, onde $\mathbf{a}_i$ define o conjunto de valores que cada variável ($\mathbf{x}_i$) pode assumir. Em outras palavras, **P** representa a ***estrutura*** de certo processo.

Associado a esse conjunto existe um outro que especifica seu comportamento. Seja:

$\mathbf{E} = \{\mathbf{y}_1, \ldots, \mathbf{y}_m\}$ o conjunto finito das variáveis, usadas para especificar o comportamento de um dado processo, cujo domínio é o conjunto dos números reais.

Um terceiro conjunto informa sobre o relacionamento (restrições) entre as variáveis de **P** e de **E** e dentre as de **P**.

seja:

$\mathbf{R}_{EP} = \{\mathbf{r}_1, \ldots, \mathbf{r}_k\}$ o conjunto das restrições sobre e entre as variáveis estruturais.

Se a hipótese **[H1]** pode ser mantida, então formula-se as seguintes proposições:

[Ψ1]→ Planejar um processo significa decidir quais os valores devem ser associados às variáveis de **P** para que ele possa desempenhar, *satisfatoriamente*, tal como especificado por **E**.

[Ψ2]→ A elaboração de um plano deve ser orientada *pelo* e *para* um determinado chão-de-fábrica de uma empresa, tal que:

> as variáveis estruturais desse processo de fabricação, terão domínio $\mathbf{B} = \{\mathbf{b}_1, \ldots, \mathbf{b}_n\}$, onde $\mathbf{b}_i$ define o conjunto de valores que cada variável ($\mathbf{x}_i$) pode assumir, uma vez conhecidos os *recursos disponíveis* dentro de uma empresa específica.

[Ψ3]→ O planejamento deve ser feito a partir dos recursos disponíveis no momento, ou seja, decidir sobre os valores das variáveis estruturais de acordo com as circunstâncias presentes.

Consequentemente:

as variáveis estruturais de um processo específico, dentro de uma empresa específica, terão domínio definido por $\mathbf{B(t)} = \{\mathbf{b(t)_1}, ..., \mathbf{b(t)_n}\}$, onde $\mathbf{b(t)_i}$ define o conjunto de valores que cada variável ($\mathbf{x_i}$) pode assumir, num certo instante de tempo (**t**).
$\mathbf{x_i}$ pode ser do tipo ordinal ou lingüístico.
Se $\mathbf{x_i}$ for ordinal, então seu domínio ($\mathbf{a_i}$) pode ser:
discreto: um intervalo representado por
($\mathbf{a_i}$ (**res% disp_min% disp_max%**))
lista de valores: representada por ($\mathbf{a_i}$ (**lst%**))
Caso contrário, $\mathbf{x_i}$ lingüístico, então $\mathbf{a_i}$ pode ser:
uma lista de valores qualitativos: ($\mathbf{a_i}$ (**val_disp$**))
onde:
disp_min% e **disp_max%** são os valores quantitativos mínimo e máximo disponíveis em (**t**);
res% é a resolução da escala de medição de $\mathbf{a_i}$;
lst% é uma lista de valores quantitativos;
val_disp$ é uma lista de valores qualitativos.

Apesar de ser finita, a classe estrutural pode ser grande, podendo implicar num conjunto $\mathbf{R_{EP}}$ também grande. Dessa forma, torna-se necessário que ela seja dividida em *níveis*.

Os *níveis* correspondem às divisões que podem ser feitas num dado processo. Eles correspondem a um grupo de variáveis semanticamente correlatas. Semântica que é oriunda do domínio definido pelo processo em questão.

Através dessa decomposição pode-se organizar as variáveis estruturais hierarquicamente. Um nível também pode ser dividido em outros níveis, dando origem a *subníveis*, os quais também podem ser divididos. Em princípio, um subnível não precisa corresponder a uma divisão física de seu superior, ou seja, existir separadamente. Essa divisão pode ser puramente abstrata, com o objetivo de facilitar a definição do nível superior. A quantidade de níveis e subníveis não está fixada, porém deve ser observado uma relação entre eles e a estrutura (recursos físicos) do processo em questão.

Se um nível for representado por variáveis e não contiver outras subdivisões, então ele será considerado um *nível terminal*.

Se esse nível terminal estiver representado por variáveis lingüísticas ou discretas com domínio tipo lista, então pode-se associar a ele um ou mais rótulos. Um *rótulo* é um nome oriundo de uma norma ou de uma especificação comercial.

Um nível pode ser particularizado (tipificado) com mais de um rótulo. O rótulo criado herda todas as variáveis do nível ao qual ele se refere. Consequentemente, pode-se dizer que um rótulo é uma *particularidade* de um nível. Em outras palavras, é a definição de valores exatos para as variáveis contidas no nível em questão.

A definição de rótulo está associada com a idéia de objetos. Um objeto, no contexto de processos, pode ser entendido como entidade fisicamente definida (um recurso). Essa definição de rótulo é similar ao conceito de *features*, proposto por Tversyk (1977).

A distinção que deve ser feita é que as variáveis de um nível terminal são estruturalmente dependentes entre si. Como um rótulo é uma entidade limitada, então a escolha de uma variável limita (restringe) a escolha das demais.

Além dessas restrições estruturais, os rótulos são também limitados pela disponibilidade comercial, local e real.

A disponibilidade comercial implica em como um determinado rótulo é ofertado no mercado. O domínio de cada variável do nível rotulado é uma lista de valores disponíveis comercialmente.

A disponibilidade local é no máximo igual a disponibilidade comercial. Sendo que, na maioria das situações, nenhuma empresa possui todos o recursos ofertados pelo mercado. Por conseguinte, o domínio de cada variável será uma lista menor que a anterior.

A disponibilidade real refere-se ao disponível dentro da empresa no momento da execução do plano. Na maior parte das situações essa disponibilidade é inferior à local.

As disponibilidades comercial, local e real são representadas pelos conjuntos **A**, **B** e **B(t)**, respectivamente.

Entretanto, nem todo nível terminal pode ser rotulado. A rotulagem de níveis terminais contendo variáveis independentes entre si e com domínio discreto, implicaria num enorme número de rótulos, o que inviabilizaria a implementação computacional.

A hierarquia dos *níveis* e *subníveis* será estabelecida por três critérios:

- *dependência estrutural*. São relações entre níveis através de suas variáveis. Ou seja, a definição de uma altera o domínio da outra. Essas relações expressam restrições de estrutura. Quanto maior for a dependência estrutural de um nível em relação a outros, menor será sua posição na hierarquia.
- *dependência operacional*. São relações entre as variáveis de que prescrevem o comportamento do processo (**E**) e aquelas que descrevem sua estrutura (**P**). Essa dependência é medida pelo número de relações entre essas variáveis. Quanto maior esse numero, maior será a dependência operacional. Quanto maior a dependência operacional, menor será sua posição na hierarquia.
- *flexibilidade operacional*. Esse conceito está relacionado com o domínio de cada variável presente num certo nível. Em termos geométricos, corresponde ao número de graus de liberdade de cada nível multiplicado pela possibilidade de se alterar um valor desse domínio em processo. Quanto maior a flexibilidade operacional de um nível, menor será sua posição na hierarquia.

A determinação da hierarquia deverá ser estabelecida pelo especialista humano. A hierarquia dos níveis, após edição de todas a relações entre as variáveis pode ser computada.

Um nível hierárquico pode ser considerado como um módulo quase independente. O qual pode ser considerado como Módulo Especialista, sendo que, cada um deles contribui para a construção de um Sistema Especialista.

3. PLANEJAMENTO DA USINAGEM ATRAVÉS DE UM SISTEMA ESPECIALISTA

Na prática, o planejamento de processos vem sendo realizado por profissionais com grande experiência. Eles se baseiam mais na experiência e em heurísticas, ao invés de um conhecimento formal.

O grande desafio, portanto, está na formalização da experiência e do conhecimento heurístico de um especialista. O uso de programas conhecidos como Sistemas Especialistas vem sendo defendido como uma possível solução a problemas dessa natureza, isto é, que apesar da não existência de um formalismo adequado, são resolvidos por pessoas.

O escopo deste trabalho está limitado aos processos de usinagem. Entretanto, a metodologia proposta tem um caráter geral podendo ser aplicada a outros processos de fabricação.

O processo escolhido para ilustrar a aplicação da metodologia proposta foi o torneamento cilíndrico externo, tendo a **classe estrutural** organizada em quatro **níveis** com a seguinte hierarquia: **peça**; **máquinas**; **ferramentas** e **corte** (ver figura 1).

O **material** e as **dimensões** foram considerados como **subníveis terminais** do **nível peça**. Eles formam o nível de hierarquia mais alta, pois apesar de possuírem alta dependência

operacional possuem dependência estrutural e flexibilidade operacional igualmente baixas. Embora não sejam fisicamente separáveis esses dois subníveis são semanticamente diferenciados.

O nível **máquinas** está acima do nível **ferramentas** devido a sua baixa flexibilidade. O uso da variável **rotação-max**, ao invés de simplesmente rotação, está baseado na suposição de uma máquina com variação contínua de velocidades. Os subníveis **suporte** e **insertos** foram determinados, primeiramente, pelo preceito de ferramentas intercambiáveis. Além disso, eles são fisicamente separáveis. Outras subdivisões também poderiam ser experimentadas, tais como: **material-do-inserto** e **geometria-do-inserto**. A variável lingüística quebra-cavaco poderia ser representada como um subnível de **inserto**, através de variáveis quantitativas. Todas as variáveis lingüísticas são passíveis de decomposição (ver Tversyk, 1977).

O nível **corte**, extremamente flexível e com grande dependência estrutural e operacional, é o último na hierarquia. Apesar de não estar associado a uma entidade física, como uma ferramenta, por exemplo, esse nível contém um grupo de variáveis que são semanticamente ligadas, embora não exista entre elas (variáveis) nenhuma dependência estrutural.

Cada nível apresentado na figura 1 pode ser tratado de uma forma quase independente[1] permitindo obter um fluxo de informações multidirecional e oportunista. Esse fluxo será multidirecional, pois em princípio, o sistema pode ser iniciado a partir de qualquer ponto e não necessariamente de cima para baixo "top-down" como poderia ser esperado devido à hierarquização dos níveis. O caráter oportunista dessa metodologia está garantido pelas restrições sobre e entre as variáveis estruturais as quais estão descritas em $\mathbf{R}_{EP}$.

A hierarquia somente é usada nas situações onde o sistema tenha que decidir (resolver uma restrição) qual variável deva ser alterada. Variáveis de hierarquia mais baixa têm preferência em relação às demais.

Após a divisão de um processo em níveis pode-se criar para cada um deles um Módulo Especialista. O conjunto desses módulos irá se constituir no Sistema Especialista responsável pelo planejamento do processo.

Usando essa metodologia foi possível construir um protótipo de um Módulo dirigido à escolha das condições de corte (Da Costa, 1997). Além da organização hierárquica dos níveis, a modelagem das restrições (quantitativa e qualitativamente) e o raciocínio baseado em planos já executados também foram usados nessa implementação (ver Coppini e Da Costa, 1995 e Coppini e Da Costa, 1996)

[1] A divisão de um processo em níveis hierárquicos está baseada na noção de "near decomposable problems" desenvolvida por Stefik (1981). A divisão em níveis hierárquicos facilita a resolução do problema. Porém, a suposição de independência raramente se mantém. Para resolver essa questão ele sugere o uso de restrições quantitativas (relações entre níveis e dentro dos próprios níveis).

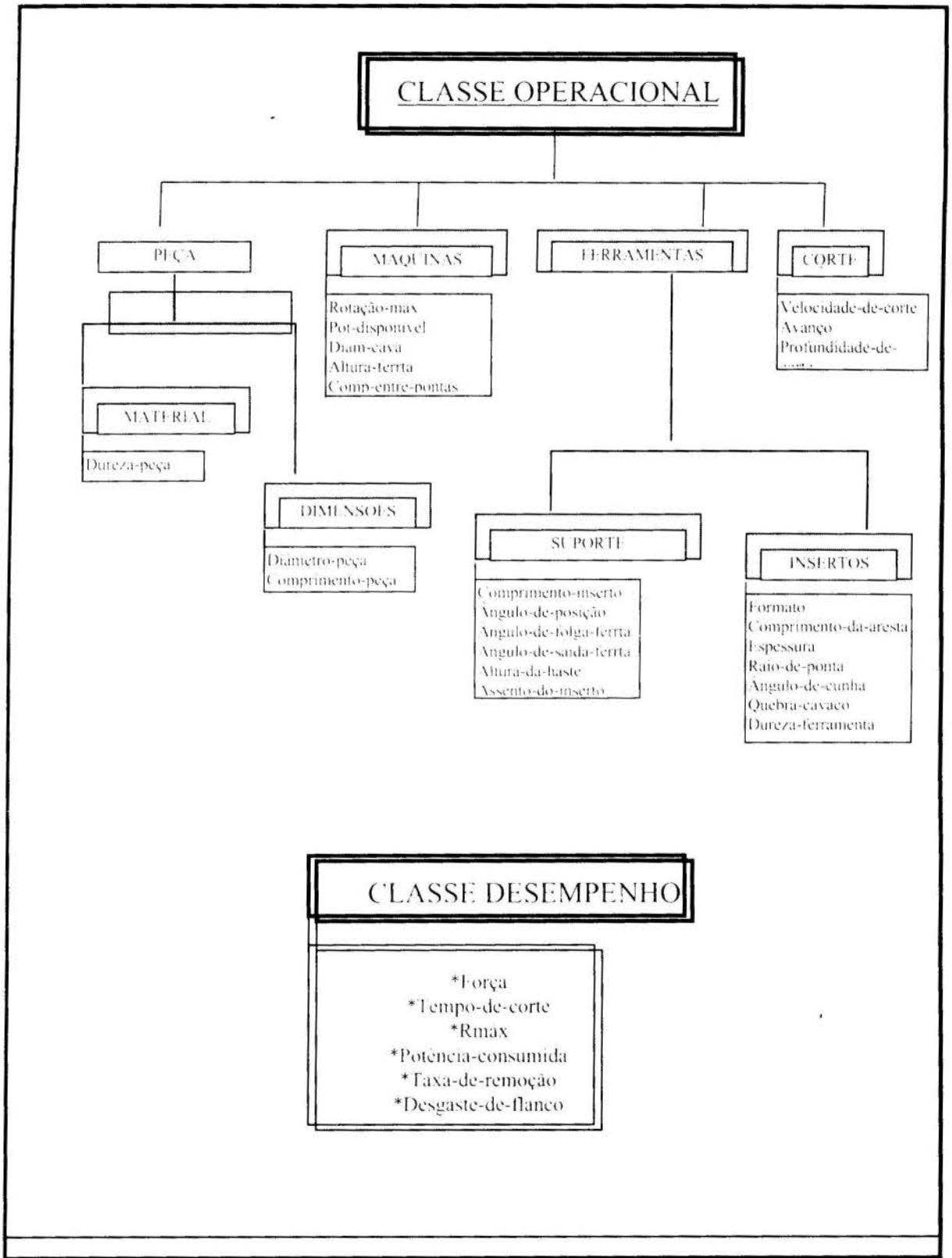


Figura 1- Organização das variáveis de um processo em classes, níveis e subníveis

4. CONCLUSÕES

A presente metodologia possibilita a construção de um Sistema Especialista para ser usado na automação do planejamento de processos. O processo a ser modelado deve ser representado em variáveis e essas, por sua vez, agrupadas em níveis. Após o estabelecimento desse agrupamento e das relações entre as variáveis, o sistema pode determinar a hierarquia dos níveis. Para cada nível pode-se construir um Módulo Especialista o qual poderá atuar de maneira quase independente dos demais. Entretanto, a interação entre esses módulos estaria contemplada pela dependência estrutural e operacional; as quais estariam modeladas como restrições. Essas restrições propiciam a comunicação entre os Módulos garantindo uma abordagem global da atividade de planejamento.

5. REFERÊNCIAS

COPPINI, N. L. e Da COSTA, D. D. Módulo Especialista para Escolha Automática de Parâmetros de Usinagem. *Anais do XII COBEM*, 12 a 15 de Dezembro; Belo Horizonte, 1995

COPPINI, N. L. e Da COSTA, D. D. (1996) Raciocínio Baseado em Casos: uma Ferramenta Útil para a Escolha de Parâmetros de Processos. *XVI ENEGEP e II Congresso Internacional de Engenharia Industrial*, 07 a 10 de Outubro, Piracicaba, 1996

DA COSTA, D. D. *Proposta de uma Metodologia para Construção de um Módulo Especialista Dirigido à Escolha das Condições de Corte*, UNICAMP, Tese de Doutorado, 1997

ELMARAGHY, H. A., Evolution and Future Perspective of CAPP. *Annals of the CIRP*, v. 42, nº 2, p. 739-751, 1993

EVERSHEIM, W. e SCHNEEWIND, J. Computer-Aided Process Planning-State of the Art and Future Development. *Robotics & Computer-Integrated Manufacturing*, v. 10 nº 1 2, p. 65-70, 1993

HAM, I. e LU, S. C.Y. Computer-Aided Process Planning: The Present and the Future. *Annals of the CIRP*, v. 37, nº 2, p. 591-601, 1988

STEFIK, M. Planning with Constraints (MOLGEN: Part 1). *Artificial Intelligence*, v. 16, p. 111-140, 1981

TVERSKY, A., Features of Similarity. *Psychological Review*, v. 84, nº 4, p. 327-352, 1977

UNESP

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB623

SEQUENCIAMENTO DE OPERAÇÕES EM AMBIENTE DE FABRICAÇÃO DESCONTÍNUA

JOSÉ FRANCISCO FERREIRA RIBEIRO, CASSILDA MARIA RIBEIRO
USP- ICMSC-SCE Caixa Postal 668 São Carlos-SP E-mail: jffr/cassilda@usp.br
ADRIANA BACKX NORONHA
USP-FEARP Av. dos Bandeirantes, 300 Ribeirão Preto-SP E-mail: backx@usp.br

Abstract

The job shop scheduling problem consists of determining a sequence of jobs to be processed on each of the available machines such the schedule time is minimized. The parts are processed in accordance with a prespecified technological ordering and the required processing times of the operations pertaining to each job are known. In this paper we study the job shop scheduling problem in two ways, namely, integer programming and graph theory. A computational program based on graph theory was developped and tested. This program allows us to sove efficiently several examples, despite the non-polynomial nature of the problem studied.

Keywords

Job Shop, Optimization, Scheduling, Integer Programming, Graph theory

1. INTRODUÇÃO

Em um problema de programação de operações, p peças devem ser usinadas, e para tanto, dispõe-se de m máquinas. As máquinas executam diferentes tipos de operações e é fornecido um roteiro de fabricação para cada uma das peças. Uma peça, por exemplo, deverá passar na máquina 2 antes da máquina 1, na máquina 1 antes da máquina 3, etc. Um sequenciamento w é uma m-upla $(O_1, O_2, ..., O_m)$, onde O_q designa a ordem de passagem das peças sobre a máquina q. Busca-se determinar o sequenciamento de duração mínima.

2. FORMULAÇÃO DO PROBLEMA

Desde os anos 50 vêm sendo desenvolvidos estudos sobre o sequenciamento da produção através de modelos e técnicas propostos pela programação inteira. Entre os modelos apresentados, Muth e Thompson (1963) citam: Wagner (1959), Bowman (1959) e Manne (1960), que usam o método dos planos de corte (Salkin, 1975) para resolução. Balas (1969) aplica o algoritmo de resolução implícita (Salkin, 1975) para resolver o modelo de Manne (1960). Nos anos 70, a resolução dos problemas programação com restrições e/ou sofreu um novo impulso com os trabalhos desenvolvidos na área da teoria dos grafos por Roy (1970) e continuada por Balas (1969), Gondran (1974), Gondran e Dostatni (1977), Gondran e Minoux (1985), Carlier (1975, 1978, 1984), Carlier e Chrétienne (1982), Carlier e Pinson (1989).

Um grafo conjuntivo ou simplesmente um grafo G = (X, U) é conjunto finito não vazio X e um conjunto U de pares de elementos de X (Berge, 1970), Gondran e Minoux (1985), Sakarovitch (1984). Um grafo disjuntivo é um grafo W = (G, D), onde G = (X, U, d) é o grafo conjuntivo constituido do conjunto de nós X e do conjunto de arcos U cujos comprimentos d_{ij} são iguais às durações d_i das operações i que estão na origem dos arcos, e D é o conjunto de restrições disjuntivas. Uma restrição disjuntiva entre duas operações i e j é uma restrição que deve ser arbitrada de maneira a eliminar-se as disjunções e transformar-se W em um grafo conjuntivo: ou i é executada antes de j e insere-se, então, no grafo W um arco com origem em i e destino em j de comprimento igual à duração da operação i, ou j é executada antes de i e insere-se, então, no grafo W um arco com origem em j e destino em i de comprimento igual à duração da operação j. Um sequenciamento sobre o grafo disjuntivo W pode ser definido como um sistema de potenciais $T = \{t[i] \mid i \in X\}$ tal que: a) $\forall (i, j) \in U : t[i] - t[j] \geq d_i$; b) $\forall (i, j) \in D : t[j] - t[i] \geq d_i$ ou $t[i] - [tj] \geq d_j$.

Uma arbitragem é um conjunto A de arcos disjuntivos tal que se $(i, j) \in A$, então $(j, i) \notin A$. Assim, o fato do arco (i, j) pertencer a A impõe que a operação i seja executada antes da operação j. À arbitragem A, associa-se o grafo conjuntivo G(A) = (X, U ∪ A), notado G_A. Uma arbitragem é dita completa se todas as restrições disjuntivas foram arbitradas. Uma arbitragem é dita compatível se o grafo conjuntivo associado à seleção A não contém circuito absorvente. Uma solução para o problema do sequenciamento com restrições disjuntivas é uma arbitragem completa e compatível. A duração de uma solução é o valor do caminho crítico do grafo conjuntivo associado.

Em um problema de fábrica, o conjunto de operações executadas sobre uma máquina forma uma clique de disjunção: W = (X, U ∪ D) designa o grafo disjuntivo associado à fabricação e A_0 é uma arbitragem completa e compatível. Assim, A_0 é uma solução para o problema de sequenciamento representado por W.

3. MÉTODO DE RESOLUÇÃO

O método desenvolvido para a resolução do problema de programação de operações é dividido em 2 partes: a primeira parte consiste na aplicação de propriedades teóricas para as soluções de um problema de programação com restrições disjuntivas de Carlier (1978, 1984). A segunda utiliza o método de penalidades descrito em Gondran e Minoux (1985).

3.1 Ordem Total Associada a uma Arbitragem Compatível

Relação de Ordem ρ : iρj se existe em G_{A_0} um caminho de i a j, de valor ≥ d[i], ou se i = j.

Lema 1: A relação ρ induz uma ordem total.

Demonstração: 1) ρ é reflexiva por definição; 2) ρ é anti-simétrica: iρj, jρi e i≠j ocasionam a existência de circuito em G_{A_0}, de valor superior a d[i]+d[j], portanto absorvente, o que contradiz a compatibilidade de A_0; 3) ρ é transitiva: sejam i, j, k três nós do grafo G_{A_0}; iρj ⇒ $l_0(x_i,x_j) \geq d[i]$; jρk ⇒ $l_0(x_j,x_k) \geq d[j]$; por definição tem-se: $l_0(x_i,x_k) \geq l_0(x_i,x_j) + l_0(x_j,x_k) \geq d[i] + d[j] \Rightarrow l_0(x_i,x_k) \geq d[i] \Rightarrow i\rho k$; portanto é transitiva. ■

Conseqüência: A clique tem um elemento **ê**, e um elemento **ŝ**. Denomina-se **ê** e **ŝ** entrada e saída da clique C. Procura-se encontrar para cada clique **ê** e **ŝ**), prosseguindo desta forma até que a cardinalidade da clique seja igual a zero ou um.

Teorema: $\exists$ em G_{A_0} um caminho, de 1 a n, de valor $\geq l_0(1,\hat{e}) + D(C) + l_0(\hat{s},n) - d[\hat{s}]$.

Demonstração: Seja $C = \{x_1, x_2, \ldots, x_c\}$ o conjunto dos elementos de C, pela ordem ρ, com : $x_1 \equiv \hat{e}$ e $x_c \equiv \hat{s}$. Tem-se, por ρ que : $l_0(x_i,x_{i+1}) \geq d[x_i]$; pode-se ter a desigualdade restrita se existe em G_{A_0} um caminho que vai de x_i a x_{i+1} de valor superior a $d[x_i]$. Somando-se os caminhos: $l_0(x_1,x_2) \geq d[x_1]$, $l_0(x_2,x_3) \geq d[x_2]$, ... , $l_0(x_{c-1},x_c) \geq d[x_{c-1}]$, obtém-se: $l_0(x_1,x_2) + l_0(x_2,x_3) + \ldots + l_0(x_{c-1},x_c) \geq d[x_1] + d[x_2] + \ldots + d[x_{c-1}]$. Lembrando que: $d[x_1] + d[x_2] + \ldots + d[x_c] = D(C) \Rightarrow \ldots \Rightarrow d[x_1] + d[x_2] + \ldots + d[x_{c-1}] = D(C) - d[x_c]$ (onde $d[x_c] = d[\hat{s}]$) $\Rightarrow$

$$\Rightarrow \sum_{x_i \in C - \{x_c\}} d[x_i] = D(C) - d[\hat{s}]$$

$$l_0(x_1,x_2) + l_0(x_2,x_3) + \ldots + l_0(x_{c-1},x_c) = \sum_{x_i \in C - \{x_c\}} l_0(x_i,x_{i+1}) \geq \sum_{x_i \in C - \{x_c\}} d[x_i] = D(C) - d[\hat{s}].$$

De onde resulta imediatamente que:

$$l_0(1,\hat{e}) + \sum_{x_i \in C - \{x_c\}} l_0(x_i,x_{i+1}) + l_0(\hat{s},n) \geq l_0(1,\hat{e}) + D(C) + l_0(\hat{s},n) - d[\hat{s}]. \blacksquare$$

O caminho associado é obtido na ligação do caminho de valor máximo de 1 a $\hat{e}$ aos caminhos de valor máximo de x_i a x_{i+1} (para $1 \leq i \leq c-1$) e no caminho de valor máximo de $x_c = \hat{s}$ a n.

3.2 Propriedades das Soluções de um Problema de Programação

Seja f a duração da melhor solução conhecida para o problema, obtida, por exemplo, heuristicamente, E_1 o conjunto dos elementos $\hat{e}$ tais que existe uma solução de duração inferior a f tendo $\hat{e}$ como entrada de C e S_1, o conjunto dos elementos $\hat{s}$ tal que existe uma solução de duração inferior a f tendo $\hat{s}$ como saída de C. Seja E um conjunto incluso em C contendo E_1; S um conjunto incluso em C contendo S_1; e sejam i e j elementos de C. Seja Ψ uma solução; $\hat{e} \in C$ (resp. $\hat{s} \in C$) é chamado entrada (resp. saída) da clique C se $\hat{e}$ (resp. $\hat{s}$) é sequenciado em Ψ antes (resp. depois) de todas as operações de C.

Teorema para Avaliação da Duração de Programação:

A expressão: $\min_{e \in E}(l(1,e)) + D(C) + \min_{s \in S}(l(s,n) - d[s])$ é uma avaliação da duração ótima.

Demonstração: Basta mostrar que este número é menor que : $l_0(1,\hat{e}) + D(C) + l_0(\hat{s},n) - d[\hat{s}]$.

1) $\hat{e} \in E_1$ e $E_1 \subset E \Rightarrow \hat{e} \in E$; assim, para $e \in E$, $l_0(1,\hat{e}) \geq l_0(1,e)$; ou $l_0(1,e) \geq l(1,e) \Rightarrow \min_{e \in E} l_0(1,e) \geq \min_{e \in E} l(1,e)$; por transitividade tem-se: $l_0(1,\hat{e}) \geq \min_{e \in E} l(1,e)$; (1)

2) $\hat{s} \in S_1$ e $S_1 \subset S \Rightarrow \hat{s} \in S$; assim $l_0(\hat{s},n) - d[\hat{s}] \geq \min_{s \in S}(l_0(s,n) - d[s])$

ou $(l_0(s,n) - d[s]) \geq (l(s,n) - d[s]) \Rightarrow \min_{s \in S}(l_0(s,n) - d[s]) \geq \min_{s \in S}(l(s,n) - d[s])$;

por transitividade tem-se: $l_0(\hat{s},n) - d[\hat{s}] \geq \min_{s \in S}(l(s,n) - d[s])$; (2)

efetuando-se (1) + (2) e acrescentando-se $D(C) \geq D(C)$ obtém-se:

$$l_0(1,\hat{e}) + D(C) + l_0(\hat{s},n) - d[\hat{s}] \geq \min_{e \in E}(l(1,e)) + D(C) + \min_{s \in S}(l(s,n) - d[s]). \blacksquare$$

Determinação da Entrada e da Saída de uma Clique de Disjunção:
Quanto mais próximos de 1 os cardinais de E e S, melhor é a avaliação. A proposição abaixo permite retirar de E e S alguns nós; inicialmente considera-se E = S = *C*.
Proposição 1: Sejam as seguintes condições:

(1) $l(1,i) + D(C) + \min_{s \in C - \{i\}} (l(s,n) - d[s]) > f$ e (2) $\min_{s \in C - \{j\}} (l(1,e)) + D(C) + l(j,n) - d[j] > f$

Se (1) ocorre então $i \notin E_1$. Se (2) ocorre então $j \notin S_1$.

Prova: Basta supor que (1) (resp. (2)) é satisfeita e que $i \in E_1$ (resp. $j \in S_1$). O primeiro membro da desigualdade (1) (resp. (2)) é um limitante inferior da duração quando i (resp. j) é saída (resp. entrada) de *C*. Assim, esta duração é estritamente maior que *f* e chega-se a uma contradição. ■

Seja Y um subconjunto de *C* ($Y \subseteq C$) e H(Y) definido: $H(Y) = \min\{l(1,i) / i \in Y\} + \sum\{d[i] / i \in Y\} + \min\{(l(i,n) - d[i]) / i \in Y\}$. Seja $k \in C$. Introduz-se a condição: $H(C - \{k\}) + d[k] > f$ (3)

Lema 2: Se (3) for satisfeita, então, em qualquer solução Ψ, a operação k é sequenciada ou antes de todas as operações de *C* ou depois delas.

Demonstração: Seja Ψ uma solução tal que k não seja entrada nem saída de *C*. Então, as operações de *C* são executadas em alguma ordem $i_1, i_2, ..., i_h$ com $i_1 \neq k$ e $i_h \neq k$. Assim, a duração desta solução é maior que : $l(1,i_1) + \sum_{i \in C} d[i] + l(i_h,n) - d[i_h]$. Ou seja :

$$l_0(1,i_1) + \sum_{i_k, i_{k-1} \in C - \{i_1\}} l_0(i_k, i_{k-1}) + l_0(i_h,n) > \quad l(1,i_1) + \sum_{i \in C} d[i] + l(i_h,n) - d[i_h] \geq$$

$$\min_{i \in C - \{k\}} (l(1,i)) + \sum_{i \in C - \{k\}} d[i] + d[k] + \min_{i \in C - \{k\}} (l(i,n) - d[i]) =$$

$= H(C - \{k\}) + d[k] \Rightarrow f > H(C - \{k\}) + d[k]$, o que contradiz (3). ■

Proposição 2: Se as condições (1) (proposição 1) e (3) são satisfeitas, então k é a saída da clique *C* em qualquer solução Ψ.
Prova: Se ocorre (1) então $k \notin E_1$. Assim se (3) é satisfeita, k só poderá ser saída. ■

Proposição 3: Se as condições (2) (proposição 1) e (3) são satisfeitas, então k é a entrada da clique *C* em qualquer solução Ψ.
Prova: Se ocorre (2) então $k \notin S_1$. Assim se (3) é satisfeita, k só pode ser entrada. ■

Cálculo dos Elementos l(1,i) e l(j,n) da Matriz L (i e $j \in G$):
As duas proposições abaixo permitem calcular o valor de l(1,i) e l(j,n) após ter-se determinado o conjunto dos elementos de entrada e saída para cada clique. A proposição 4 é aplicada somente quando o cardinal de E ou de S é igual a 1.

Proposição 4: (1) Se e é a entrada da clique *C*, então: $l(e,n) \geq D(C) + \min_{s \in C}(l(s,n) - d[s])$; (2) Se s é saída da clique *C*, então: $l(1,s) \geq \min_{e \in C} l(1,e) + D(C) - d[s]$.

Proposição 5: (1) Se $i \notin E$ ($i \in C$), então $l(1,i) \geq \min_{e \in C}(l(1,e) + d[e])$; (2) Se $j \notin S$ ($j \in C$), então $l(j,n) \geq d[j] + \min_{s \in C} l(s,n)$.

Prova: No grafo G, i é um descendente da entrada e, j um antecedente da saída. ■
Arbitragens Triviais:
A proposição (6), abaixo, é aplicada somente quando o cardinal de E ou S é 1. Ela permite introduzir uma conjunção entre *e* (ou *s*) e todos os outros nós da clique *C*.

Proposição 6: (1) Se e é a entrada da clique C, então os arcos disjuntivos (e,k) $(k \in C-\{e\})$ serão selecionados em qualquer solução. (2) Se s é a saída da clique C, então os arcos disjuntivos (k,s) $(k \in C-\{s\})$ serão selecionados em qualquer solução. (3) Se $E_1 = \varnothing$ ou $S_1 = \varnothing$, o problema não tem solução de duração inferior a f.
Prova: Pela definição de E_1 e S_1. ■

Seleção Imediata de uma Restrição Disjuntiva:
Quando C contém exatamente duas operações i e j, obtém-se:
Proposição 7: (1) Se $l(1,i) + d[i] + l(j,n) > f$ e (2) $l(1,j) + d[j] + l(1,n) \leq f$, então o arco disjuntivo [i,j] será selecionado no sentido (j,i).
Prova: A escolha de (j,i) é decorrente direto das condições (1) e (2). ■

3.3 Regra de Separação e Penalidades

O método de separação e avaliação consiste na descrição do conjunto de soluções na forma de uma arborescência, percorrida sem que nenhum nó seja aberto (Gondran e Minoux, 1985). Considere-se um par disjuntivo [i,j] ainda não arbitrado. Suponha que a tarefa i seja executada antes de j. Se $t[i] + d[i] > T[j]$ então o caminho mais longo do grafo aumentará pelo menos de $r(i,j) = t[i] + d[i] - T[j]$. Assim r(i,j) representa a penalidade de se escolher i antes de j. Da mesma forma, r(j,i) representa a penalidade de se escolher j antes de i. Seja H o grafo inicial. Procedendo-se à separação do nó, segundo a disjunção [i,j], tem-se : $H^\circ = H \cup \{(i,j)\}$ e $H^1 = H \cup \{(j,i)\}$, ou seja, H° (resp. H^1) corresponde ao novo grafo disjuntivo no qual a disjunção [i,j] foi arbitrada no sentido (i,j) (resp. (j,i)). Pode-se entender por H° (resp. H^1) o espaço das soluções que possuem a disjunção arbitrada no sentido (i,j) (resp. (j,i)). Considere o grafo H°. A introdução da condição (i,j) (fazer i antes de j) permite definir, a partir da avaliação por falta de H, uma nova avaliação por falta de H°, $av(H^\circ) = av_1(H) + r(i,j)$, em que $av_1(H)$ é o valor do caminho máximo no grafo conjuntivo de H. Da mesma maneira, tem-se: $av(H^1) = av_1(H) + r(j,i)$. Como, de qualquer forma, é preciso escolher (i,j) ou (j,i), tem-se que $av_1(H) + \theta(i,j)$ é uma avaliação de H, em que $\theta(i,j) = \min(r(i,j), r(j,i))$. Sendo K_2 o subconjunto das disjunções não arbitradas, define-se uma nova avaliação por falta: $av_2(H) = av_1(H) + \max_{[i,j]\in K_2} \theta(i,j)$. Seja $\gamma(i,j) = | r(i,j) - r(j,i) |$. Esta quantidade $\gamma(i,j)$ é a penalidade da função objetivo, decorrente de não se arbitrar [i,j] no sentido correspondente a $\theta(i,j) = \min(r(i,j), r(j,i))$; em outras palavras, se $\theta(i,j) = \min(r(i,j), r(j,i)) = r(i,j)$ e escolhe-se arbitrar no sentido j para i, a duração da programação será aumentada de $\gamma(i,j)$. Denomina-se $\gamma(i,j)$ a penalidade devida à separação de [i,j]: ela representa o arrependimento de não se arbitrar [i,j] pelo $\min(r(i,j), r(j,i))$. Assim, a regra consiste em arbitrar a disjunção que maximiza $\gamma(i,j)/[i,j]\in K_2$, no sentido do menor atraso. Introduzem-se, assim, 4 penalidades:

1ª) r(i,j) (resp. r(j,i)) : penalidade sobre $av_1(H)$ quando se fixa a arbitragem (i,j) (resp. (j,i));

2ª) $\theta(i,j) = \min(r(i,j), r(j,i))$: penalidade sobre $av_1(H)$ quando se acrescenta a arbitragem, sobre a disjunção correspondente [i,j];

3ª) $\max \theta(i,j)$ $([i,j] \in K_2)$: penalidade sobre $av_1(H)$ quando se arbitra $[i,j] \in K_2$ correspondente ao $\min(r(i,j),r(j,i))$;

4ª) $\gamma(i,j)$: penalidade sobre $av_1(H)$ quando não se arbitra [i,j] pelo $\min(r(i,j), r(j,i))$.

Essas penalidades permitem avaliar os atrasos de fabricação devidos à arbitragem de uma disjunção [i,j]. O algoritmo programação I, que utiliza tais penalidades é apresentado abaixo.

algoritmo programação I
A_k (S_k) = conjunto das operações que antecedem (sucedem) a operação k
enquanto existir uma disjunção [i,j] não arbitrada **fazer**
para toda disjunção [i,j] não arbitrada **fazer**
r(i,j):= max(0, t[i] + d[i] - T[j]); r(j,i):= max(0, t[j] + d[j] - T[i])
θ(i,j):= min(r(i,j), r(j,i)); γ(i,j):= | r(i,j) - r(j,i) |
fim para
para toda disjunção [i,j] não arbitrada **fazer**
- escolher a disjunção [i,j] não arbitrada que tenha γ(i,j) máximo e, em caso de igualdade, escolher aquela que tiver θ(i,j) máximo
- arbitrar a disjunção [i,j] no sentido do menor atraso
fim para
para toda operação k **fazer** calcular t[k] e T[k] (Bellman, 1958) **fim para**
fim enquanto
fim algoritmo programação I

3.4 Método Geral

O método proposto para resolução do problema é composto de duas etapas: 1ª) utilizam-se as proposições de Carlier (1978, 1984) para arbitrar o maior número possível de disjunções; 2ª) implementa-se o cálculo das penalidades de Gondran e Minoux (1985), do algoritmo programação I, para resolução das disjunções não arbitradas por meio das proposições.

algoritmo programação II
A_k (S_k) = conjunto das operações que antecedem (sucedem) a operação k
r = índice ou número da máquina; C_r = clique de disjunção da máquina r
E_r (S_k) = conjunto dos nós, pertencentes à C_r que podem ser entrada (saída)
L1[k] (Ln[k]) = comprimento do caminho máximo indo do nó 1 (k) ao nó k (n)
para toda C_r **fazer** C_r = E_r = S_r **fim para**
enquanto existir uma disjunção não arbitrada **fazer**
para toda operação k **fazer** calcular L1[k] e Ln[k] (Bellman, 1958) **fim para**
para toda clique C_r **fazer**
calcular a avaliação utilizando o teorema para avaliação da duração de programação
fim para
para a clique que possui a maior avaliação **fazer** aplicar a proposição 1
se E_r e S_r não são vazios **então** aplicar as proposições 2, 3, 4, 5 e 6
fim para
para toda clique que possuir apenas dois elementos **fazer** aplicar a proposição 7
fim para
se foi possível arbitrar alguma disjunção **então** árbitro := *true*
senão árbitro := *false*
se árbitro = *false* **então** algoritmo programação I (Gondran e Minoux, 1985)
árbitro := *true*
fim se
fim enquanto
fim algoritmo programação II

O algoritmo programação II resume os passos fundamentais do método geral. Na implementação deste, efetuamos o cálculo de dois vetores L1[i] e Ln[i], em que L1[i] = l(1,i) e Ln[i] = l(i,n), no lugar da matriz L, originalmente proposta por Carlier (1978, 1984). Isto foi realizado pois a matriz L ocupa excessivamente a memória do computador e compromete a resolução de problemas com mais de uma centena de nós (Noronha e Ferreira Ribeiro, 1996).

4. Comparação dos Algoritmos

Os resultados obtidos com os programas I (cálculo das penalidades) e II (cálculo das proposições e das penalidades) são apresentados na Tabela 1. Um estudo comparativo, entre o algoritmo II e um método exato, é fornecido na Tabela 2. Os programas I e II foram escritos em Turbo-Pascal e estão implantados em um microcomputador IBM-PC compatível. A notação utilizada nas Tabs. 1 e 2 é: **m** = nº de máquinas, **p** = nº de peças, **nbnós** = nº total de nós, **nbdis** = nº de disjunções no grafo inicial, f = duração da programação, τ = tempo de cálculo (cpu) em sec, em um micro IBM-PC 486, 75 MHz, * = tempo de cálculo < 1 sec.

A Tabela 2 mostra a duração da programação e os tempos de cálculo (cpu), em sec., para o algoritmo II e o programa desenvolvido por Carlier e Pinson (1989), com base no método de separação e avaliação. Deve-se observar que Carlier e Pinson (1989) utilizaram um computador PRIME 2655. Os resultados obtidos apresentam, em média, um erro de 5,4%. Para os exemplos 8 e 12 foi possível obter a solução ótima; para o exemplo 14, que é constituído de 950 disjunções, o erro foi de 13,5%, sendo este o maior de todos.

Tabela 1: Resultados Obtidos

					Algoritmo I		Algoritmo II	
Exemplo	p	m	nbnos	nbdis	f	τ	f	τ
1	3	2	8	6	31	*	31	*
2	3	4	14	12	34	*	32	*
3	4	3	14	18	27	*	27	*
4	3	4	13	10	105	*	105	*
5	4	3	14	18	31	*	31	*
6	3	2	8	6	8	*	8	*
7	5	4	15	15	13	*	13	6
8	11	5	57	275	7534	2	7038	6
9	12	5	62	330	8848	3	7725	9
10	14	4	58	364	8736	2	8247	10
11	7	7	51	147	6829	*	6749	2
12	6	6	38	90	57	*	55	1
13	10	10	102	450	1040	5	1040	19
14	20	5	102	950	1323	19	1323	62

Tabela 2: Estudo Comparativo

Exemplo	Algoritmo II		Solução Ótima	
	f	τ	f	τ
8	7038	6	7038	41
9	7725	9	7312	14
10	8247	10	8003	64
11	6749	2	6558	53
12	55	1	55	1
13	1040	19	930	17985
14	1323	62	1165	1448

5. CONCLUSÃO E COMENTÁRIOS

Uma das razões da pouca aplicação industrial dos estudos de sequenciamento e programação da produção advém da formulação matemática realizada para o problema que ignora variáveis importantes associadas aos ambientes reais. Outra razão é o tempo computacional alto exigido para a resolução do problema (Garey e Johnson, 1979), o que impede a sua utilização em tempo real. O tratamento do problema via teoria dos grafos combinada com heurísticas é uma alternativa de solução cuja engenhosidade têm demonstrado eficiência e assim, pode se constituir em uma alternativa para implementação de pacotes computacionais com o objetivo de utilizá-los em tempo real nas indústrias.

6. REFERÊNCIAS

Balas, E., Discrete sequencing via disjunctive graphs: an implicit enumeration algoritm, *Oper. Res.*, 26, pp. 111-120, 1969.

Bellman, R. E. On a routing problem, *Quart. Appl. Math.*, 16, pp. 87-90, 1958.

Berge, C. *Graphes et Hypergraphes*, Gauthier-Villars, 1970.

Bowman, E. H. The schedule sequencing problem, *Oper. Res.*, 7, 5, pp. 621-624, 1959.

Carlier, J. Disjonctions dans l'ordonnancement, *RAIRO*, 2, pp. 83-100, 1975.

Carlier, J. Ordonnancement à contraintes disjonctives, *RAIRO*,12, pp. 333-351, 1978.

Carlier, J. *Problèmes d'ordonnancement à contraintes de ressources*, Tese de Doutorado Un. P. et M. Curie, Paris, França, 1984.

Carlier, J. & Chrétienne, P. Un domaine très ouvert : les problèmes d'ordonnancement, *RAIRO*, 16, 3, pp. 175-217, 1982.

Carlier, J. & Pinson, E. A branch-and-bound method for solving the job shop problem, *Manag. Sc.*, 35, 2, pp. 164-176, 1989.

Garey, M. R. & Johnson, D. S. *Computers and intractability : a guide to the theory of np-completeness*, Freeman, 1979.

Gondran, M. & Minoux, M. *Graphes et algorithmes*, Eyrolles, 1985.

Manne, A. S. The job-shop scheduling problem, *Oper. Res.*, pp. 219-223, 1960.

Muth, J. F. & Thompson, G. L. *Industrial Scheduling*, Prentice Hall, 1963.

Noronha, A. B. & Ferreira Ribeiro, J. F. Programação de operações com restrições disjuntivas, *Revista Gestão e Produção*, 3, 2, pp. 204-219, 1996.

Roy, B. *Algèbre moderne et théorie des graphes*, Dunod, 1970.

Sakarovitch, M., *Optimisation combinatoire : programmation discrète*, Hermann, 1984.

Salkin, H. M., *Integer Programming*, Addison Wesley, 1975.

Wagner, H. M., An integer linear programming model for machine scheduling, *Naval Res. Logist. Quart.*, 6, 2, pp. 131-140, 1959.

UNESP

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB773

OPTIMIZATION OF A NATURAL GAS DISTRIBUTION SYSTEM

WOLFF, MARIA CRISTINA[1] & PAULO DE BARROS CORREIA[2]
[1]*Departamento de Matemática, Centro de Ciências Exatas e Naturais, UFPA*
CEP 66.075-110 Belém, Pa - E-mail: cwolff@ufpa.br
[2]*Departamento de Energia, Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP*
CEP 13.100-000 Campinas, S.P. - E-mail: correia@fem.unicamp.br

Abstract

Optimization problems which contain large embedded network structure arise in a wide range of practical applications. Specialized algorithms that capitalize on the graph structure can be developed to solve efficiently these problems. In this paper is described a study of the natural gas distribution system in the São Paulo region. The model developed for optimizing the operation system was structured as a nonlinear programming problem on network with nonlinear side constraints. The network can be represented by a graph whose nodes and ares correspond to the consumers-points city-gates and pipes, respectively. The objective is minimizing the pressures in the city-gates satisfying sets of continuity and flow constraints. For solving this problem exploiting the graph structure of the continuity equations it can be used the Lagrangian Relaxation method. An efficient code based on this method has been developed. Results and conclusions about the model developed for optimizing the operation system are reported.

Keywords

Natural Gas Distribution System, Nonlinear Network with Side Constraints, Lagrangian Relaxation Method, Subgradient Method.

1. INTRODUCTION

Problems in many areas like engineering, economics, statistical can be modeled as nonlinear network flows and solved using optimization methods (Ahuja et al, 1993). Generally they are very large scaled problems with thousands of constraints and/or variables. The special graph structure of a network problem can be exploited to obtain an efficient computational code for solving it (Kennington & Helgason, 1980) The incidence matrix is very sparse and it has at most two nonzero elements in each column. This sparsity allows to reduce the storage requirements and simplify arithmetical operations.

Nonlinear optimization problems which contain large embedded network structure in the coefficient matrix arise in a wide range of real applications. Problems involving production scheduling in power generation system (Kim and Rhee, 1993), capacited plant-location (Sridhavan, 1991), distribution system (Van Roy and Gelders, 1981) posses a large network structure in their matrices coefficients. Specialized algorithms that capitalize on the graph structure can be developed to solve efficiently these problems. In this paper is presented a

Lagrangian Relaxation algorithm for solving an optimization problem of natural gas distribution system in São Paulo metropolitan region.

The operational cost of RETAP (*Rede Tubular de Alta Pressão*) is optimized. It is the primary natural gas distribution system of the São Paulo Metropolitan Region, a great industrial center. There are three city-gates in this system which receive natural gas from two basins: Campos (Rio de Janeiro) and Merluza (São Paulo). The main-ring has a length of about 197 kilometers, supplying gas to a secondary network with more than 1500 kilometers. Information about layout, pressures in the city-gates, diameters and length of pipes, demand for consumers was obtained from COMGÁS (Companhia de Gás de São Paulo).

2. NONLINEAR NETWORK FLOW PROBLEM WITH SIDE CONSTRAINTS

Given a directed network $G = \{N, A\}$ where $N = \{i \mid i = 1,\ldots,n\}$ is the set of nodes and $A = \{(i,j) \mid i,j \in N\}$ the set of ares. A constrained nonlinear network optimization problem can be defined as:

$$\begin{aligned} &min \quad f(\mathbf{x}) \\ &s.t. \quad \sum_{(i,j)\in\delta_i^+} x_{ij} - \sum_{(k,i)\in\delta_i^-} w_{ki}\, x_{ki} = b_i \qquad i \in N \\ &\qquad x_{ij} \geq 0 \qquad \forall\ (i,j) \in A \end{aligned}$$

where:
- $f(\mathbf{x})$ is a twice-continuously differentiable function
- x_{ij} flow on arc (i,j)
- w_{ki} multiplier on arc (k,i)
- b_i supply or demand at node i
- δ_i^+ set of all ares originated at node i
- δ_i^- set of all ares terminated at node i

In matrix notation:

$$\begin{aligned} &min \ f(\mathbf{x}) \\ &s.t. \ \mathbf{G}\,\mathbf{x} = \mathbf{b} \\ &\qquad \mathbf{x} \geq \mathbf{0} \end{aligned}$$

where $\mathbf{G} \in \Re^{n\times m}$ $(m \geq n)$ is an incidence matrix (Gondran and Minoux, 1984), $f(\mathbf{x})$ is the objective function, $\mathbf{x}$ is the vector of decision variables, $\mathbf{b}$ is a vector of supplies and demands. This problem can be solved using optimization methods which capitalize on the graph structure.

Considering now a nonlinear optimization problem with embedded network structure. It can be defined as follows:

$$\begin{aligned} &min \ f(\mathbf{x}) \\ &s.t. \quad \mathbf{G}\mathbf{x} = \mathbf{b} \\ &\quad F(\mathbf{x}) = \mathbf{0} \\ &\qquad \mathbf{x} \geq \mathbf{0} \end{aligned} \qquad (1)$$

The constraints matrix **G** is an incidence-matrix and it is characterized by the presence of at most two nonzero entries in every column. Nonlinear system $F(\mathbf{x}) = \mathbf{0}$ may complicate the solution of the problem (1) because general algorithms to solve it do not capitalize on its graph structure. For solving the constrained minimization problem exploiting the graph structure we can use the Lagrangian Relaxation method. The side constraints $F(\mathbf{x}) = \mathbf{0}$ are incorporated into objective function using Lagrangian multipliers (Fisher, 1985). The resulting problem contains only graph constraints.

A Lagrangian Relaxation method is applied on problem (1). Introducing a nonnegative vector of Lagrangian multipliers μ, the Lagrangian function is defined as (2):

$$\begin{aligned} & L(\mu) = min\ \{ f(\mathbf{x}) + \mu F(\mathbf{x}) \} \\ & s.t. \quad \mathbf{Gx} = \mathbf{b} \\ & \qquad \mathbf{x} \geq \mathbf{0} \end{aligned} \tag{2}$$

The set of complicating constraints were moved into the objective function together with the vector μ. System $\mathbf{Gx} = \mathbf{b}$ gives a feasible region to the problem. This way, we have a nonlinear programming problem with a network structure. The maximization of the Lagrangian function (2) defines the Dual problem:

$$max\ L(\mu) \tag{3}$$

and it can be solved by a subgradient algorithm (Allen et al., 1987), summarized as follows. Let μ^0 be an initial Lagrangian multiplier and k = 0. Find a subgradient $\gamma^k \in \partial L(\mu^k)$.

SUBGRADIENT ALGORITHM

DO WHILE(stopping test not satisfied)

Find a subgradient $\gamma^k \in \partial L(\mu^k)$

IF $(\gamma^k .eq. 0)$ *THEN STOP.* Solution of the problem: μ^k

ELSE

Calculate a steplength λ^k

$$\mu^{k+1} = \mathrm{Proj}\left[\mu^k - \lambda^k \frac{\gamma^k}{\|\gamma^k\|} \right]$$

END IF

k = k + 1

END DO

The convergence of the subgradient algorithm depends on the steplength chosen at each step of the algorithm. The stopping criteria is generally a maximum number of iterations. Another one is to check if the steplength becomes smaller than a given tolerance $\varepsilon > 0$.

3. NATURAL GAS DISTRIBUTION PROBLEM

Nonlinear optimization on network flow approach is used to modeling a natural gas distribution problem. The natural gas demand is attended with the objective of minimizing compression cost. The functional constraints include continuity flow and pressure drop

equations. Pipes lengths and diameters, suction pressure and supply capacity in the city-gates, and natural gas demands are known. The compression cost can be expressed as function of the compression rate and flow in each city-gate (Soliman & Murtagh, 1982). The continuity flow equations are given as in (Hansen et al, 1991) and (Nielsen, 1989):

$$\sum_{(i,j)\in\delta_i^+} q_{ij} - \sum_{(k,i)\in\delta_i^-} q_{ki} = Q_i$$
$$q_{ij} \geq 0 \tag{4}$$

where q_{ij} is the flow through arc (i,j) and Q_i is supply or demand at the node i. In matricial notation $\mathbf{Aq} = \mathbf{Q}$ and the matrix constraints is a linear system and it has an incidence-matrix structure.

The general flow equation over a pipeline may be expressed as in (Ikoku, 1980):

$$q = C\,\frac{T_b}{p_b}\left(\frac{1}{f}\right)^{1/2}\left[\frac{p_i^2 - p_f^2}{G\overline{T}ZL}\right]^{1/2} D^{5/2}$$

where:

C	dimension coefficient
p_b	pressure of the standard measure of the gas
p_i	initial pressure
p_f	discharge pressure
T_b	temperature of the standard measure of the gas, relative to absolute zero
$\overline{T}$	average temperature of the flowing gas, relative to absolute zero
Z	super-compressibility factor
G	specific gravity relative to air (air = 1.0)
L	length of pipeline
q	quantity in standard measures of gas per unit of time
D	internal diameter of the pipeline
f	friction factor

The pressure drops are function of the flows:

$$R(p_i^2 - p_j^2) - q_{ij}^2 = 0$$
$$p_i \geq 0 \tag{5}$$

where R is a constant which depends on diameter of the pipe, pipe length, gas temperature, the gas compressibility factor. These equations can be represented as $F(\mathbf{p},\mathbf{q}) = \mathbf{0}$, where $\mathbf{p}$ is the variable for pressure and $\mathbf{q}$ the variable for flow. This way, the problem has two sets of constraints: continuity flow and pressure drop equations.

4. SÃO PAULO CITY GAS NETWORK

The São Paulo City natural gas distribution system has main-ring compound a network, the RETAP (Rede Tubular de Alta Pressão). The system of about 197 kilometers has three city-gates of supplying natural gas (Figure 1). It is connected with a secondary distribution

system with approximately 1500 kilometers of pipes to the end-consumers (residential, industrial, commercial). This part of the network will not be studied in this work.

Many cities which compose the Great São Paulo region belong to the RETAP network. There are three city-gates, located in Suzano, Capuava and Cubatão. Suzano and Capuava city-gates receive gas from Campos Basin (Rio de Janeiro) and Cubatão receives it from Merluza Basin (São Paulo).

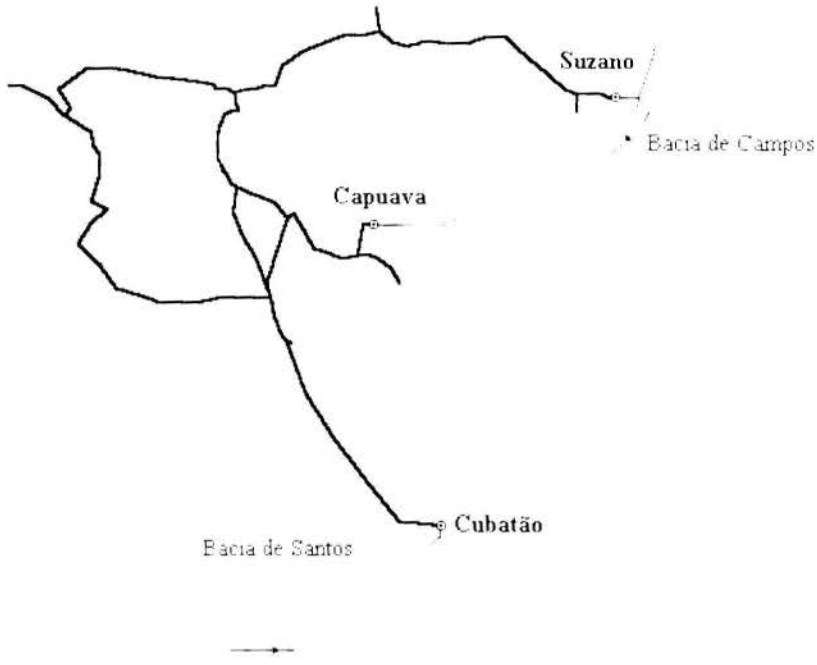


Figure 1: RETAP System

The system is composed by: 3 city-gates; 213 consumer-points; 218 pipes with diameters varying between 0,154 meters and 0,489 meters. Pipe lengths, diameters and pressure in the city-gates are known and summarized in Table (1) and Table (2). Information about this system was obtained from COMGÁS (Companhia de Gás de São Paulo).

Table 1: Pipe diameter (mm)

Diameter (mm)	Total of Pipes
154.1 - 254.5	*134*
304.8 - 355.6	*19*
489.0	*65*

Table 2: City-gates supplies and pressures

City-Gate	Supply (m^3 h)	Pressure(kPa)
Suzano	*127.020*	*1724*
Capuava	*110.223*	*1724*
Cubatão	*42.090*	*1724*

5. OPTIMIZATION MODEL

RETAP network can be represented by a graph whose nodes and arcs correspond to the consumers-points/city-gates and pipes, respectively. A scheme is given in Figure 2.

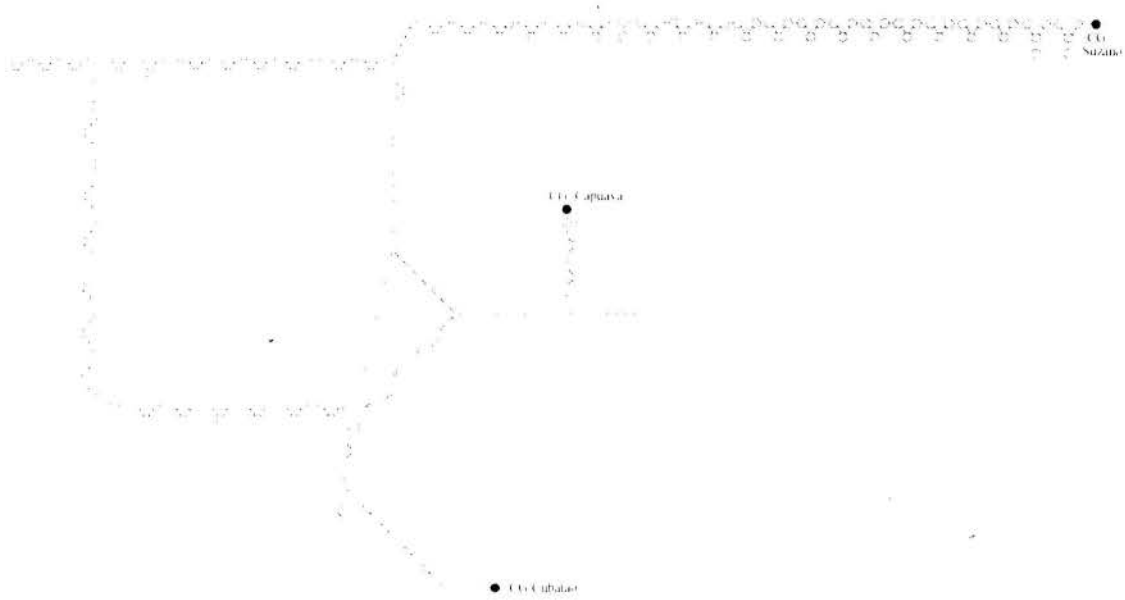


Figure 2: Primary Distribution System

The original network was reduced in order to represent only the main node of system: supply, bifurcation and consumption nodes. Then some serial pipes were aggregated using the Weymouth formula given in (Beggs, 1985):

$$L_e = \frac{\sum L_i D_i^{2.333}}{D_e^{2.333}}$$

The reduced network was constructed with 44 nodes and 45 ares, as shown in Figure 3. In fact the ares are duplicated in the mathematical model in order to transport flow in both of its directions.

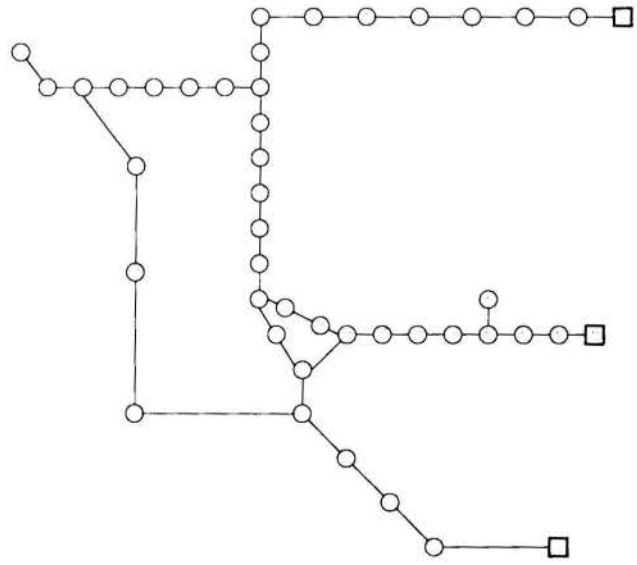


Figure 3: Reduced Network

The model developed for optimizing the natural gas operation system was structured as the following nonlinear programming problem on network with nonlinear side constraints:

$$\begin{aligned} &Min\ f(\mathbf{p},\mathbf{q}) \\ &s.t. \quad \mathbf{Aq} = \mathbf{Q} \\ &\qquad F(\mathbf{p},\mathbf{q}) = \mathbf{0} \\ &\qquad \mathbf{p},\mathbf{q} \geq \mathbf{0} \end{aligned} \tag{6}$$

The objective function to be minimized in this optimization modeling is:

$$f(\mathbf{p},\mathbf{q}) = \sum_{i \in CG} p_i$$

where CG is the set of City-Gates. The objective is minimizing the pressures in the city-gates satisfying two kinds of constraints: a set of continuity constraints and a set of pressure drop. Problem (6) has a nonlinear objective function and two sets of constraints. System of equations (4) has special graph structure that permits use of efficient methods to solve it. The system of pressure drop equations (5) has no special structure. For solving the problem constrained minimization problem exploiting the graph structure of the continuity equations we can use the Lagrangian Relaxation method. The flow constraints are incorporated into objective function using Lagrangian multipliers. The resulting problem contains only continuity constraints and it is defined as (7).

$$\begin{aligned} &L(\mu) = min\{ f(\mathbf{p},\mathbf{q}) + \mu F(\mathbf{p},\mathbf{q}) \} \\ &\qquad s.t. \quad \mathbf{Aq} = \mathbf{Q} \\ &\qquad\qquad \mathbf{p},\mathbf{q} \geq \mathbf{0} \end{aligned} \tag{7}$$

The maximization of the Lagrangian function defines the dual problem, given in (8).

$$\max\ L(\mu) \tag{8}$$

As the Lagrangian Function is piecewise linear and non-differentiable, the dual problem can be solved using a subgradient algorithm (Allen et. al., 1987).

The pressures in the three city-gates (nodes 1,33,44) are fixed (1724 kPa). The objective is to minimize the pressures in the city-gates subject to continuity and flow equations, in order to distribute natural gas for all consumers of the system. Results using Lagrangian Relaxation algorithm are summarized in Table (3):

Table 3: Pressures - Original x Obtained

City-Gate	Original Pressure (kPa)	Obtained Pressure (kPa)
Suzano	*1724*	*1724*
Capuava	*1724*	*1720*
Cubatao	*1724*	*1708*

6. DISCUSSION

In this paper we have described a study of the gas distribution system (RETAP) in the São Paulo region. It is developed an optimization model, associating nonlinear and network optimization with Lagrangian Relaxation methods.

A Lagrangian Relaxation algorithm is proposed for solving a nonlinear problem which has a large embedded network structure. The side constraints are incorporated into the

objective function. The relaxed problem has a special structure and can be solved as a minimum cost problem using an efficient Truncated Newton algorithm. Then, a subgradient algorithm is used to maximize the Lagrangian Dual. A specialized algorithm based on Lagrangian Relaxation method for solving such problems (exploiting the structure of the network and objective function) has been developed. This approach is applied to the natural gas distribution problem (Correia & Wolff, 1995) using Lagrangian Relaxation algorithm and resulting pressures in the city-gates are less or equal than the original ones.

7. REFERENCES

Ahuja, R.K., Magnanti, T.L., Orlin, J.B. *Network Flows: Theory, Algorithms, and Applications*, Prentice-Hall, Inc., 1993.

Allen, E., Helgason, R., Kennington, J. A Generalization of Polyak's Convergence Result for Subgradient Optimization, *Mathematical Programming* 37, pp. 309-317, 1987.

Beggs, H. *Gas Production Operations*, OGCI Publications, 1985.

Correia, P.B., Wolff, M.C. Operation of a Natural Gas Distribution System using a Vectorized Truncated Newton Algorithm, *INFORMS 95, New Orleans*, 1995.

Fisher, M.L. An Applications Oriented Guide to Lagrangian Relaxation, *Interfaces 15:2*, pp. 10-21, 1985.

Gondran, M., Minoux, M. *Graph and Algorithms*, John Wiley & Sons, 1984.

Hansen, C., Madsen,K., Nielsen, H. Optimization of Pipe Networks, *Mathematical Programming* 52, 45-58, 1991.

Ikoku, C. *Natural Gas Engineering*, Penn Well Books, 1980.

Kennington, J., Helgason, R. *Algorithms for Network Programming*, John Wilye & Sons, 1980.

Kim, S., Rhee, M. An Application of the Lagrangean Relaxation Method to Unit Commitment Scheduling in a Power Generation System with Pumped-Storage Units, *Computer Ind. Engineerin*, vol.24, n.1, pp. 69-79, 1993.

Nielsen, H. Method for Analyzing Pipe Networks, *J. Hydraulic Engineering*, vol.115, n.2, 139-157, 1989.

Soliman, F.I., Murtagh, B.A. The Solution of Large-Scale Gas Pipeline Design Problems, *Engineer. Optimization*, vol.6, 77-83, 1982.

Sridhavan, R. A Lagrangian Heuristic for the Capacited Plant Location Problem with Side Constraints, *J. Operational Research Society*, vol.42, n.7, pp. 579-585, 1991.

Van Roy, T.J., Gelders, F.L. Solving a Distribution Problem with Side Constraints, *European Journal of Operational Research* 6, pp. 61-66, 1981.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB801

OTIMIZAÇÃO DE COLUNA EM CONCRETO COM RESTRIÇÕES DINÂMICAS

PRISCILA GOLDENBERG, MARCELO SILVA, REYOLANDO BRASIL E PAULO PIMENTA
Departamento de Engenharia de Estruturas e Fundações, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo - USP/EPUSP CEP 05.424-970 São Paulo, Brasil - E-mail: pgolde@usp.br

Abstract

We present the Augmented Lagrangian in optimization of dynamic problems. This method solves a sequence of unconstrained optimization. A program in language C is developed and the method is applied to a dynamic problem. The cost of a concrete column is minimized and human confort related to vibration perception is verified. The mathematical model is viscoelastic.

Resumo

O Método do Lagrangiano Aumentado em problemas de otimização com restrições dinâmicas é descrito. Este método resolve uma seqüência de problemas de minimização sem restrições. Um programa em linguagem C é desenvolvido e o método aplicado em um problema com restrições dinâmicas. Uma coluna de concreto de seção transversal em forma de anel circular submetida à flexão simples é analisada. Seu custo é minimizado, considerando o conforto humano relacionado com a percepção de vibração. Ainda é restrito o deslocamento da seção transversal do topo da coluna. O modelo matemático utilizado é viscoelástico.

Palavras Chave

Análise dinâmica, minimização de custo e conforto.

1. INTRODUÇÃO

Problemas de otimização com restrições dinâmicas são amplamente descritos na literatura, como por exemplo em Haug e Arora (1979) que otimizam diversos sistemas mecânicos aplicados à engenharia mecânica, de estruturas e de aeronáutica em regime dinâmico. Luemberger (1981) apresenta um estudo teórico abrangente das principais ferramentas matemáticas utilizadas na otimização.

O Método dos Multiplicadores, também conhecido como Método do Lagrangiano Aumentado, foi proposto inicialmente por Haarhoff e Powell, e a seguir por Buys. Este método está largamente descrito na literatura e recentemente utilizado por Goldenberg, Silva, Pimenta e Brasil (1997). Estes autores têm resolvido numericamente diversos problemas de otimização, tais como coluna em concreto submetida à impacto, absorvedores de impacto, isoladores de vibração, sistema de suspensão de veículos e shear-building em regime dinâmico. No presente trabalho os autores desenvolvem novamente o estudo de coluna, porém submetida à excitação harmônica, considerando o efeito das vibrações sobre os seres humanos.

2. Otimização Estrutural com Restrições Dinâmicas

2.1 Colocação do Problema

Alguns problemas de otimização estrutural com restrições dinâmicas podem ser apresentados na forma:

Determine $\boldsymbol{x} \in \boldsymbol{R}^n$ que minimize a função custo $f(\boldsymbol{x})$ sujeito às

Restrições estáticas: -

$$g_i(\boldsymbol{x}) = 0; \quad i = 1,l \tag{1}$$
$$g_i(\boldsymbol{x}) \leq 0; \quad i = l+1,m \tag{2}$$

Restrições dinâmicas:

para todo $t \in [t_0,t_f]$

$$g_i(\boldsymbol{x},t) = g_i(\boldsymbol{x},\boldsymbol{z}(t),\dot{\boldsymbol{z}}(t),\ddot{\boldsymbol{z}}(t),t) = 0; \quad i = m+1,l' \tag{3}$$
$$g_i(\boldsymbol{x},t) = g_i(\boldsymbol{x},\boldsymbol{z}(t),\dot{\boldsymbol{z}}(t),\ddot{\boldsymbol{z}}(t),t) \leq 0; \quad i = l'+1,m' \tag{4}$$

Em dinâmica estrutural o vetor deslocamento $\boldsymbol{z}(t)$ deve satisfazer as equações do movimento, representadas pelo sistema de equações diferenciais de segunda ordem:

$$\boldsymbol{M}(\boldsymbol{x})\ddot{\boldsymbol{z}}(t) + \boldsymbol{C}(\boldsymbol{x},\dot{\boldsymbol{z}}(t))\dot{\boldsymbol{z}}(t) + \boldsymbol{R}(\boldsymbol{x},\boldsymbol{z}(t)) = \boldsymbol{p}(\boldsymbol{x},t) \tag{5}$$

com as condições iniciais $\dot{\boldsymbol{z}}(t_0) = \dot{\boldsymbol{z}}_0$ e $\boldsymbol{z}(t_0) = \boldsymbol{z}_0$, onde $\boldsymbol{M}(\boldsymbol{x})$ e $\boldsymbol{C}(\boldsymbol{x},\boldsymbol{z}(t))$ são respectivamente as matrizes de massa e de amortecimento, o vetor $\boldsymbol{R}(\boldsymbol{x},\boldsymbol{z}(t))$ é a força restauradora. $\boldsymbol{p}(\boldsymbol{x},t)$ é o vetor das forças.

As equações (1) e (2) incluem, por exemplo, limites para as variáveis de projeto. Já as equações (3) e (4) representam restrições com resposta dinâmica como, por exemplo, valores máximos e mínimos para deslocamentos $\boldsymbol{z}(t)$ e tensões. t_0 e t_f são respectivamente os instantes inicial e final.

No processo de dimensionamento, um conjunto de parâmetros, denominados variáveis de projeto $\boldsymbol{x}$, são selecionados pelo projetista para definir o sistema a ser dimensionado. Uma vez especificadas as variáveis de projeto $\boldsymbol{x}$, o vetor deslocamento $\boldsymbol{z}(t)$ é determinado resolvendo-se a equação (5). Os deslocamentos são também denominados variáveis de estado, pois através deles determina-se a configuração da estrutura em qualquer instante $t \in [t_0,t_f]$, e a equação (5) é denominada equação de estado.

As restrições com respostas dinâmicas são funções explícitas das variáveis de estado e implícitas das variáveis de projeto. Para calcula-las é necessário resolver o sistema (5) que precisa ser integrado numericamente. Para isso o intervalo $[t_0,t_f]$ é discretizado. O valor das funções violação de restrições são calculados nos pontos da discretização. Funções de interpolação são utilizadas para se determinar valores intermediários de g_i.

2.2 O Método do Lagrangiano Aumentado em Problemas com Restrições Dinâmicas

Como já mencionado, existem diversos métodos para resolver o problema definido pelas equações (1) à (5). Neste trabalho, utiliza-se o Método do Lagrangiano Aumentado. O

funcional Lagrangiano é construído utilizando a função objetivo e as funções restrições, combinadas com multiplicadores de Lagrange e parâmetros de penalidade:

$$\Phi(\boldsymbol{x},\boldsymbol{u},\boldsymbol{r}) = f(\boldsymbol{x}) + P(\boldsymbol{g}(\boldsymbol{x}),\boldsymbol{u},\boldsymbol{r}) . \tag{6}$$

$P(\boldsymbol{g}(\boldsymbol{x}),\boldsymbol{u},\boldsymbol{r})$ é um funcional de penalidade, $\boldsymbol{u} \in \boldsymbol{R}^{m'}$ e $\boldsymbol{r} \in \boldsymbol{R}^{m'}$ são respectivamente os vetores dos multiplicadores de Lagrange e dos parâmetros de penalidade.

Segundo Arora, Chahande e Paeng (1991) é possível encontrar vetores $\boldsymbol{u}^*$ e $\boldsymbol{r}^*$ tal que o ponto de mínimo $\boldsymbol{x}^*$ do funcional definido em (6) seja igual ao mínimo do problema definido por (1) à (5). A determinação de $\boldsymbol{u}^*$ e $\boldsymbol{r}^*$ se dá por processos iterativos, desta forma é necessário a adoção de critérios de parada. O método do Lagrangiano Aumentado define procedimentos para atualização dos multiplicadores, conforme veremos adiante. Este método pode ser resumido pelo seguinte algoritmo:

Algoritmo I

Passo 1. Faça k=0. Adote multiplicadores de Lagrange $\boldsymbol{u}$ e parâmetros de penalidades $\boldsymbol{r}$.

Passo 2. Minimize $\Phi(\boldsymbol{x},\boldsymbol{u}^k,\boldsymbol{r}^k)$ em relação a $\boldsymbol{x}$. Considere $\boldsymbol{x}^k$ a solução.

Passo 3. Se os critérios de convergência forem satisfeitos, pare o processo de iteração.

Passo 4. Atualize $\boldsymbol{u}^k$ ou $\boldsymbol{r}^k$.

Passo 5. Faça k=k+1 e vá ao passo 2.

Conceitualmente o método dos multiplicadores é muito simples e sua essência está contida nos passos 2 e 4. A precisão requerida para o mínimo de Φ no algoritmo de minimização sem restrições utilizado no passo 2 influencia o comportamento e a eficiência do método.

O funcional (6) pode ser definido de diversas maneiras. Para a resolução do problema com resposta dinâmica, definido pelas equações (1) à (5), é aqui adotado o Lagrangiano Aumentado definido pela expressão:

$$\Phi(\boldsymbol{x},\theta,\boldsymbol{r}) = f(\boldsymbol{x}) + \frac{1}{2}\left\{\sum_{i=1}^{l} r_i\left(g_i(\boldsymbol{x}) + \theta_i\right)^2 + \sum_{i=l+1}^{m} r_i\left(g_i(\boldsymbol{x}) + \theta_i\right)_+^2\right\} + \frac{1}{2}\int_{t_0}^{t_f}\left\{\sum_{i=m+1}^{l'} r_i\left(g_i(\boldsymbol{x},t) + \theta_i\right)^2 + \sum_{i=l'+1}^{m'} r_i\left(g_i(\boldsymbol{x},t) + \theta_i\right)_+^2\right\}dt \tag{7}$$

Na expressão acima r_i são os parâmetros de penalidade e θ_i define os multiplicadores de Lagrange $u_i = r_i\theta_i$, para $i = 1,\ldots,m'$. Observa-se em (7) que as funções violação de restrições dinâmicas são integradas ao longo do intervalo de tempo e combinadas com a função objetivo para se obter o funcional Lagrangiano.

Nos passos 2 e 3 é necessário a adoção de um critério de parada. Neste trabalho considerar-se-á os seguintes critérios:

i. $k<p$, (8)

onde p é o número máximo de iterações,

ii. $\left\|\nabla\Phi(\boldsymbol{x}^k,\boldsymbol{u}^k,\boldsymbol{r})\right\| \le \varepsilon$ e (9)

iii. $$K_b = max\left\{ \max_{1\le i\le l} |g_i(\boldsymbol{x}^{(k)})|;\ \max_{l+1\le i\le m} |max(g_i(\boldsymbol{x}^{(k)}),-\theta_i)|;\right.$$
$$\left. \max_{1\le i\le l'} \left(\max_{t_0\le t\le t_f} |g_i(\boldsymbol{x}^{(k)},t)| \right);\ \max_{l'+1\le i\le m'} \left(\max_{t_0\le t\le t_f} |max(g_i(\boldsymbol{x}^{(k)},t),-\theta_i(t)|) \right) \right\} \le \varepsilon \qquad (10)$$

onde $\theta_i = u_i / r_i$. Em (10) K_b representa a máxima violação de restrição e em (9) e (10) ε é a tolerância estabelecida. Caso o algoritmo não convirja, a condição (8) impõe um número máximo de iterações. Arora, Chahande e Paeng (1991) observaram em diversos exemplos analisados que o valor ideal para p é igual à $2n$, ou seja, o dobro da dimensão de $\boldsymbol{x}$.

Considerando o funcional (7) o algoritmo I pode ser detalhado como segue:

Algoritmo II

Passo 1. Faça k=0; K_b=∞; estime os vetores $\boldsymbol{x}^{(0)}$, $\theta^{(0)}$, $\boldsymbol{r}$, e os escalares α>1, β>1, ε>0 (ε é um número pequeno usado como critério de parada).

Passo 2. Minimize $\Phi(\boldsymbol{x},\theta^{(k)},\boldsymbol{r}^{(k)})$ em relação a $\boldsymbol{x}\in\boldsymbol{R}^n$. Denomina-se $\boldsymbol{x}^{(k)}$ o ponto que minimiza $\Phi(\boldsymbol{x},\theta^{(k)},\boldsymbol{r}^{(k)})$.

Passo 3. Calcule $g_i(\boldsymbol{x}^{(k)})$, $i=1,m$ e $g_i(\boldsymbol{x}^{(k)},t)$; $i=m+1,m'$ e $t\in[t_0,t_f]$. Calcule K_b e cheque o critério de parada; isto é: se $K_b<\varepsilon$ e $\|\nabla\Phi(\boldsymbol{x}^k,\boldsymbol{u}^k,\boldsymbol{r})\|\le\varepsilon$, então pare. Caso contrário estabeleça os seguintes conjuntos de restrições de igualdade e desigualdade

$I_E = \{i: |g_i(\boldsymbol{x}^{(k)})| > K/\alpha;\ i=1,l\}$ (igualdades)

$I_I = \{i: |max(g_i(\boldsymbol{x}^{(k)}),-\theta_i)| > K/\alpha; i=l+1,m\}$ (desigualdades)

$I_{E'} = \left\{i: \max_t |g_i(\boldsymbol{x}^{(k)},t)| > K/\alpha; i=m+1,l'\right\}$ (igualdades dinâmicas)

$I_{I'} = \left\{i: \max_t |max(g_i(\boldsymbol{x}^{(k)},t),-\theta_i^{(k)}(t)| > K/\alpha; i=l'+1,m'\right\}$ (desigualdades dinâmicas)

Passo 4. Efetue os seguintes acréscimos nos parâmetros de penalidade e multiplicadores.

(a) Se $K_b\ge K$, faça $r_i=\beta r_i$ e $\theta_i^{(k+1)}=\theta_i^{(k)}/\beta$ para todo $i\in I_E\cup I_I$; faça $r_i=\beta r_i$ e $\theta_i^{(k+1)}(t)=\theta_i^{(k)}(t)/\beta$ para todo $i\in I_{E'}\cup I_{I'}$ e $t\in[t_0,t_f]$; isto é incremente os parâmetros de penalidade sem modificar os multiplicadores de Lagrange. Vá ao passo 5.

(b) Se $K_b<K$, acresce-se $\theta_i^{(k)}$ fazendo

$\theta_i^{(k+1)}=\theta_i^{(k)}+g_i(\boldsymbol{x}^{(k)})$; $i=1,l$

$\theta_i^{(k+1)}=\theta_i^{(k)}+max(g_i(\boldsymbol{x}^{(k)}),-\theta_i^{(k)})$; $i=l+1,m$

$\theta_i^{(k+1)}(t)=\theta_i^{(k)}(t)+g_i(\boldsymbol{x}^{(k)},t)$; $i=m+1,l'$, $t\in[t_0,t_f]$

$\theta_i^{(k+1)}(t)=\theta_i^{(k)}(t)+max(g_i(\boldsymbol{x}^{(k)},t),-\theta_i^{k}(t))$; $i=l'+1,m'$, $t\in[t_0,t_f]$

e vá ao passo 5.

(c) Se $K_b\le K/\alpha$, faça $K=K_b$ e vá ao passo 5. Senão, faça $r_i=\beta r_i$ e $\theta_i^{(k+1)}=\theta_i^{(k+1)}/\beta$ para todo $i\in I_E\cup I_I$; faça $r_i=\beta r_i$ e $\theta_i^{(k+1)}(t)=\theta_i^{(k+1)}(t)/\beta$ para todo $i\in I_{E'}\cup I_{I'}$ e $t\in[t_0,t_f]$. Faça $K=K_b$ e vá ao passo 5.

Passo 5. Faça k=k+1, e vá passo 2.

Na k-ésima iteração, uma vez obtida a solução $x^{(k)}$ no passo 3, se os critérios de parada não forem satisfeitos, os parâmetros de penalidade são acrescidos e o processo repetido.

2.3 Métodos Numéricos

Para se implementar computacionalmente o Método do Lagrangiano Aumentado é necessário a programação de diversos métodos numéricos. Neste trabalho, um programa em linguagem C foi desenvolvido utilizando os seguintes métodos:

- Relativamente à minimização sem restrições (passo 2) utilizou-se o método dos gradientes com busca unidimensional de Armijo. O cálculo do gradiente do Lagrangiano aumentado foi efetuado utilizando diferenças finitas (com passo $h = 10^{-8}$), uma vez que nem todas as variáveis aparecem explicitamente.
- Para se determinar as integrais de (7), utilizou-se a Regra do Trapézio.
- Na resolução dos sistemas lineares, Cholesky.

3. Otimização de uma Coluna Submetida à Excitação Harmônica

3.1 Descrição do Problema

O problema em questão é minimizar a massa da coluna em concreto mostrada nas figuras 1 e 2.

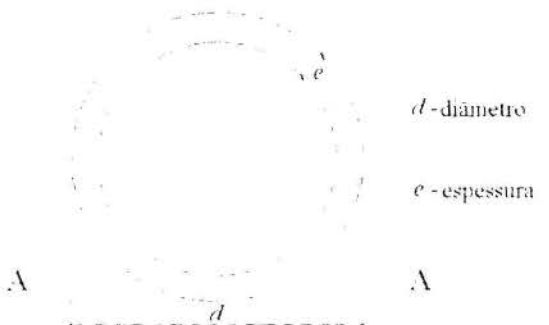


Figura 1

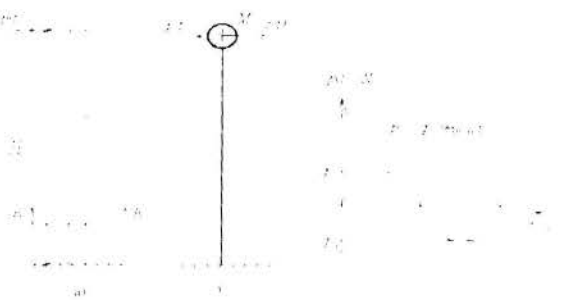


Figura 2

A coluna apresenta a seção transversal em forma de anel circular (figura 1) e é solicitada por um esforço harmônico, conforme figura 2 e. A força $p(t)$ é provocada por um motor de massa M_{motor} e freqüência excitadora Ω, em rad/s, instalado no topo da coluna. O peso da coluna é minimizado, sendo impostas restrições estáticas e dinâmicas. Estaticamente restringe-se os valores assumidos pelo índice de esbeltez, o diâmetro e a espessura. No regime transiente é restrito o deslocamento do topo da coluna.

Como apresentado por Fusco e Almeida (1997), determinadas combinações de aceleração e freqüência podem provocar nos seres humanos desconforto e conseqüentemente perda de eficiência no trabalho. Já Almeida Neto (1989) comenta os limites de vibração à partir dos quais ocorre inclusive danos à saúde e à segurança. Visando então o conforto de um operário que realizaria a manutenção de equipamentos instalados na coluna, ou em sua proximidade, é imposta uma restrição sobre o valor da aceleração média assumida pela seção do topo da coluna no regime estacionário. A aceleração é expressa em valor eficaz, ou seja, valor rms ("root-mean-square").

As variáveis de projeto adotadas para resolver o problema são $\boldsymbol{x} = [x_1, x_2] \equiv [d, e]$, onde d é o diâmetro externo e e a espessura do anel. A variável de estado $z(t)$ é o deslocamento horizontal do topo da coluna. O modelo utilizado é viscoelástico linear, com amortecimento igual 2.5 % do amortecimento crítico. Todas as unidades estão padronizadas de acordo com o sistema internacional.

O problema de otimização é então minimizar a função massa da coluna $f(\boldsymbol{x})$ em Kg

$$f(\boldsymbol{x}) = \rho A H \tag{11}$$

onde ρ é a densidade do concreto, A a área da seção transversal e H a altura da coluna.

São impostas as restrições estáticas:

- espessura mínima: $-e + e_{min} \leq 0$ (12)
- diâmetro mínimo: $-d + 2e \leq 0$ (13)
- índice de esbeltez máximo: $\lambda - \lambda_{max} \leq 0$ (14)
- aceleração máxima: $\ddot{z}_{rms} - \tau a_{rms} \leq 0$ (15)

sendo que λ é o índice de esbeltez do pilar e $\ddot{z}_{rms}$ a aceleração rms apresentada pelo topo da coluna no regime estacionário. As constantes a_{rms} e τ são respectivamente a aceleração máxima transversal e a tolerância ao valor máximo da aceleração devido ao tempo de exposição humana, prescritas na norma ISO 2631-1.

E a restrição dinâmica:

- deslocamento: $|z(t)| - z_{max} \leq 0, \quad t \in [0, 5T].$ (16)

O valor de $z(t)$ é obtido pela integração da equação

$$M(\boldsymbol{x})\ddot{z}(t) + C(\boldsymbol{x})\dot{z}(t) + K(\boldsymbol{x})z(t) = p_0 \operatorname{sen}(\Omega t), \; t \in [0, 5T], \tag{17}$$

com as condições iniciais $z(0) = 0$ e $\dot{z}(0) = 0$. Na expressão acima, $M(\boldsymbol{x})$, $C(\boldsymbol{x})$ e $K(\boldsymbol{x})$ são respectivamente a massa, o amortecimento viscoso e a rigidez da coluna. O período da força excitadora é $T = 2\pi/\Omega$. Adotando-se uma interpolação cúbica entre os deslocamentos do topo e da base da coluna, obtém-se:

$$M(\boldsymbol{x}) = 33/140 \, f(\boldsymbol{x}) + M_{motor}, \tag{18}$$

$$K(\boldsymbol{x}) = \frac{3E_c I(\boldsymbol{x})}{H^3} \quad \text{e} \tag{19}$$

$$C(\boldsymbol{x}) = 2.5\% \; 2\sqrt{K(\boldsymbol{x}) M(\boldsymbol{x})}. \tag{20}$$

A freqüência de vibração natural é $\omega = \sqrt{K / M}$. Na expressão (19) E_c é o módulo de elasticidade do concreto, determinado em função de sua resistência característica f_{ck}, conforme prescrito na Norma NBR-6118, e $I(\boldsymbol{x})$ o momento de inércia da seção transversal da coluna. A força excitadora $p(t)$ é dada por:

$$p(t) = p_0 \operatorname{sen}(\Omega t), \; t \in [0, 5T]. \tag{21}$$

3.2 Dados Numéricos

O valor numérico adotado para a espessura mínima é $e_{min} = 0.07\ m$ para que garanta a exeqüibilidade, enquanto que o índice de esbeltez máximo é $\lambda_{max} = 80$. Segundo a norma NBR-6118 se λ for maior do que 80 é necessário a análise dos efeitos de segunda ordem na coluna. A altura da coluna é $H = 15.0\ m$ e o deslocamento máximo $z_{max} = H/500$. O concreto apresenta densidade igual à $2600\ Kg/m^3$ e $f_{ck} = 45\ MPa$. O motor possui freqüência $\Omega = 4\ \pi\ rad/s$, massa $M_{motor} = 10000\ Kg$ e $p_0 = 10000\ N$. Fusco e Almeida (1997) afirmam que aceleração máxima transversal para um período de exposição de 24 horas é $a_{rms} = 0.1\ m/s^2$ para freqüências na faixa de 1 a 2 Hz. O valor da aceleração pode ser majorado por τ, fator de tolerância devido ao tempo de exposição humana. Como o tempo considerado neste exemplo é 1 hora, τ assume o valor 8.5. O intervalo $[0, 5T]\ s$ foi discretizado em 401 pontos para a integração das funções restrições em (7). Adotou-se a tolerância $\varepsilon = 0.001$.

3.3 Resultados Numéricos

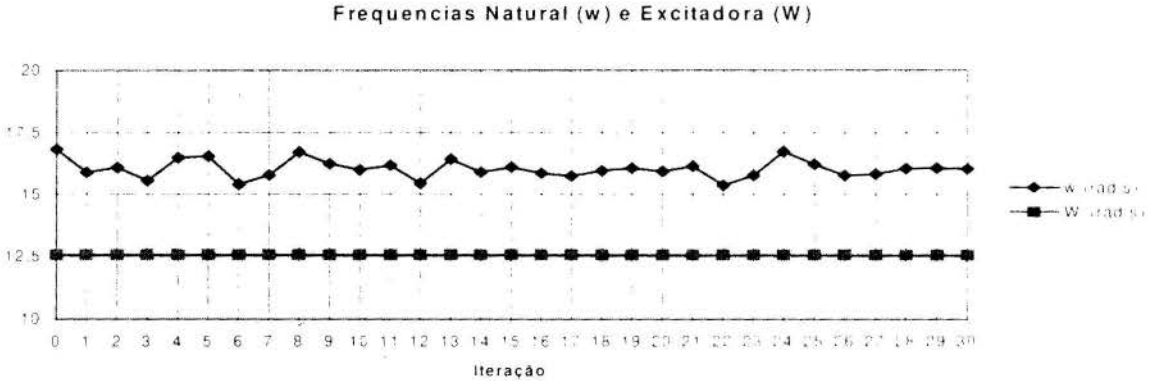
O problema foi resolvido para os valores acima descritos e os resultados obtidos são mostrados a seguir.

Tabela 1: Valores das principais variáveis nas iterações inicial e final

Iteração	*xo (m)*	*x1 (m)*	*f(x) (Kg)*	λ	*z"rms (m s2)*	*ω (rad/s)*	*Ω (rad/s)*	*Kb*
inicial	1.500	0.100	17153	60.455	0.630	16.840	12.566	0.000
final	1.525	0.078	13748	58.524	0.845	16.039	12.566	0.000

Observando a Tabela 1 pode-se verificar que os valores finais assumidos pelas variáveis de projeto são $\boldsymbol{x}_f = [x_1, x_2]_f \equiv [d, e]_f = [1.525, 0.078]$.

Gráfico 1: Freqüências de vibração natural e excitadora em função do número e iterações



O gráfico acima mostra que o valor final assumido pela freqüência de vibração natural da coluna é 16.039 *rad/s*, ou seja, 27 % maior que o valor da freqüência excitadora, proporcionando uma razoável segurança em relação ao risco do sistema entrar em ressonância. Já no gráfico 2, verifica-se que o índice de esbeltez difere de seu valor limite $\lambda_{max} = 80$, enquanto que a aceleração apresentada pelo topo da coluna praticamente coincide com o valor máximo permitido $\tau\, a_{rms} = 0.85\ m/s^2$.

Gráfico 2: Índice de esbeltez e a aceleração média em função do número e iterações

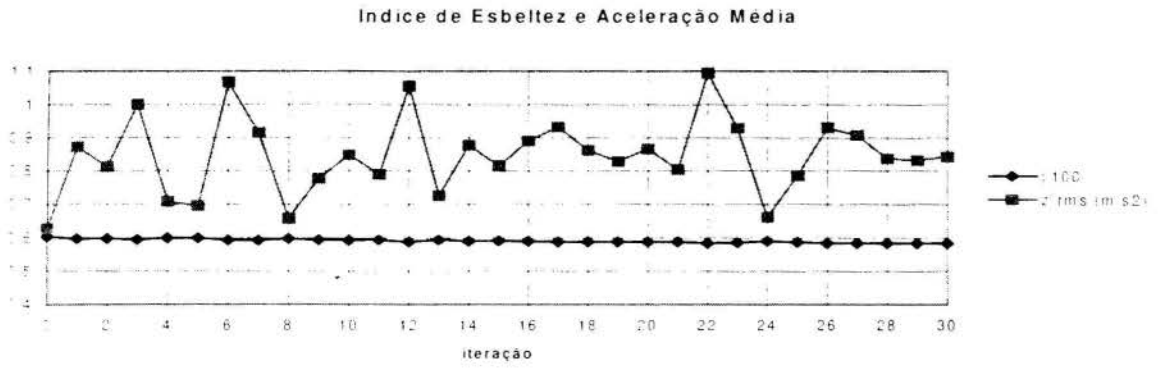
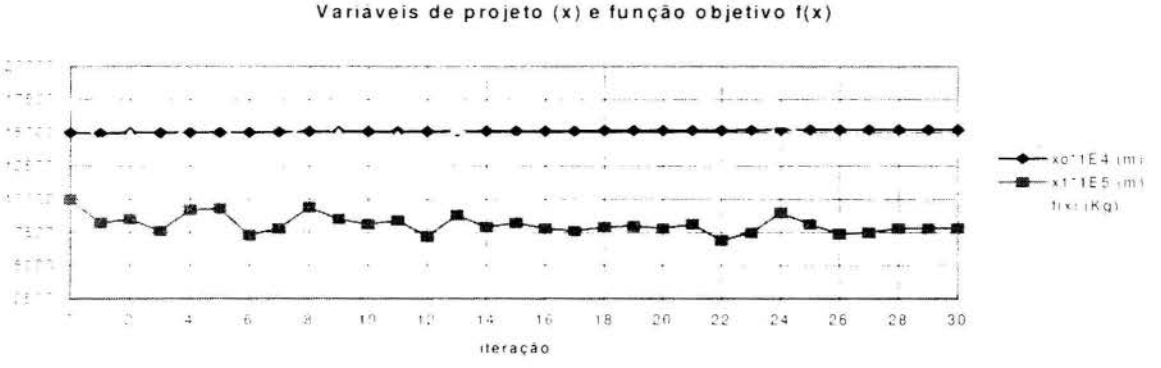


Gráfico 3: Variáveis de projeto e função objetivo em função do número e iterações.



4. Conclusão

É possível minimizar o custo de colunas submetidas a esforços dinâmicos, levando-se em conta o conforto humano utilizando-se o Método do Lagrangiano Aumentado. Novas análises para outros tipos de seções transversais e esforços dinâmicos ficam como sugestões para futuros trabalhos.

4. Bibliografia

E. S. de Almeida Neto, *Introdução a Análise Dinâmica de Fundações de Máquinas*, Dissertação de mestrado apresentada à EPUSP, São Paulo, 1989.

J. S. Arora, A. I. Chahande e J. K. Paeng, "*Multiplier methods for engineering optimization*", Int. Journal For Numerical Methods In Engineering, 32, 1485 à 1525,1991.

P. B. Fusco e P. A. O. Almeida, "*Efeito das Vibrações Sobre os Seres Humanos*", Boletim Técnico EPUSP, BT/PEF-9714, 1997.

P. Goldenberg, M. A. Silva, P. M. Pimenta e R. M. L. R. F. Brasil, "*Augmented Lagrangian Optimization of a Portal Frame with Elastoplastic Behavior under Dunamic Loading*". Fifth P. Am. Congress on Applied Mechanics, Puerto Rico, Anais, 373 à 376, 1997.

E. J. Haug e J. S. Arora, *Applied Optimal Design*, Wiley-Interscience, New York, 1979.

D. G. Luemberger, *Linear and Nonlinear Programming*, 2ª. edição, Addison-Wesley Publishing Company, USA, 1984.

UNESP

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB807

METODOLOGIA PARA DETERMINAÇÃO DE CURVAS E CONSTANTES CARACTERÍSTICAS TÍPICAS EM ACIONAMENTOS ELETROMECÂNICOS ROTATIVOS FRACIONÁRIOS / *METHODOLOGY FOR DETERMINING THE TYPICAL CHARACTERISTIC CURVES AND CONSTANTS IN ELECTROMECHANICAL ROTATIVE FRACTIONARY DRIVES*

D.B. PIMENTEL & C.A. MARTIN
Departamento de Engenharia Mecânica, GRUCON LHW - UFSC
CEP: 88.040-900 - C. P.: 476, Florianópolis - SC, Brasil e-mail: davidia.grucon.ufsc.br
camia.grucon.ufsc.br

Abstract

This paper presents the development and realization of a test system that allows the evaluation of the whole variety of fractional power motor-drives with their stages of electro-electronics, coupling different kinds of mechanical loads like friction, inertia, combined forms and of a wide range of values, besides coupling the suitable sensors to measure torque, rotation, position, etc., in order to get information on their static and mainly on the dynamic behavior, for the appropriate design and application of this drives. This test system consists of a test bench with a number of mechanical modules, measurement and control instrumentation and also includes a computer for data acquisition and automatic operation.

Keywords

Acionamentos eletromecânicos fracionários, instrumentação, testes e medidas automaticas, freio a po magnetizavel, análises de sistemas dinâmicos Fractional electromechanical drives, instrumentation, automatic test and measurement, magnetizable powder brake, systems dynamics analysis.

1. INTRODUÇÃO

Motores elétricos encontram-se amplamente difundidos nos mais diversos ramos econômicos. Sua função é a de realizar movimento circular ou linear segundo o tipo de motor utilizado no aplicativo. Movimenta cargas dinâmicas (inércias), cargas estáticas ou combinadas.

De um acionamento elétrico rotativo fracionário é necessário conhecer-se perfeitamente seus parâmetros caracteristicos bem como, através de curvas, o comportamento estático e sobretudo o dinâmico dos mesmos.

O conhecimento e/ou determinação destes parâmetros, junto com apoio de *softwares* de cálculo e simulação, permitirá adequar os acionamentos otimamente às soluções integradas, especificas aos equipamentos hospedeiros enquadrados nos vários ramos de aplicação.

Contudo, surgem complicações no projeto de aplicação de um acionamento, pois tais informações nem sempre constam adequadamente nas folhas de dados dos produtos, gerando dificuldades intransponíveis, especialmente nos casos de se combinarem componentes de

diversas origens e especificados segundo diferentes normas. Caraterísticas importantes para o projeto de sistemas de alta dinâmica são a resposta no tempo para controle da freqüência rotacional e aceleração, informações que geralmente não são fornecidas.

Além disso, mostra a experiência, existe também o problema de alguns acionamentos dificilmente atingirem as especificações apresentadas nos respectivos catálogos, o que dificulta a adequação nos projetos.

Para determinar se o comportamento dos acionamentos é adequado, em um primeiro instante pode-se pensar em analizá-lo na própria aplicação, colocando diversos sensores de posição, freqüência rotacional, torque, tensão, corrente, e realizar ensaios, procedimento que sem dúvida é uma possível solução. Entretanto, por ser específico, o resultado é restrito à própria aplicação, o que limita seu campo de aplicação. Esta disposição é inviável se o que se requer é a automação do controle de qualidade numa linha de produção. Deve-se então optar por um outro sistema de ensaios mais genérico e que permita atender às necessidades expostas.

Com os objetivos de realizar testes e ensaios para determinar os parâmetros e curvas características, proceder a otimização das características específicas requeridas, desenvolver acionamentos eletromecânicos rotativos, bem como para a apresentação didática laboratorial e para a certificação da qualidade na produção de componentes e sistemas na área de acionamentos, foi desenvolvido um sistema para ensaios de acionamentos de potência fracionária.

O sistema de ensaio, por meio de dispositivos de carregamento, medição, instrumentação e automação (figura 1), permite a determinação do comportamento dinâmico dos acionamentos em teste, nas formas de sua resposta em freqüência e resposta transiente durante os processos de aceleração, desaceleração, acoplamento e desacoplamento de cargas mecânicas, para diferentes tipos de carregamentos aplicados, como cargas inerciais praticamente sem atrito, cargas de atrito viscoso com inércia desprezível e/ou combinações destas. Possibilita ainda a determinação de parâmetros e curvas características estáticas em função do tipo de carregamento estático aplicado.

O sistema de ensaio deve reproduzir convenientemente as condições reais nas quais o acionamento será utilizado. Ensaiando-o desta maneira, pode-se assegurar que o funcionamento no aplicativo será ótimo, possibilitando um projeto com perfeito casamento das características do acionamento com as da carga.

Dito sistema de ensaio dispõe da instrumentação adequada para obter as curvas rotação vs. torque, utilizando um torquímetro, um tacômetro e um freio. Constantes características dos acionamentos como constante de torque, constante de tensão, constante de tempo elétrica e mecânica, exigem adicionalmente um amperímetro, um voltímetro e uma fonte de alimentação. Já para a obtenção da resposta no tempo e em freqüência do acionamento, é utilizado adicionalmente um equipamento especial para análise de sistemas dinâmicos de controle.

Para gerenciar de forma automática as aquisições de dados e geração e aplicação de comandos do sistema de ensaio, a instrumentação é interfaciada a um computador.

2. BANCADA DE ENSAIOS

2.1 Requisitos funcionais

Os módulos de fixação e suporte dos sensores convenientes para a medição das grandezas envolvidas, deverão garantir a máxima versatilidade e simplicidade operacionais para permitir a montagem/desmontagem das diversas variantes de ensaios resultantes da combinação de acionamentos em teste, elementos de carregamento mecânico e transdutores para as diversas grandezas mecânicas e elétricas. Estes dispositivos mecânicos são especialmente projetados para que as freqüentes trocas dos elementos e acoplamentos dos respectivos eixos sejam rápidas e

seguras. Desta maneira os modos de operação em sistemas de controle em malha aberta e fechada, (controle de posição, freqüência rotacional e/ou torque), podem ser facilmente configurados. Os módulos de fixação devem oferecer vários graus de liberdade para permitir centrar os dispositivos numa mesma linha axial. A movimentação para cada grau de liberdade é realizada por parafuso e porca para conseguir deslocamentos contínuos e suaves.

Por sua vez, a construção mecânica deverá ser robusta garantindo efetivo amortecimento das vibrações induzidas pelos acionamentos dentro da faixa de potência prevista.

A integração de um computador ao sistema de teste leva em conta, sobretudo, as exigências de fabricantes de acionamentos, como: a execução programada de testes com processamento automático dos sinais dos transdutores de medição e geração de protocolos; a execução interativa com o operador de séries de ensaios sistemáticos sob coordenação do computador; comparações programáveis entre resultados de ensaios e respectivos valores previstos em normas. Com o interfaceamento do computador com o sistema de teste pode-se atingir um alto padrão de qualidade na linha de produção e realizar os ensaios com uma considerável rapidez e confiabilidade.

2.2 Estrutura mecânica

Um esquema geral da bancada é apresentado na figura 1. Pode-se observar que a parte mecânica consta dos módulos sustentadores e do chassi da bancada.

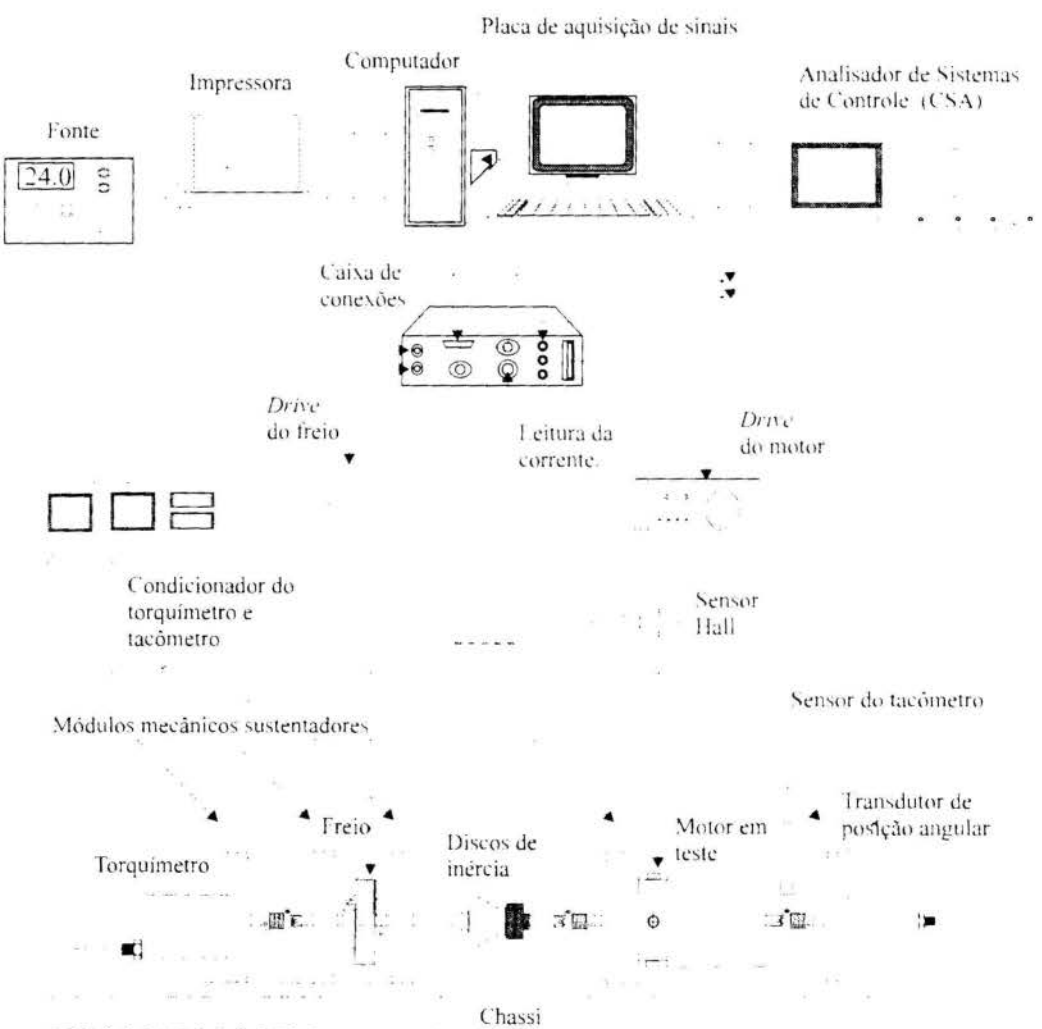


Figura 1: Esquema completo da bancada. O acionamento e seu respectivo *drive* não formam parte integral da bancada de ensaios propriamente dita, pois estes são os componentes a serem ensaiados

Para realizarem-se os diferentes ensaios necessita-se dispor as cargas (atrito e inércia), os transdutores dos sistemas de medição da bancada e os acionamentos a ensaiar, numa cadeia interligada e alinhada em direção axial.

Na disposição apresentada, a carcaça do torquímetro encontra-se imóvel estando fixa ao módulo que o sustenta. O freio, mancalizado através de rolamentos em dois módulos, pode girar livremente. Sua carcaça é conectada, mediante acoplamento rígido, ao eixo do torquímetro. Pode-se assim medir o torque de reação na carcaça do freio resultante da aplicação da carga no motor. Na outra extremidade do freio está o eixo rotativo do rotor, ao qual é conectado o eixo do motor, mediante um acoplamento flexível mas torcionalmente rígido. Para ensaiar o motor com cargas inerciais o eixo do freio é substituído por outro provido de encaixe para portar os discos de inércia. A carcaça do motor encontra-se imobilizada pelo módulo que o sustenta.

2.3 Estrutura eletro-eletrônica.

A parte elétrica do sistema de ensaios é composta dos seguintes equipamentos eletro-eletrônicos: transdutores de torque, de freqüência rotacional, de posição angular; sistema de carga de atrito (freio) e dos respectivos *drives* de acionamento e condicionamento de sinal; de um sensor de efeito Hall para medir a corrente de alimentação do motor; da placa de aquisição e comando de sinais, Interface Multi E S; do computador; de um analisador dinâmico (CSA); de uma impressora; da caixa de conexões e barramento de dados; e de uma fonte de alimentação ajustável estabilizada para energizar o acionamento em teste.

2.4 Freio a pó magnetizável

Os dispositivos de frenagem são utilizados para simular carga de atrito no eixo do motor. Podem ser do tipo dissipadores diretos de energia mecânica (freio a pó magnetizável) ou conversores de energia mecânica em energia elétrica (freios de histerese).

O freio a pó magnetizável compõe-se de um rotor, de um estator e entre estes, no entreferro, de um pó de finas partículas magnéticas em forma de agulhas. O estator compõe-se de uma bobina para gerar o campo e de uma armadura que conduz o fluxo magnético. Esta armadura apresenta uma descontinuidade de maneira que o fluxo magnético, procurando a mínima relutância, fecha o circuito pelo rotor, como é mostrado na figura 2.

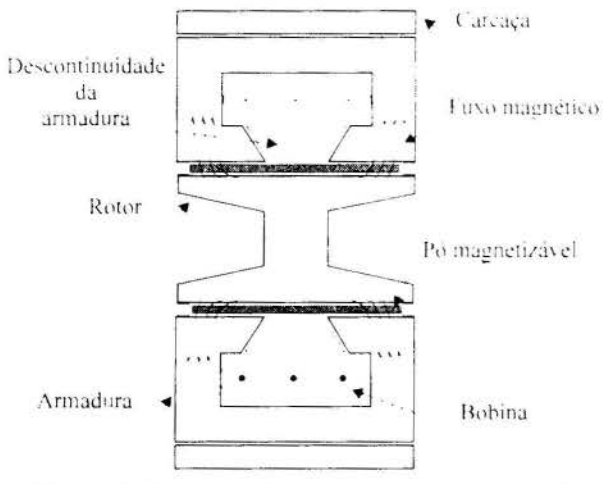


Figura 2: Esquema do freio a pó magnetizável.

Quando aplicada uma corrente na bobina o fluxo magnético que no entreferro se encontra com orientação radial alinha nesta direção as agulhas do pó magnetizável, incrementando desta maneira o atrito entre a carcaça e o rotor. O torque de atrito produzido pela fricção das partículas no freio, sendo praticamente proporcional à corrente, pode ser facilmente controlado pela mesma.

Este freio apresenta duas característica principais. O torque é constante, independente da freqüência rotacional como mostrado na figura 3. E na faixa de operação, o torque é função linear da corrente que circula na bobina originando a característica linear (figura 4).

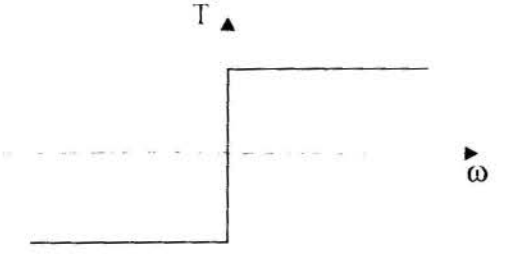


Figura 3: Relação torque vs. freqüência rotacional, do freio de pó magnetizável.

Figura 4: Relação torque vs. corrente, do freio de pó magnetizável.

2.5 Gerenciamento do sistema

A integração de um computador ao sistema de teste leva em conta, acima de tudo, os requisitos dos fabricantes de *drives*, tais como: a execução programada de testes com processamento automático de sinais dos transdutores de medição, e geração de protocolos, a execução iterativa com o operador de séries de ensaios sistemáticos sob coordenação do computador, comparações programáveis entre resultados de ensaios e respectivos valores previstos em normas.

Com a integração do computador ao sistema de ensaios, um alto padrão de qualidade na linha de produção pode ser alcançado com uma considerável rapidez.

3. ENSAIOS NA BANCADA

3.1 Ensaio para a obtenção da curva torque vs. freqüência rotacional

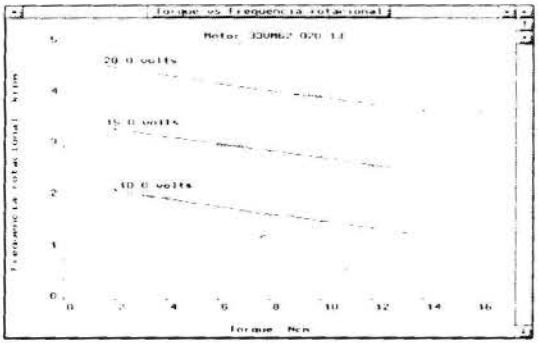


Figura 5: Curva caraterística estática torque vs. freqüência rotacional para o acionamento ensaiado.

A curva característica estática torque vs. freqüência rotacional apresenta a relação existente entre a freqüência rotacional do motor e o torque fornecido para diferentes tensões de alimentação. Permite conhecer qual a tensão a ser aplicada ao motor para obter o torque e a freqüência rotacional requerida no aplicativo figura 5.

Para este ensaio os equipamentos da bancada utilizados são:

- computador.
- sistema de monitoramento da corrente.
- freio e *drive* do freio.
- torquímetro e condicionador do sinal.
- tacômetro e condicionador do sinal.
- *drive*/fonte para acionar o motor.

3.2 Ensaio para a obtenção da constante de tensão

A constante de tensão $\mathbf{K_e}$, é um parâmetro característico estático e que melhor permite descrever o funcionamento do motor como gerador (Electro-Craft 1989). Para realizar o ensaio aplica-se gradativamente diferentes tensões no motor mediante um sinal de referência ao *drive* do motor e mede-se as revoluções **n** do eixo para cada tensão aplicada. A inclinação da curva obtida figura 6, ao desenhar os pontos **n** e **E**, é a constante de tensão $\mathbf{K_e}$.

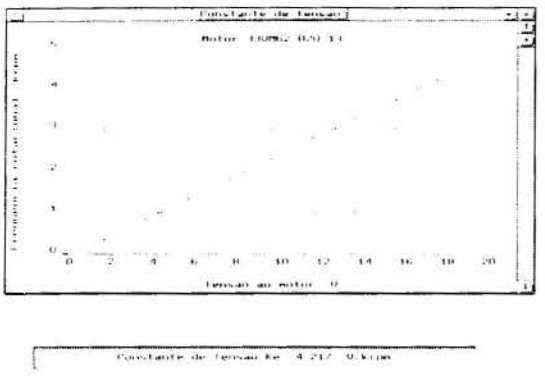


Figura 6: Curva caraterística estática para a determinação da constante de tensão para o acionamento ensaiado.

$$K_e = \frac{\Delta E}{\Delta n}$$

onde:
$\mathbf{K_e}$: Constante de tensão em V/krpm
E: Tensão gerada no acionamento em V
n: Rotações do eixo em krpm

Para este ensaio os equipamentos da bancada utilizados são:
- computador.
- sistema de monitoramento da corrente.
- tacômetro e condicionador do sinal.
- *drive*/fonte para acionar o motor.

3.3 Ensaio para a obtenção da constante de torque

A constante de torque $\mathbf{K_t}$ é um parâmetro característico estático a partir do qual pode-se determinar o torque que um motor pode fornecer a diferentes valores de correntes de alimentação, dentro da faixa de segurança de temperatura.

Para realizar o ensaio, primeiro coloca-se o motor em funcionamento a uma freqüência rotacional constante e então, aplica-se gradativamente diferentes cargas ao eixo do motor, mediante um sinal de referência ao *drive* do freio. Mede-se o torque **M** fornecido pelo motor e a corrente **I** requerida para cada situação de carga. A inclinação da curva obtida figura 7, ao desenhar os pontos **I** e **M**, é a constante de torque $\mathbf{K_t}$.

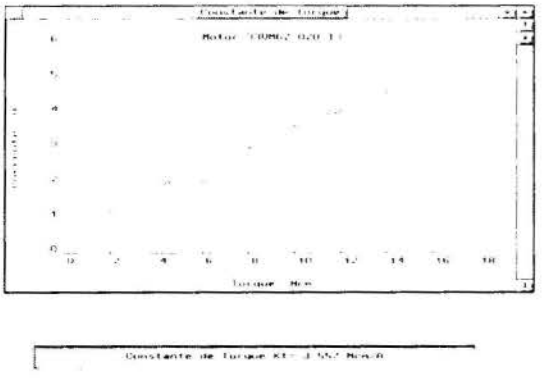


Figura 7: Curva caraterística estática para a determinação da constante de torque para o acionamento ensaiado.

$$K_t = \frac{\Delta M}{\Delta I}$$

onde:
$\mathbf{K_t}$: Constante de torque em Nm/A
M: Torque fornecido pelo acionamento em Nm
I: Corrente que circula pela armadura em A

Para este ensaio os equipamentos da bancada utilizados são:
- computador.
- sistema de monitoramento da corrente.
- freio e *drive* do freio.
- torquímetro e condicionador do sinal.
- *drive*/fonte para acionar o motor.

3.4 Ensaio para a obtenção da constante de tempo mecânica

A constante de tempo mecânica é um parâmetro característico dinâmico de um acionamento.

Imposto ao motor uma entrada em degrau de tensão figura 8, a constante de tempo mecânica é definida como o tempo que tarda o valor da freqüência rotacional do acionamento para atingir a 63.2% do valor final (Electro-Craft 1989).

A constante de tempo mecânica τ_m, é um parâmetro pelo qual pode-se classificar se o acionamento é ou não de alta dinâmica (usual, τ_m em torno a 1 ms, Bahniok, "et al." 1989).

Para realizar o ensaio utilizando o CSA, o motor a ser ensaiado deve estar acoplado a um tacogerador para poder fornecer um sinal analógico proporcional à freqüência rotacional do eixo do motor. O valor e o tempo do degrau, como sinal de referência ao *drive* do motor, são fornecidos pelo próprio CSA.

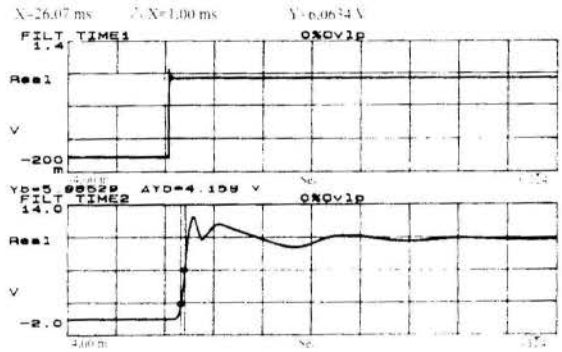


Figura 8: Gráfico da resposta ao degrau para o acionamento ensaiado.

Para este ensaio os equipamentos da bancada utilizados são:
- analisador dinâmico CSA.
- *drive*/fonte para acionar o motor.

4. CONCLUSÕES

Considerando os diversos ensaios apresentados, verifica-se repetitibidade dos valores das curvas ensaiadas nos testes para o mesmo motor.

No que diz respeito às medições das grandezas envolvidas, podem-se considerar dentro da faixa de erro fornecida pelos fabricantes dos transdutores, devido a que os equipamentos de medição utilizados são novos.

Os resultados obtidos para o motor ensaiado, são apresentados à semelhança do catálogo do fabricante (Honeywell 1985). Contudo, verificou-se que alguns valores determinados na bancada e apresentados na tabela 1 e a figura 9 são diferentes dos divulgados pelo fabricante figura 10. Uma provável causa da diferença poderia ser atribuida ao intensivo uso do motor no laboratório. Pode também dar-se o caso, como explicado na introdução do trabalho, que alguns motores de uma mesma série simplesmente não atingem as especificações apresentadas nos respectivos catálogos.

Tabela 1: Matriz de comparação entre os valores obtidos pela bancada e os apresentados pelo fabricante.

ENSAIO	Dados do fabricante	Valores obtidos na bancada
Constante de torque	4,00 Ncm/A	3,56 Ncm/A
Constante de tensão	4,22 V/krpm	4,22 V/krpm

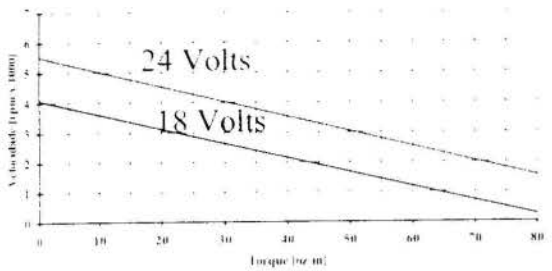


Figura 9: Curva torque vs. freqüência rotacional obtida na bancada de ensaios.

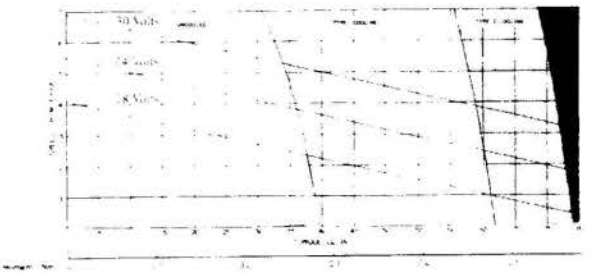


Figura 10: Curva torque vs. freqüência rotacional fornecida pelo fabricante.

Com os diferentes ensaios realizados verifica-se que o mínimo valor de torque de operação está em torno de 2 Ncm, sendo que, acionamentos com torques menores não poderão ser ensaiados nesta bancada.

5. BIBLIOGRAFIA

Bahniok, D., J.R Gvorki, L.A. Berardinis. *Electrical and electronic systems*. Machine Design, USA, v.61, n.12, p.450-569, june 1989.

Electro-craft / Robbins & Myers. *DC Motors speed controls servo systems : An Engineering handbook*. 5.ed. Autumn, 1989.

Honeywell. *Manual de operação do acionamento* 1985.

UNESP

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB808

DESENVOLVIMENTO DE UM POSICIONADOR SUBMICROMÉTRICO EMPREGANDO TÉCNICAS DE CONTROLE / *Development of a sub-micrometric positioner applying control techniques*

Carlos A. Martin, Walter L. Weingaertner, Gilva A. R. de Jesus, Rodrigo L. Stoeterau
Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina - UFSC
CEP 88036-001 Florianópolis, SC, Brasil - E-mail : grija.grucon.ufsc.br

Abstract

This paper concerns about the optimization of the static and dynamic behavior of a sub-micrometric positioner through the implementation of positioning control techniques. The objective is to discuss control strategies which enable position and repeatability errors in a sub-micrometric range and transient response as fast as possible without overshoot. It is necessary to keep this behavior stable when changes occur (feed rate, friction, etc.) in the sub-micrometric positioner's operating conditions. The prototype assembly consists of an air bearing slide, with 400 mm of travel, and the motion is provided by a brushless DC linear motor. The position feedback is provided by an opto-electronic scale with 0.1 μm of resolution or by an interferometric LASER with 1.54 nm of resolution, and a DSP-CNC board hosted in a personal computer processes the position feedback through a control algorithm, whose behavior is such that it try to make the actual position of the motor to match the commanded position. The results obtained with the application of the PI-D+feedforward control and the gain scheduling adaptive techniques are presented in this paper. Using the scale, the results show a peak positioning error smaller than 1 μm and an average error less than 0,5 μm when the gain scheduling adaptive techniques is applied. Using the interferometric LASER, the peak positioning error is 0.27 μm and the average error is smaller than 30 nm.

Keywords

Posicionador Sub-micrométrico, LASER Interferométrico, Escala Opto-eletrônica, Guias aerostáticas, Controle PI-D+feedforward, Escalonamento de Ganhos, Sub-micrometric Positioner, Interferometric LASER, Opto-electronic scale, PI-D+Feedforward Control, Gain Scheduling.

1. INTRODUÇÃO

Este trabalho apresenta os resultados do comportamento de um posicionador com precisão submicrométrica. O objetivo é discutir o emprego de estratégias de controle que possibilitem : (1) redução de erros de posicionamentos à faixa sub-micrométrica; (2) resposta transitória tão rápida quanto possível e sem sobrepassagem de posição e (3) obtenção de movimentos suaves e uniformes, em uma ampla faixa de velocidade (0,1 mm/min a 50 mm/min). É necessário manter este comportamento estável quando ocorrem mudanças (avanço, atrito, carregamento, etc.) nas condições de operação do posicionador e, além disso, o sistema terá que ser o mais insensível possível aos ruídos provenientes do próprio

posicionador e do meio externo. Os resultados obtidos com a aplicação de um controlador PI-D+feedforward e com a técnica adaptativa de escalonamento de ganho são apresentados neste trabalho. Tais resultados estavam sendo limitados pelo sistema de medição utilizado, ou seja, uma escala opto-eletrônica cuja resolução estendida é de 0,1 μm. Para se melhorar a precisão de posicionamento foi necessário utilizar um sistema de medição com melhor resolução, e neste trabalho será apresentado resultados iniciais obtidos quando se utiliza a estratégia de controle PI-D+feedforward e um sistema de medição LASER interferométrico, cuja resolução é de 1,54 nm.

2. APARATO EXPERIMENTAL

O aparato experimental consiste de um par de guias aerostáticas cilíndricas acionadas por um motor linear cc sem escovas, ambos montados apropriadamente sobre uma base de granito de 4 ton., utilizada para prover estabilidade ao sistema. Todo o aparato foi montado em sala com temperatura controlada em 20±1° C, isto reduz a interferência de distúrbios externos sobre as variáveis controladas. A Figura 1 apresenta uma visão geral do aparato experimental.

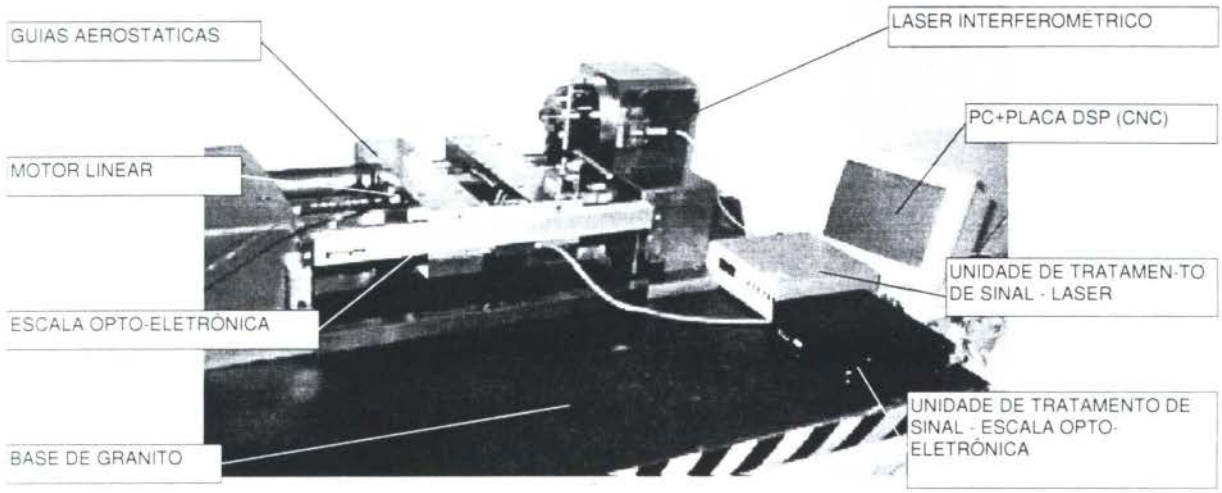


Figure 1 - Visão Geral do Aparato Experimental.

Cada guia aerostática utiliza dois mancais com 85mm de diâmetro, cada qual conta com três carreiras de 8 restritores de 0,2 mm de diâmetro de orifício. A folga radial entre eixo guia e mancal é de 20 μm o que permite uma capacidade de carga total de 3500N, sendo o curso útil de 400 mm.

Em um posicionador, o sistema de deslizamento utilizado exerce grande influência na precisão de posicionamento pois o comportamento friccional entre mancal e guia afeta a precisão de posicionamento e uniformidade do movimento. Um sistema de deslizamento requer alta rigidez, baixo desgaste e bom comportamento friccional (Gross, 1983). Os mancais aerostáticos apresenta a vantagem de ter atrito estático nulo ((Slocum, 1989), (Weck, 1984) e (Lammers, 1994)) e portanto não estão sujeitos ao efeito *stick-slip*. A desvantagem dos mancais aerostáticos é o baixo coeficiente de atrito viscoso, o que torna o sistema pouco amortecido, principalmente em baixas velocidades, quando o atrito viscoso é desprezível (Slocum, 1989). A capacidade de carga e a rigidez dos mancais aerostáticos é determinada

pela pressão estática do ar entre mancal e guia, que deve ser mantida em um valor constante de 5 psi. O fato de não apresentar desgaste assegura precisão permanente e reduz erros de forma que surgem devido a não uniformidade, criada pelo desgaste da guia.

O movimento do carro do posicionador é proporcionado por um servo-motor linear CC sem escovas, que aciona as guias aerostáticas diretamente. O uso de motor linear CC sem contato e guias aerostáticas permite que o atrito resultante do movimento seja desprezado evitando-se assim o indesejável efeito de *stick-slip*.

O servo-motor linear sem escovas desempenha ao mesmo tempo as funções de motor, fuso e castanha. Não há nenhum contato entre as partes em movimento e dispensa o uso de conversores de movimento rotacional para translacional, de redutores e acoplamentos, de modo que a montagem fica livre de problemas como folgas e elasticidade e com isso a rigidez entre motor e máquina é maior, o que permite obter respostas mais rápidas e melhor precisão.

São utilizados dois sistemas de medição. O primeiro é uma escala opto-eletrônica cuja resolução básica é de 10 μm podendo ser estendida, eletronicamente, até 0,1 μm. O segundo sistema de medição é um LASER interferométrico que tem uma resolução de 1,54 nm.

Uma placa DSP - CNC , com freqüência de clock de 30 MHz, alocada em um microcomputador faz a monitoração e o controle do posicionador. Esta placa recebe o valor medido da posição, e através de um algoritmo de controle tenta, continuamente, fazer com que a posição real seja igual a posição comandada. Esta placa tem capacidade de controlar até 8 eixos seqüencialmente, processar programas peça desenvolvidos em código G e gerenciar informações coletadas na planta.

3. CONTROLADOR PI-D+ FEEDFORWARD

A figura 2 apresenta o diagrama esquemático deste sistema de controle. O controlador PI-D+feedforward de velocidade e aceleração é ajustado baseado no modelo matemático do sistema em malha aberta, que consiste das guias aerostáticas juntamente com o motor linear, do servo-conversor e do sistema de medição (escala opto-eletrônica ou LASER interferométrico).

Este modelo é obtido através do método de identificação dos mínimos quadrados não recursivos, que utiliza dados obtidos em ensaios realizados na planta. Para isso, o sistema em malha aberta é excitado com um sinal randômico e então, a entrada (referência de velocidade) e os dados de saída (posição) são usados no algoritmo dos mínimos quadrados não recursivos para se obter os parâmetros do modelo matemático.

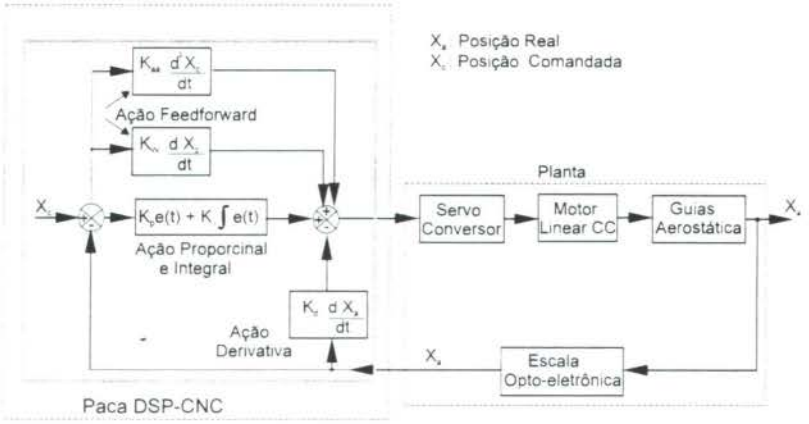
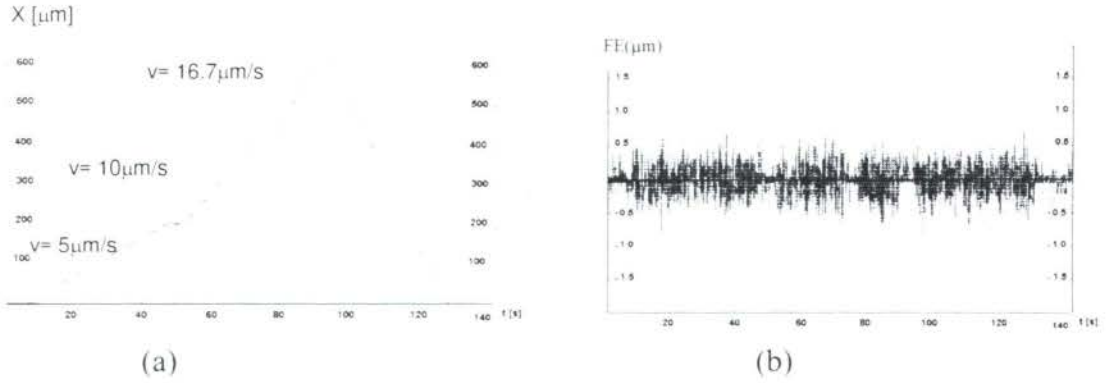


Figura 2 : Diagrama Esquemático do Sistema de Controle PI-D+Feedforward

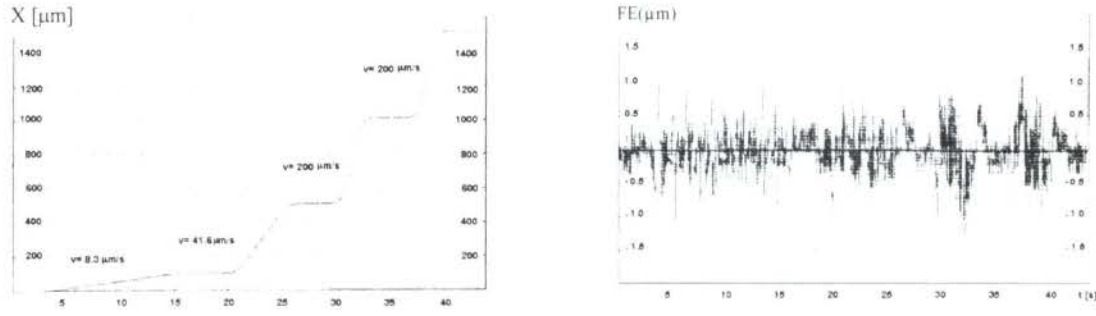
Para se ajustar os parâmetros do controlador, supõe-se, inicialmente, que os parâmetros da ação feedforward, K_{vv} e K_{aa}, sejam iguais a zero. Então, os ajustes dos parâmetros do PI-D (K_P,k_I e K_D) são feitos baseado no modelo previamente desenvolvido e na técnica de posicionamento de pólos. Os pólos são escolhidos de tal forma que a saída seja a mais rápida possível e sem sobresinal. O controlador feedforward é ajustado baseado na função de transferência do sistema, a qual, já inclui o controlador PI-D. Os parâmetros do feedforward são ajustados a fim de obter erro de seguimento mínimo para sinal de entrada específicos (rampa e parábola). Na figura 3 é apresentado o comportamento do posicionador, obtido com este sistema de controle, para ensaios em baixa velocidade.



(a) (b)

Figura 3 : Ensaios de Posicionamento com Velocidades Baixas

A figura 3 apresenta a posição real superposta à posição comandada. O erro de seguimento (diferença entre posição real e comandada) é apresentado na figura 3b. Note-se que o erro de pico medido é menor que 1 μm e que o erro médio é menor que 0,5 μm. A figura 4 apresenta o ensaio de posicionamento para velocidades mais altas. Note-se que, neste caso, o erro de seguimento, mostrado na figura 4b, aumenta com o aumento da velocidade.



(a) (b)

Figura 4 : Ensaio de Posicionamento em Alta Velocidade

4. SISTEMA DE CONTROLE COM ESCALONAMENTO DE GANHOS

Resultados experimentais utilizando o controlador PI-D+feedforward mostram que o erro de seguimento depende da velocidade. Baseado nestes resultados, implementou-se a técnica de escalonamento de ganhos, a qual torna possível alterar os parâmetros do controlador PI-D+feedforward de acordo com a velocidade que está sendo aplicada, e então, manter o erro de seguimento em um valor mínimo. A figura 5 mostra o diagrama esquemático desta estratégia de controle. Este método possui a vantagem de que os parâmetros do controlador pode mudar rapidamente em resposta às mudanças paramétricas da planta.

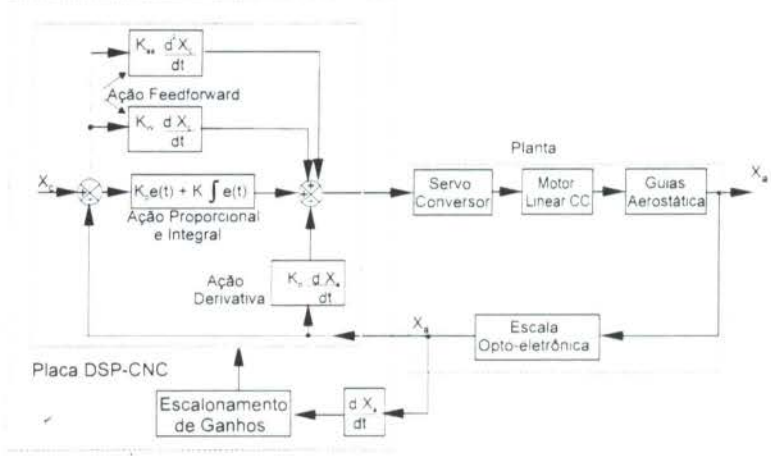
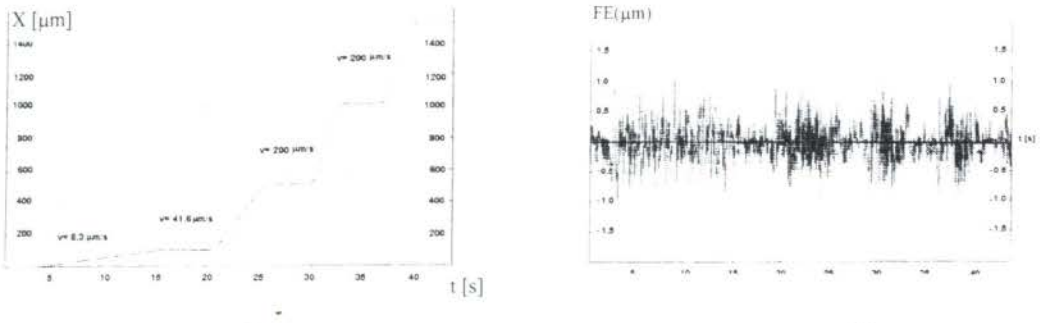


Figura 5 : Diagrama esquemático do Sistema de Controle com Escalonamento de Ganhos

Os resultados desta estratégia de controle são apresentados na figura 6. Os ensaios de posicionamento realizados com o sistema de controle PI-D+feedforward são repetidos. O erro de seguimento resultante, apresentado na figura 6b, não aumenta com o aumento da velocidade.

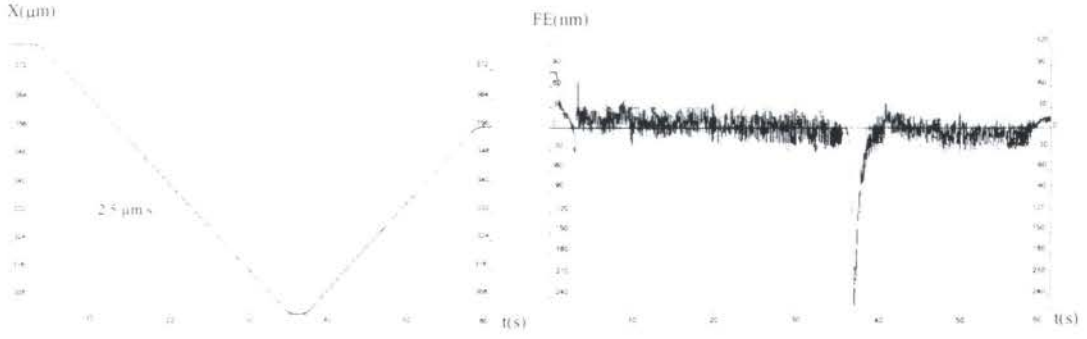


(a) (b)

Figura 6 : Ensaio de Posicionamento

5. SISTEMA DE MEDIÇÃO LASER INTERFEROMÉTRICO

Para se alcançar um erro de posicionamento ainda menor, a primeira providência adotada foi a troca do sistema de medição por um sistema de melhor resolução. O sistema de medição LASER interferométrico possui um curso útil de 250 mm e resolução de 1,54 nm. A figura 7 apresenta o resultado obtido com este sistema de medição, utilizando a estratégia de controle PI-D+feedforward. O erro médio durante o percurso ficou abaixo de 30 nm e o erro na partida máximo foi de 0,27 µm (Figura 7b). Técnicas de compensação e de eliminação de ruído estão sendo estudadas para que se possa reduzir ainda mais o erro de seguimento.



(a) (b)

Figura 7 : Ensaio de Posicionamento utilizando o LASER Interferométrico

6. CONCLUSÃO

Este artigo apresenta os resultados dos ensaios de um posicionador sub-micrométrico quando estratégias de controle PI-D+feedforward e escalonamento de ganhos são empregadas e, utilizando dois sistemas de medição de alta resolução. Os resultados mostram que o emprego de técnicas de controle reduz o erro de seguimento e de posicionamento para uma faixa submicrométrica, e com o emprego da técnica de escalonamento de ganhos, o comportamento do posicionador é mantido estável quando há alterações da velocidade de avanço. No entanto, a redução deste erro é limitada pela resolução do sistema de medição. Ao se utilizar o sistema de medição LASER interferométrico torna-se possível reduzir ainda mais o erro de seguimento.

6. REFERÊNCIAS

LAMMERS, M. G. M. "Linear Lead in Ultrasmooth Motion" , Machine Design, September 1994.

MAKSOUD, T.M.A; DEARDS, L., "Nanotechnology - A Review", Proceedings of the International Manufacturing Engineering Conference, August 1996.

MARTIN, C. A., WEINGAERTNER, W.L., STOETERAU, R.L., LICHTBLAU, M.; "Ultrapräzises Lineares Positioniersystem", 38th Internationales Weissenschaftliches Kolloquim- Ilmenau - Germany - 1993 (in German)
GROSS, H. "Electrical Feed Drives for Machine Tools", Siemens - John Wiley&Sons, 1983.

MARTIN, C. A.,WEINGAERTNER, W.L.,STOETERAU, R.L., LICHTBLAU, M.; "Ultrapräzises Lineares Positioniersystem", 38th Internationales Weissenschaftliches Kolloquim- Ilmenau - Germany - 1993 (in German).

MARTIN, C. A., WEINGAERTNER, W.L., JESUS, G. A.R., STOETERAU, R.L.; "Control Strategies Applied to Sub-Micrometric Positioning", UME4/9-IPES, Braunschweig, Germany - 1997.

PRITSCHOW, G.; PHILIPP, W. "Research on the Efficiency of Feedforward Controllers in Motor Direct Drives". Annals of the CIRP. Vol. 41/1. 1992.

SCHEI, T. S., "Automatic Tuning of PID Controllers Based on Transfer Function Estimation", Automatica, Vol. 30, No.12, 1994.

SLOCUN, A.; "Precision Machine Design", Prentice Hall, Englewood Clliffs, New Jersey, 1992.

STOETERAU, R. L.;"Static and Dynamic Behavior of Cylindrical Air Bearings for Linear Slides", M.Sc. Dissertation, UFSC, April - 1992 (in Portuguese).

WECK, M., "Handbook of Machine Tools", Vol. 1, A Wiley-Heyden Publication, 1984.

UNESP COBEM

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB838

Airplane Conceptual Design Improvement Aiming Performance Optimization

PAULO MARTINS F. DINIZ
Aerodynamics Group, Empresa Brasileira de Aeronáutica S.A. - EMBRAER
Av. Brig. Faria Lima, 2170, CEP 12227-901 São José dos Campos, SP, Brazil

PAULO TADEU M. LOURENÇÃO
Instituto de Ciências Exatas e Tecnologia, Universidade do Vale do Paraiba UNIVAP
Pça. Cândido Dias Castejon, 116, CEP 12245-720 São José dos Campos, SP, Brazil

Abstract

The objective of this work is to describe a method developed to determine an optimized set of aircraft design parameters with respect to a performance criterion. The conceptual design phase is essentially handmade and the quality of the resultant aircraft configuration strongly depends on the experience of the design group. In order to develop an optimization procedure which minimizes a combination of performance parameters, models for estimating the airplane drag and performance have been selected and implemented. The performance criteria adopted in this work are based on the estimated time and fuel spent to fly a typical mission profile. The 2 degrees of freedom performance models of climb, cruise and descent are used to evaluate the mission block fuel and block time. An empirical model calculates the takeoff field length taken as an optimization constraint. To obtain an accurate prediction of the airplane drag, a comprehensive model has been selected and implemented due to its capability of handling changes in geometric and aerodynamic data. For the optimization procedure, the following wing parameters have been selected as decision variables: area, aspect ratio, taper ratio, thickness to chord ratio and sweepback angle. Engine and flap parameters have been also considered as design variables. The main results presented in this paper are sensitivity analyses and comparisons among final optimal configurations obtained using different criteria.

Keywords

Optimization; Airplane performance; Aerodynamic Drag;

1. INTRODUCTION

While designing a new aircraft, any possible configuration has to be checked against some customer requirements. Such requirements have to be translated into engineering specifications such as range, block time and payload associated with a given mission, and the field length in which the aircraft must takeoff with maximum weight. These specifications lead to a basic aerodynamic configuration, which is usually handmade due to the large number of constrained variables to be handled. Then, an optimization procedure can be used to refine

a given set of design parameters, minimizing a performance index such as either the fuel consumption and/or the time spent to fly a specified mission, or the aerodynamic drag in a prescribed condition. The approach proposed in this work considers the minimization of some performance figures through the adequate sizing of some design parameters, in order to reduce the operational cost of the aircraft. The objective of this work is to present a method that has been developed and implemented to numerically determine the decision variables (airplane design parameters) that lead to optimal performance. The methodology section presents drag and dynamic models, which allow the calculation of the performance indexes. In that section is also included a short description of the proposed procedure, including decision variables and the optimization subroutine. Numerical results section presents some sensitivity analyses showing the contributions of some decision variables to a performance index. The final optimization results are also included in that section.

2. METHODOLOGY

2.1 Drag Model

Refining the aircraft conceptual design configuration implies changes on aircraft geometric and aerodynamic parameters such as wing area, span, thickness, etc. Those changes impacts the aircraft performance because they modify drag. Most of the drag models available in the literature are based on empirical/statistical evaluation of drag polars of existing airplanes. Using those methods, it is not possible to access changes in the aircraft drag due to variations in the geometric/aerodynamic parameters.

To overcome this difficulty, the method presented by Torenbeek (1983) has been selected due to the detailed drag breakdown of 32 components, arranged in four groups: induced, profile, interference and surface imperfections drag. In this work, the basic drag polar is incompressible and the effect of the Mach number is taken into account at each point of the trajectory by means of a theoretical model proposed by Torenbeek (1983).

2.2 Performance Models

To obtain performance estimates, suitable to be used in the optimization procedure, it is necessary to derive reduced order models to simulate the flight with reasonable accuracy, and which are simple enough to permit fast calculations. For performance analyses, it is not necessary to use a 6 degrees of freedom (DOF) aircraft dynamic model including the ones related to translation and rotation. The important degrees of freedom in this case are flight range and altitude. The performance estimation in this work is obtained by means of 2 DOF models which have been derived to simulate the climb, cruise and descent phases of flight. These reduced order models were compared to a complete 6 DOF model used in flight simulation, and showed close agreement (Diniz & Lourenção, 1995).

2.2.1 Typical mission profile

The typical mission profile is an arrangement of some flight segments, as shown in Figure 1. When planning the flight from an origin airport to a destination airport, the so-called block, one must consider the need to divert to an alternate airfield, including a holding cruise before landing. This is done for safety reasons, e.g. , the aircraft must carry the necessary fuel to go to another airport in the case of an impossible landing at the destination. The flight to the

alternate is usually a long range cruise and the holding is done at the maximum endurance speed.

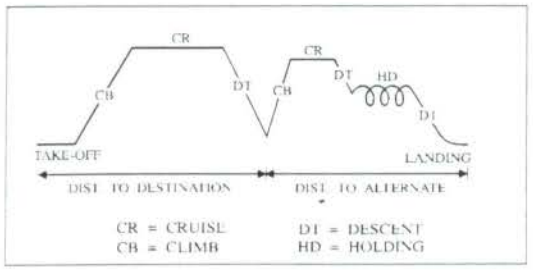


Fig. 1 - Typical Mission Profile

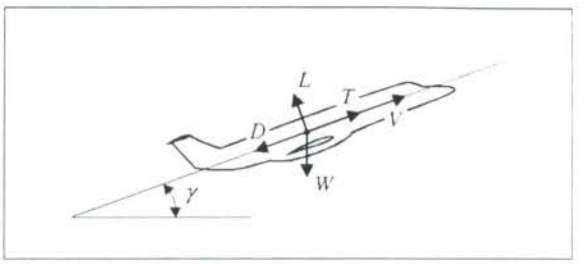


Fig. 2 - Climb

2.2.2 Climb model

Figure 2 shows in a schematic form the equilibrium of forces during the climb phase. Allowing for acceleration, we have :

$\frac{W}{g}\frac{dV}{dt} = T - D - W\sin\gamma$. As $\frac{dV}{dt} = \frac{dV}{dh}\frac{dh}{dt} = \frac{dV}{dh}(R/C)$ and $(R/C) = V\sin\gamma$, then :

$$(R/C) = \frac{(T-D)V}{W\left(\frac{V}{g}\frac{dV}{dh} + 1\right)} \qquad (1)$$

The climb speed is prescribed as a function of altitude, usually the speed of maximum rate of climb at each altitude. The power is set at maximum climb rating.

2.2.3 Cruise models

These models consider steady cruise at constant altitude. The equilibrium of forces shown in Figure 3 implies that thrust equals drag and lift equals weight.

Maximum speed cruise. The maximum speed is determined in each condition as the point at which maximum thrust equals drag (Figure 4).

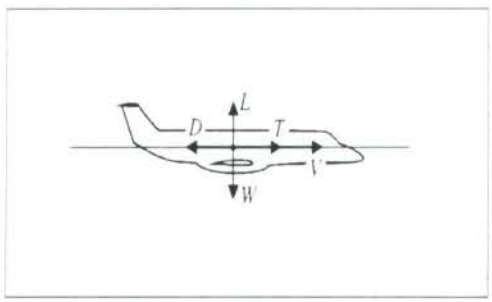


Fig. 3 Cruise

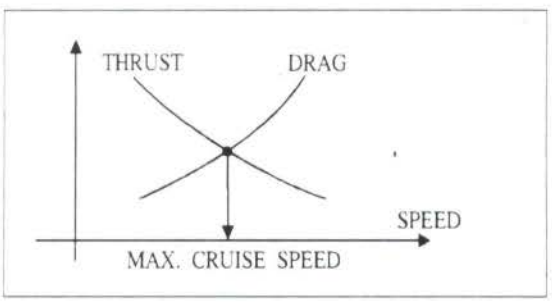


Fig. 4 Maximum Cruise Speed

Long range cruise. This cruise mode means flying at one percent less specific range than the maximum one, in order to obtain a higher speed (Figure 5).

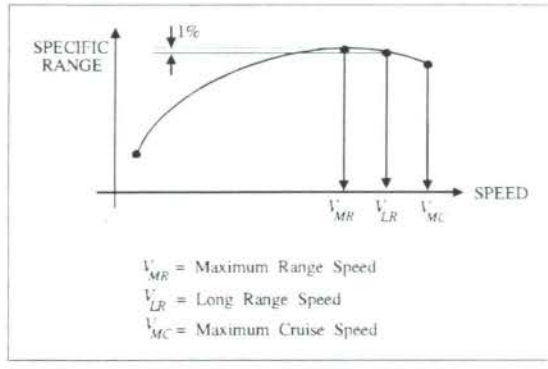


Fig. 5 - Long range speed

Maximum endurance speed. This speed gives the minimum fuel-flow rate at each flight condition (figure 6). A quick method to calculate this speed uses a factor multiplying the stall speed. Reasonable approximation is obtained with a factor *FAM* ranging from 1.3 to 1.5. Then,

$$VAM = FAM \times V_{Stall} \tag{2}$$

where:

VAM ..... maximum endurance speed;
FAM..... factor for maximum endurance speed .

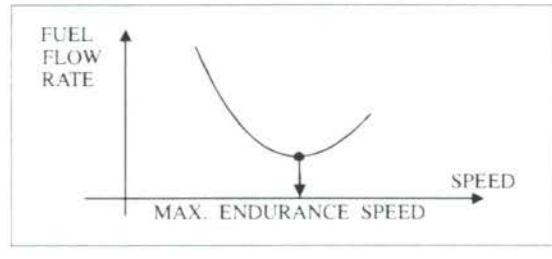


Fig. 6 - Maximum Endurance speed

2.2.4 Descent model

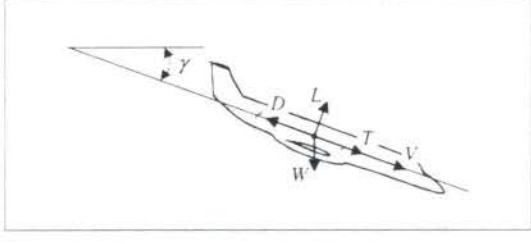


Fig. 7 - Descent

$$(R/D) = \frac{(D-T)V}{W\left(\frac{V}{g}\frac{dV}{dh}+1\right)} \tag{3}$$

The equilibrium of forces is shown in Figure 7. The rate of descent is kept constant and the airplane speed is prescribed as a function of altitude. If the resultant thrust corresponding to a given rate of descent is smaller than the flight-idle one then the descent mode changes to the flight-idle thrust and the resultant rate of descent.

2.2.5 Trajectory calculation

In this work, flight is expected to occur in the lower region of the atmosphere, called troposphere, in which the temperature decreases approximately linearly with height. All atmospheric properties relevant to performance are calculated following the International Standard Atmosphere model (ISA).

Thrust and fuel flow rate are tabled as functions of engine rating, altitude and speed for the Standard Atmosphere. The engine ratings related to block performance are maximum climb, maximum cruise and flight-idle. For each one of these ratings the appropriate installation losses were considered.

The speed, rate of climb, rate of descent and the fuel flow rate are calculated at each point of the trajectory and do not depend on their value at the previous point. The time-history of the distance, height and weight are calculated by simple integration of the differential equations.

2.2.6 Takeoff performance

The airplane basic requirements involve a maximum field length in which it can safely takeoff with maximum weight. This safe takeoff considers the loss of one engine at the ground run. Loftin (1980) presents a relationship between some aircraft takeoff parameters and the takeoff field length. In this work, it was calculated a linear regression with points whose takeoff field length were obtained in the Aircraft Flight Manual of a similar airplane to the nominal configuration. This equation considers the reduction of the takeoff distance due to the increase on the airplane maximum lift coefficient relative to a greater flap deflection. The maximum takeoff thrust is tabled as function of altitude.

2.3 Optimization

The objective of this work is the determination of a set of airplane design parameters, the so-called decision variables, which implies in a minimum of an objective function, called here the performance index. The performance indexes considered in this work are:

- aircraft total drag at a specified cruise condition (Mach 0.78 at 35000 ft, 18100 kg);
- block fuel in the design mission;
- block time in the design mission.

The design mission involves flying 800 n.m. (nautical miles) to the destination at 35000 ft with the necessary takeoff weigth for 50 passengers, the alternate airport being 100 n.m. far from the destination. The flight to the alternate is done at 15000 ft and the holding flight at 10000 ft.

The adopted decision variables are the following wing and engine parameters, subject to some side constraints:

VARIABLE	LOWER BOUND	UPPER BOUND
Area (m^2)	40	60
Aspect Ratio	7	10
Taper ratio	0.2	0.4
Thickness over chord ratio	0.110	0.160
Sweepback angle (deg)	18.	25.
Cruise thrust factor	0.8	1.2

Table 1: Side constraints of the decision variables

The determination of the optimal set of the decision variables through minimization of each one of the performance indexes are subject to the side constraints on each decision variable and also a takeoff constraint, which specifies the maximum available runway length. The auxiliary variables, which influences the takeoff field length, are:

- takeoff thrust factor;
- maximum lift coefficient increment due to takeoff flaps.

For the solution of the resultant mathematical problem it has been selected a subroutine named CONMIN (Vanderplaats, 1973), especially developed to solve a linear or non-linear constrained optimization problem. The basic algorithm is the Method of Feasible Directions.

The diagram of the optimization procedure is shown in Figure 10.

3. NUMERICAL RESULTS

3.1 Airplane Data

The initial set of airplane design parameters, known as the nominal configuration, has the following values for the decision and auxiliary variables:

- wing area (S) ..... 47.0 m^2
- aspect ratio (A) 8.4
- taper ratio (λ) 0.27
- thickness over chord ratio (t/c) 0.137
- sweepback angle at the quarter chord line ($\Lambda_{1/4}$) ..... 22.3 deg
- cruise thrust factor 1.0
- takeoff thrust factor 1.0
- maximum lift coefficient increment ($\Delta C_{L\,MAX}$) 0.153

3.2 Sensitivity Analysis

Some cases of the sensitivity analysis are shown below:

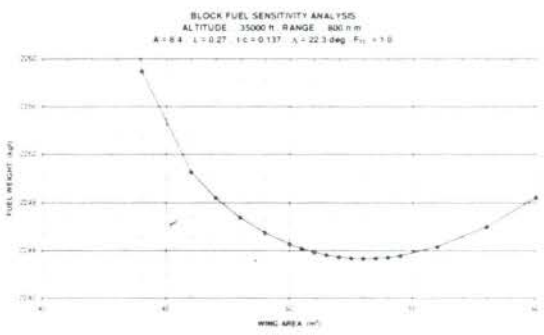


Fig. 8 - Block Fuel x Wing Area

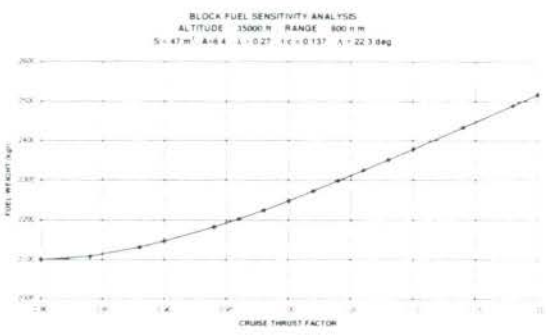


Fig. 9 - Block Fuel X Cruise thrust factor

3.3 Optimization Results

Table 2 at the end of this report shows the optimal set of decision variables for each one of the selected performance indexes. It is easy to see that block fuel minimization in a specified mission leads to a smaller fuel consumption than drag minimization in some specified condition. Some decision variables have its optimal value as one of the bounds. This fact implies that they have to be determined according to other engineering criteria, such as aerodynamics, structures, systems, etc... Table 3, also at the end of the report, shows the effect

of the takeoff constraint on the optimal set of the decision variables.When the auxiliary variables are not allowed to change, a smaller runway length implies a greater wing area. If the takeoff thrust may be increased, as also the maximum lift coefficient (flap deflection), then the optimal wing area for the same runway length is smaller.

CONCLUSIONS

The results shown indicate that the procedure proposed in this paper works properly, e. g., for the set of decision variables obtained the performance indexes are significantly reduced. Care must be exercised when analyzing decision variables whose behavior is approximately linear, for which the optimal value is one of the prescribed limits. In this case, other engineering requirements will define the boundaries for each one of these variables and the subsequent optimal solutions.

REFERENCES

DINIZ, P.M.F. & LOURENÇÃO, P.T.M.. Determination of Aircraft Design Parameters for Optimal Performance, *Proceedings of VI DINAME,* pp. 260-265, CAXAMBU, 1995.

TORENBEEK, E. et. al., REPORT LR-412, *A Computer Program for the Drag Prediction of Subsonic, Turbine-powered Aircraft in the En-route Configuration.* Delft University of Technology, 1983.

LOFTIN, L. K., NASA RP-1060, *Subsonic Aircraft: Evolution and the Matching of Size to Performance.* NASA Langley Research Center, Hampton, VA, 1980.

VANDERPLAATS, G. N., *CONMIN - A Fortran Program for Constrained Function Minimization - User's Manual. NASA TMX- 62282, 1973.*

	PERFORMANCE INDEX			
DESIGN PARAMETER	NOMINAL	DRAG	BLOCK FUEL	BLOCK TIME
WING AREA (m^2)	47.0	46.1	54.1	48.8
ASPECT RATIO	8.4	10.	10.	10.
TAPER RATIO	0.27	0.268	0.27	0.27
THICKNESS OVER CHORD RATIO	0.137	0.137	0.137	0.137
SWEEPBACK ANGLE	22.3	25.0	25.0	25.
CRUISE THRUST FACTOR	1.0	1.0	0.8	1.2
TAKEOFF THRUST FACTOR	1.0	1.0	1.0	1.0
$\Delta C_{L\,MAX}$	0.153	0.153	0.153	0.153
DRAG (kgf)	1650.2	1526.1	1610.9	1590.1
BLOCK FUEL (kg)	2247.5	2180.6	2002.6	2492.6
BLOCK TIME (min)	129.6	125.8	142.2	121.8

Table 2: Optimization Results

	RUNWAY LENGTH (m)		
DESIGN PARAMETER	1800	1800 (*)	2000
WING AREA (m^2)	56.7	53.5	54.1
ASPECT RATIO	10.	10.	10.
TAPER RATIO	0.269	0.243	0.27
THICKNESS OVER CHORD RATIO	0.137	0.137	0.137
SWEEPBACK ANGLE	25.0	25.0	25.0
CRUISE THRUST FACTOR	0.8	0.8	0.8
TAKEOFF THRUST FACTOR	1.0	1.1	1.0
$\Delta C_{L\,MAX}$	0.153	0.155	0.153
BLOCK FUEL (kg)	2003.2	2002.5	2002.6

Table 3: Effect of the takeoff constraint
(*) : auxiliary (takeoff) variables are active

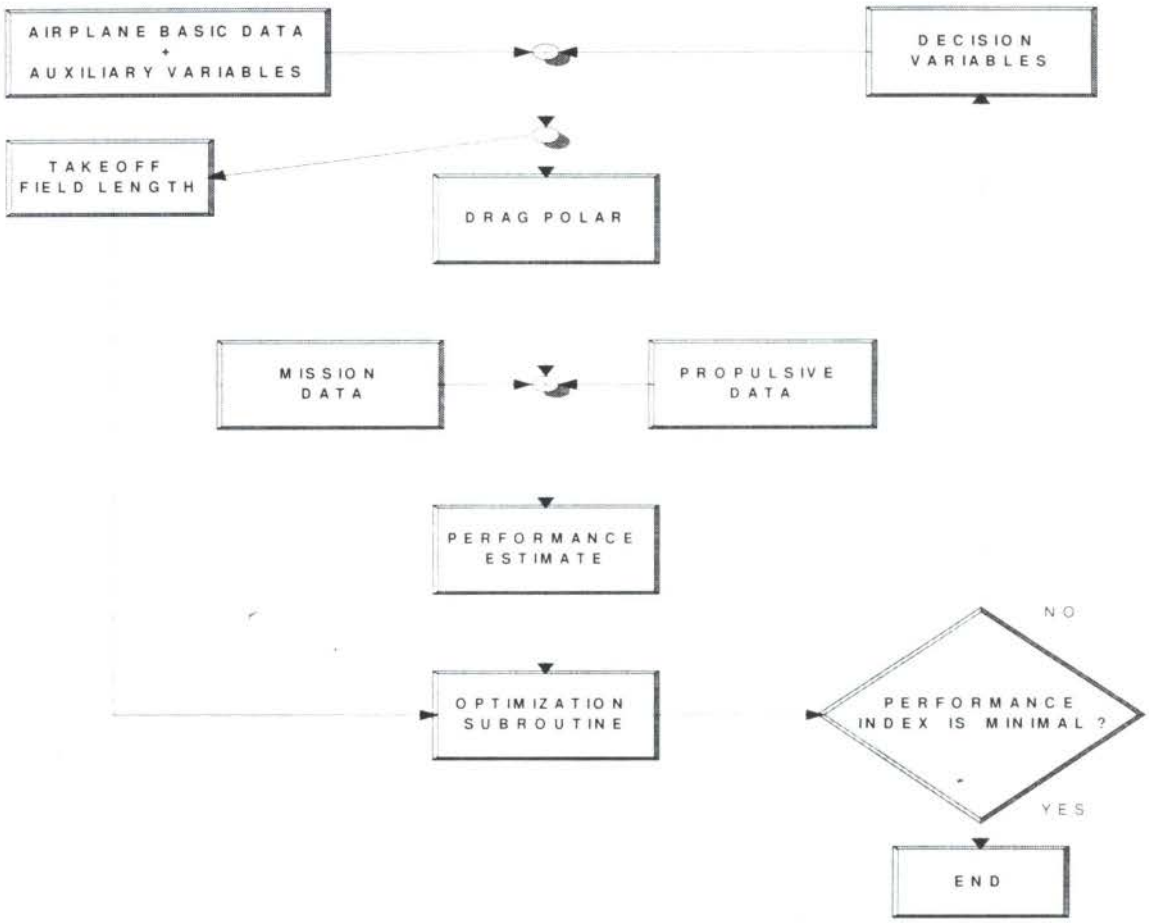


Fig.10 - Diagram of the optimization procedure

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB872

SISTEMA COMPUTACIONAL PARA O CÁLCULO DE PARÂMETROS DE DESEMPENHO NA ACELERAÇÃO DE VEÍCULOS COMERCIAIS / *COMPUTATIONAL SYSTEM FOR THE CALCULATIOM OF PERFORMANCE PARAMETERS IN THE ACCELERATION OF COMMERCIAL VEHICLES*

HÉLIO APARECIDO NAVARRO
UNESP - IGCE - DEMAC, Rio Claro - SP - E.mail.:helio@demac.igce.unesp.br
ANTÔNIO CARLOS CANALE
USP - EESC, São Carlos - SP, Brasil - E.mail: canale@sc.usp.br
JOSÉ ROBERTO SARAIVA, NICOLAS BASILE VALTAS & JOSÉ EDUARDO D'ELBOUX
Mercedes-Benz do Brasil S.A., São Bernardo do Campo-SP, Brasil

Abstract

The aim of this paper is to present a computational system for analyses of performance of the commercial vehicle. The accelerating performance of a road commercial vehicle is an item which shows the vehicle quality for both, manufacturer and customer The work contains a database and an interface design for commercial vehicles. This computational system has been evaluated based on the values of experimental tests.

Palavras-chave

Sistema computacional, banco de dados, simulação, veículos rodoviários comerciais / Computational system, database, simulation, road commercial vehicles.

1. INTRODUÇÃO

Este trabalho apresenta um sistema simulador para o cálculo dos parâmetros de desempenho de veículos comerciais. O sistema é uma ferramenta para o engenheiro automotivo analisar o desempenho de veículos simples e/ou combinados na tração sob qualquer condição operacional e em qualquer pavimento. Na avaliação do desempenho de veículos, utiliza-se, normalmente, os seguintes parâmetros: velocidade máxima, capacidade de aclive máxima, aceleração máxima, capacidade máxima de tração, diagrama para trocas de marchas, tempo e distância na aceleração e retomada de velocidade.

Com o simulador proposto, o usuário pode realizar diversas funções como: entrar com as características funcionais e construtivas de um veículo, salvar os dados do veículo em banco de dados, utilizar um veículo semelhante para cálculo e, ainda, obter os resultados em forma de gráficos, tabelas ou relatórios.

O sistema computacional desenvolvido permite uma padronização e flexibilidade nos seguintes aspectos: desenvolvimento de outros tipos de veículos; estudo do movimento do veículo durante a freagem; análise de diversos tipos de suspensões e de outros tipos de tração; entre outras análises possíveis.

O presente trabalho contém, ainda, um projeto lógico do banco de dados e das telas do sistema e exemplos dos resultados na forma de gráficos dos parâmetros de desempenho para um veículo exemplo da Mercedes-Benz do Brasil.

As características do sistema computacional quanto às possibilidades de estudos e resultados estão descritas na seção 2. O sistema computacional desenvolvido contém uma opção para o gerenciamento de arquivo para o cadastramento de veículos. Uma extensão é a transformação dos arquivos em um banco de dados, isto é, a utilização de conjunto de dados relacionados (Elmasri & Navathe, 1989) no qual o veículo é composto por objetos que representam seus componentes. Um projeto lógico para um banco de dados para a análise de desempenho e de consumo de combustível de veículos rodoviários comerciais (seção 3.1) e o gerenciamento de arquivo de dados (seção 3.2) são apresentados na seção 3.

2. Características do Sistema Computacional

O sistema computacional desenvolvido permite ao usuário escolher diversas opções para análise, tais como:

- estudo das forças ideais ou reais envolvidas no movimento do veículo;
- tipos de veículos: simples (cavalo, ônibus, caminhão e automóvel) ou combinado (cavalo semi-reboque);
- tipos de sistemas de tração (4x2, 4x4, 6x2, 6x4);
- condições operacionais (carga do veículo, posição do centro de gravidade, entre outras);
- parâmetros para o cálculo das forças resistivas (inclinação da pista; coeficiente de resistência ao rolamento constante ou variando linearmente com a velocidade; coeficiente aerodinâmico; velocidade do vento; coeficiente devido à inércia das partes rotativas);
- definição da carga do motor para obtenção dos parâmetros de desempenho;
- tipo de estudo (com ou sem restrições dos pneumáticos);
- no cálculo do tempo e da distância na aceleração e na retomada de velocidade com ou sem sobrerotação do motor;
- análise de desempenho e previsão de consumo de combustível para veículos com eixos traseiros de uma ou duas velocidades e com caixas de transferências;
- definição de ciclos de rodagem, isto é, de perfis de velocidade versus tempo para análise de consumo;
- definição de perfis topográficos.

O sistema computacional desenvolvido pode ser utilizado em diversas aplicações, tais como: definição e avaliação do sistema de transmissão pelo projetista, desde a etapa de projeto até testes de campo do veículo; comparação dos resultados entre veículos de mesma aplicação; comparação com os veículos da concorrência; otimização do veículo buscando sua melhor potencialidade para o fim que foi desenvolvido, entre outras.

A execução do sistema computacional permite a obtenção dos seguintes resultados:

- forças ideais no veículo;
- distribuição das forças normais ideais nos eixos do veículo;
- determinação dos coeficientes de resistência ao rolamento e ao arrasto aerodinâmico;
- gráficos e tabelas das informações do motor, tais como: torque, potência e consumo específico versus rotação;
- diagramas e tabelas da força de tração total e da força resistiva total pela velocidade do veículo, conforme ilustrado na figura 1 para um veículo com 16 marchas do tipo cavalo semi-reboque.
- parâmetros de desempenho para as diversas marchas e condições operacionais (velocidade máxima, capacidade máxima de aclive, aceleração máxima);

- gráfico e respectiva tabela do "diagrama dente de serra", isto é, escalonamento das rotações pela velocidade do veículo;
- determinação do tempo e da distância para o veículo acelerar ou efetuar retomada de velocidade em uma seqüência de marchas escolhida;
- determinação do tempo para o veículo percorrer uma distância preestabelecida a partir de uma velocidade inicial e com uma seqüência de marchas escolhida;
- determinação do melhor escalonamento de marchas que resulte em tempo mínimo e respectiva distância para o veículo acelerar ou efetuar retomada de velocidade;
- gráficos e relatórios dos diagramas de velocidade versus tempo e de velocidade versus uma distância percorrida para o veículo acelerar utilizando todas as marchas até atingir a sua velocidade máxima;
- relatório do tempo e da distância na aceleração ou na retomada de velocidade para todas as combinações possíveis de seqüência de marchas;
- forças reais atuando no veículo em uma determinada marcha;
- diagramas e tabelas de consumo de combustível para o veículo trafegando em velocidade constante em uma determinada marcha;
- relatório de consumo de combustível para o veículo percorrendo um ciclo de rodagem;
- relatório de consumo de combustível para o veículo percorrendo um perfil topográfico.

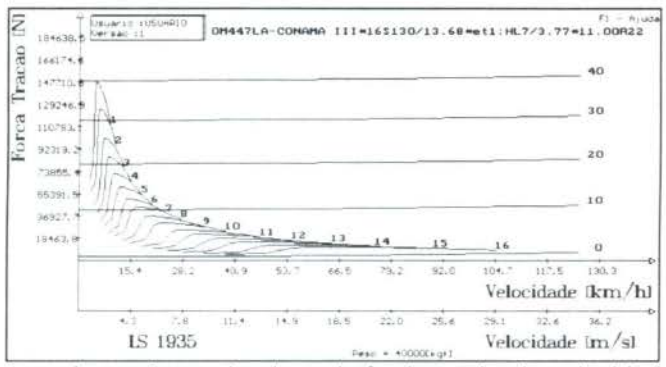


Figura 1- Forças de tração total e de resistência total pela velocidade do veículo

A solução dos modelos matemáticos foi efetuada através da utilização de soluções numéricas e analíticas sendo implementadas no sistema computacional. Algumas equações foram resolvidas iterativamente, como por exemplo o cálculo da velocidade máxima do veículo. Utilizou-se, também, para a determinação de alguns parâmetros de desempenho uma solução numérica para a determinação do ponto de máximo local de funções, como por exemplo o cálculo da capacidade máxima de aclive. Os valores intermediários aos de entrada das curvas características dos motores Diesel foram obtidos através de interpolações lineares. A modelagem matemática resultou diversos sistemas de equações que são descritos por Navarro (1997). As equações com soluções analíticas, inclusive as diferenciais para a determinação do tempo e da distância na retomada foram resolvidas analiticamente.

3. GERENCIAMENTO DE DADOS

Determinados dados de aplicações não convencionais possuem características particulares e mais complexas. Para representação dos dados dessas aplicações pode-se utilizar a modelagem orientada a objetos. Essa modelagem tem como principais características a utilização dos conceitos de abstração e a definição de métodos para modelar o comportamento de objetos. Uma das abstrações dos Modelos Orientados a Objetos é a de suportar a representação de hierarquia de composição (Camolesi & Traina, 1993). Esta forma

de modelagem é bastante útil na definição de um banco de dados para o desenvolvimento de simuladores de desempenho de veículos automotores. Os resultados da modelagem de um banco de dados de um veículo rodoviário estão descritos na seção 3.1.

No projeto lógico de um banco de dados é preciso considerar as categorias de abstração de dados para a construção do modelo lógico. Uma técnica de projeto é a "modelo entidade-relacionamento" em que os dados são representados por tipos entidades e por tipos de relacionamentos (Chen, 1990; Elmasri & Navathe, 1989). Os bancos de dados comerciais, normalmente, utilizam os dados no modelo relacional (Elmasri & Navathe, 1989), isto é, os dados são representados fisicamente por conjuntos expressos na forma de tabelas. Após a construção do modelo lógico é necessário mapeá-lo para o modelo relacional. Algumas operações para manipularem dados na forma de tabelas estão apresentadas na seção 3.2.

3.1 Projeto Lógico para um Banco de Dados

Para notação da hierarquia de composição será utilizado o conceito de gramática (Hopcroft & Ullman, 1979), que é um mecanismo gerador de sentenças. Uma gramática é composta por um símbolo inicial (In), símbolos não-terminais (Vn), símbolos terminais (Vt) e regras de produção (Pr). A partir do símbolo inicial S aplicam-se as regras de produção Pr gerando formas sentenciais. A sentença é cadeia de símbolos terminais Vt.

A estrutura de hierarquia de composição pode ser expressa pela seguinte gramática: Vt = { pf(s), /, [,]};Vn = {P};In = P;Pr = {p1: P → pf(s)[P]P; p2: P → /}.

O lado esquerdo da regra de produção p1 está associado ao não-terminal P que deriva diretamente o lado direito pf(s)[P]P. O terminal pf(s) representa o elemento a ser detalhado e para esse tipo de símbolo existe uma lista de atributos -s- possivelmente nula. Esta regra de produção pode ser aplicada recursivamente através da substituição do não-terminal P. A regra de produção p2 finaliza o processo de recursividade.

A fim de exemplificar a aplicação dessa gramática, modelam-se os dados de um veículo rodoviário. A seguir ilustram-se os passos seguidos:

1° passo - aplica-se a regra de produção p1 três vezes.

P ⇒ sistema elétrico () [P] P ⇒ sistema elétrico () [P] sistema mecânico (rendimento) [P] P ⇒ sistema elétrico () [P] sistema mecânico (rendimento) [P] sistema hidráulico () [P] P

2° passo - aplica-se a regra de produção p2 três vezes. Nas formas sentenciais são utilizadas as seguintes denominações: **se** para sistema elétrico, **sm** para sistema mecânico, **sh** para sistema hidráulico e **r** para rendimento.

⇒ se() [/] sm(r) [P] sh() [/] /

3° passo - para detalhar o sistema mecânico, aplica-se a regra de produção p1 quatro vezes.

⇒ se() [/] sm(r) [freio(eficiência) [P] motor() [P] câmbio(número de marchas, reduções, rendimentos) [P] eixo traseiro(redução, rendimento) [P] P] sh() [/] /

4° passo - aplica-se a regra de produção p2 quatro vezes.

⇒ se() [/] sm(r) [freio(eficiência) [P] motor() [/] câmbio(número de marchas, reduções, rendimentos) [/] eixo traseiro(redução, rendimento) [/] /] sh() [/] /

5° passo - para decompor o tipo de freio em freio a tambor e a disco aplica-se a regra de produção p1 duas vezes e p2 três vezes.

⇒ se() [/] sm(r) [/] freio(eficiência) [tambor() [/] disco() [/] /] motor() [/] câmbio(número de marchas, reduções, rendimentos) [/] eixo traseiro(redução, rendimento) [/] /] sh() [/] /

A sentença acima representa uma estrutura em "árvore" para a hierarquia de composição dos dados de um veículo. Nesta sentença, a cada primeiro colchete '[' encontrado detalha-se

um nível e a cada colchete ']' fecha-se a "sub-árvore" deste nível. A figura 2 ilustra esta especialização. As "folhas" são representadas por '[/]'. Com a aplicação da regra de produção p1 um maior número de vezes pode-se detalhar mais os dados do objeto em estudo. A partir dessa sentença criam-se tabelas para os componentes, assim como uma tabela para guardar a própria estrutura conhecida como "meta base de dados" (Elmasri & Navathe, 1989).

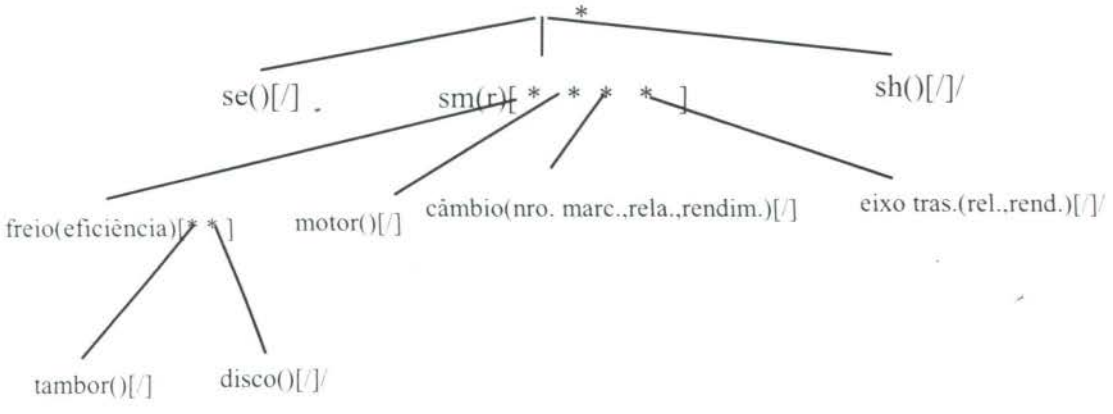


Figura 2- Hierarquia de composição dos dados de um veículo

A figura 3 apresenta o modelo lógico para um banco de dados de um sistema computacional para a análise de desempenho e de consumo de combustível através da utilização da técnica "modelo entidade-relacionamento" desenvolvida por Chen (1990). O modelo apresentado segue a notação de linhas simples e duplas quando o relacionamento for, respectivamente, opcional e obrigatório, e também contém a especialização de disjunção representada pela letra "d", isto é, uma entidade não pode estar em duas subclasses ao mesmo tempo, conforme teoria apresentada por Elmasri & Navathe (1989). No diagrama da figura 3 dividiu-se a superclasse VEÍCULO em subclasses, pois alguns atributos para os veículos simples são diferentes dos atributos para os veículos combinados. Pelo mesmo motivo de diferenciação de atributos, os veículos com sistemas de tração diferentes (4x_ e 6x_) foram divididos. Os tipos de entidades MOTORES, CÂMBIO, PNEUS, ETS (eixos traseiros) e CXTS (caixas de transferências) representam os componentes do veículo. As características construtivas e funcionais dos veículos estão representadas na superclasse VEÍCULOS. Os estudos realizados com o sistema computacional são cadastrados nos seguintes tipos de entidades: DESEMPES (dados para análise de desempenho e consumo a velocidade constante), IDEAIS (dados para análise das forças ideais), CGS (dados para a determinação do cg e do passeio do cg), RESIS (dados para determinação dos coeficientes f e C_D), ECICLOS (dados para análise de consumo em ciclo de rodagem), EPERFIS (dados para análise de consumo em perfil topográfico). Os tipos de entidades CICLOS e PERFIS, representam, respectivamente, o cadastramento de novos ciclos de rodagem e o cadastramento de novos perfis topográficos. No diagrama da figura 3 não foram representados os atributos. Os atributos são as características para cada tipo de entidade.

O sistema computacional desenvolvido realiza todas as operações descritas na seção 2 e utiliza um modo seqüencial de entrada de dados. Um projeto lógico para a entrada de dados na forma de janelas e utilizando um banco de dados semelhante ao da figura 3 está ilustrado nas figuras 4 e 5. Essas figuras representam, respectivamente, a tela principal do sistema juntamente com uma janela para a atualização do componente CÂMBIO do veículo e a tela para cadastramento de veículos. Navarro (1991) apresenta conceitos de engenharia de "software" para o desenvolvimento de sistemas computacionais.

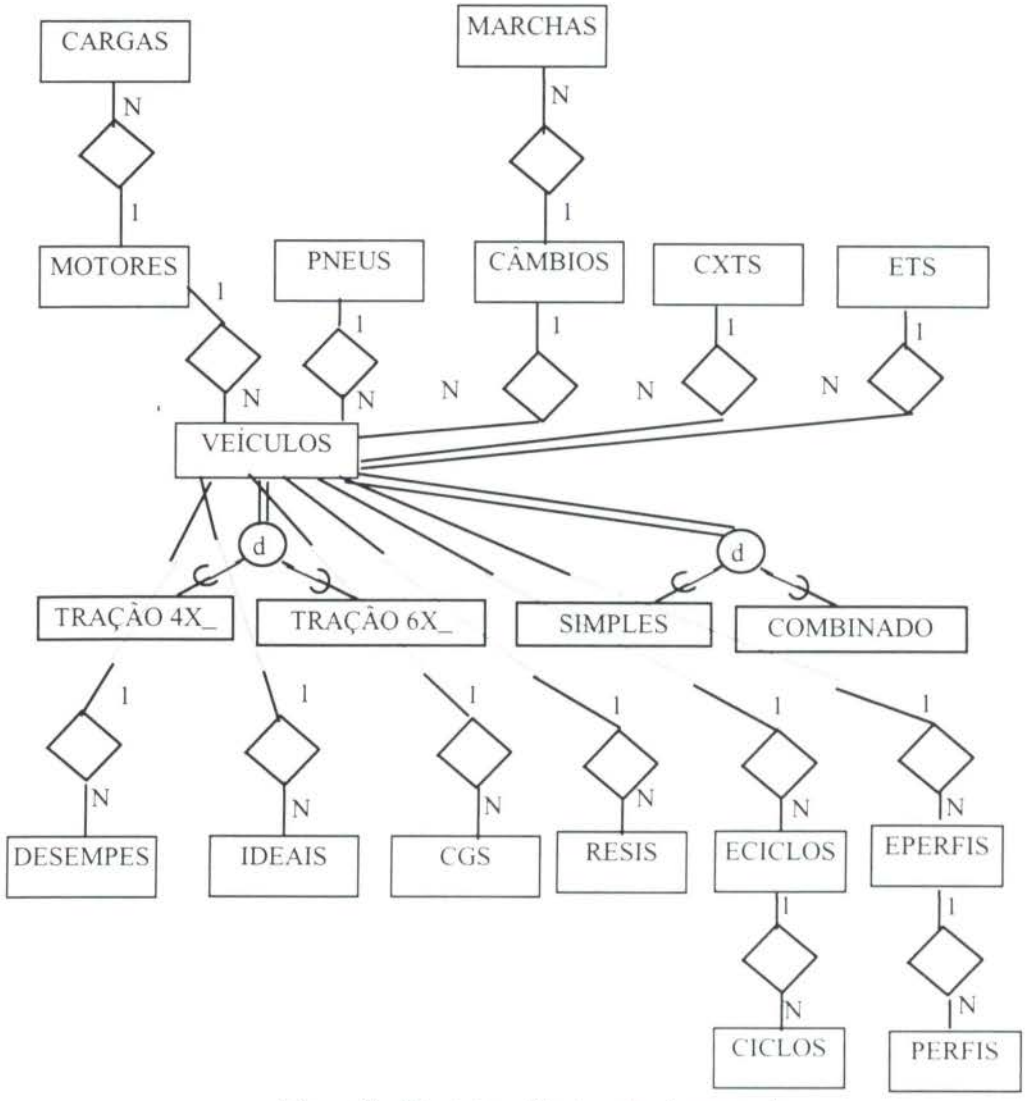


Figura 3 - Modelo entidade-relacionamento

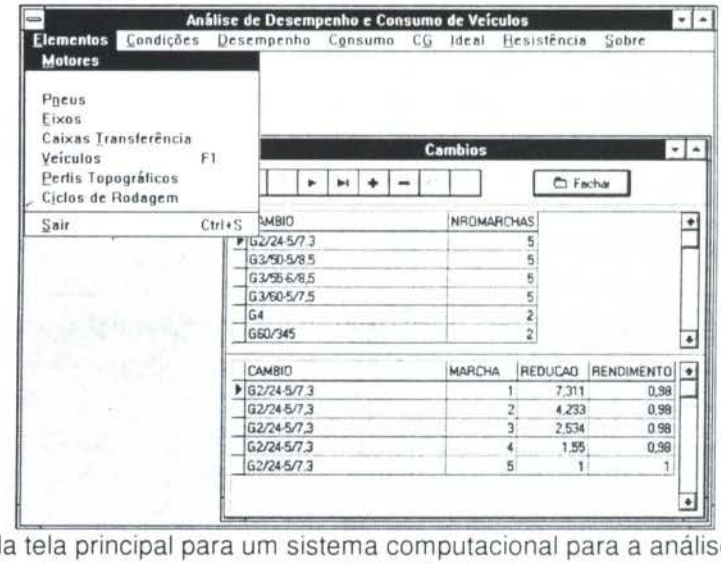


Figura 4 - Projeto da tela principal para um sistema computacional para a análise de desempenho e consumo na forma de janelas

Figura 5 - Projeto da tela para o cadastramento de veículos para um sistema computacional para a análise de desempenho e consumo na forma de janelas

3.2 Gerenciamento de Arquivo de Dados

O modelo relacional é implementado através de arquivos que são compostos de registros divididos em campos. Com o aumento do número de dados armazenados em um arquivo e com a freqüência e complexidade de acesso surgem problemas de eficiência. A estratégia de armazenamento e acesso de um registro em um arquivo é definida utilizando os conceitos de organização de arquivos (Elmasri & Navathe, 1989; Furtado & Santos, 1988). Uma das formas de organização é a de arquivo indexado (Furtado & Santos, 1988:118-122), em que os registros de dados são recuperados através de um ou mais índices. Os registros dos arquivos de dados são desordenados. O acesso a um registro do arquivo de dados é realizado por meio de uma busca binária do endereço no arquivo de índice. Com esse endereço é feito um acesso direto no arquivo de dados.

Para a organização de dados do sistema computacional desenvolvido foram utilizados arquivos indexados. Os métodos de acesso aos dados são classificados em duas classes, ou seja, Arquivo e Registro.

Na classe Arquivo, o arquivo é considerado em sua totalidade e contém os seguintes métodos:

- **Novo()** cria um arquivo novo, inexistente;
- **Ler()** abre um arquivo existente;
- **Diretório()** exibe os arquivos de dados do diretório corrente ou de outro;
- **Imprimir()** imprime todos os registros existentes no arquivo de dados.

Na classe Registro são realizadas as operações com registros do arquivo. Esta classe contém os seguintes métodos:

- **Listar()** apresenta ordenadamente na tela registro por registro do arquivo para o usuário escolher um para análise;
- **Procurar()** procura através da chave primária um determinado registro. Neste método como no anterior o acesso é feito sempre através de busca binária no arquivo de índice;
- **Apagar()** apaga um determinado registro. Neste método o registro não é excluído fisicamente e sim logicamente através de uma marcação especial;
- **Gravar()** salva um determinado registro no arquivo. Neste método o registro é gravado em cima de um registro apagado logicamente ou no final do arquivo de dados e o arquivo de

índice é reordenado;
- **Imprimir()** imprime um determinado registro escolhido pelo usuário através dos métodos Listar() ou Procurar().

4. Conclusão

A partir dos modelos matemáticos e dos procedimentos de cálculos desenvolvidos, elaborou-se um sistema computacional com utilidade prática, uma vez que o referido sistema foi desenvolvido levando em consideração as informações de testes práticos de pista. Esses dados foram utilizados em comparações teórico-experimentais. O sistema computacional descrito no presente trabalho, para microcomputador, possui uma interface interativa para entrada de dados, permitindo a análise de diversos tipos de veículos e várias possibilidades de cálculo, conforme descrito na seção 2. Os resultados obtidos a partir do sistema computacional desenvolvido obedecem às normas de testes de pista. O sistema foi aplicado em diversos veículos, tendo proporcionado a obtenção de bons resultados, mostrando que o mesmo é capaz de contribuir para melhorar o desempenho de veículos, o meio ambiente e a segurança veicular, meta prioritária do governo federal para reduzir acidentes de trânsito.

5. Referências Bibliográficas

Canale, A.C. ***Estudo do desempenho de autoveículos rodoviários considerando o passeio do centro de gravidade e restrições impostas pelo binômio pneumático x pavimento***. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos Universidade de São Paulo, São Carlos, 1991, 290p.

Camolesi Jr., L. & Traina Jr., C. Tratamentos de múltiplos aspectos de projetos através de um gerenciador de esquemas de dados para modelos orientados a objetos. Campina Grande: ***Anais do VIII simpósio Brasileiro de Banco de Dados***, maio, p.282-296, 1993.

Chen P. Modelagem de Dados: ***A abordagem entidade-relacionamento para projeto lógico.*** São Paulo: McGraw-Hill Makron, 1990, 80p.

Elmasri, R. & Navathe, S. B. ***Fundamentals of database systems.*** Addison Wesley Series, The Benjamin/Cummings Publising Company, 1989, 802p.

Furtado, A. L. & Santos C. S. ***Organização de banco de dados.*** Rio de Janeiro: Editora Campus, 1988, 281p.

Hopcroft, J. E. & Ullman, J. D. ***Introduction to automata theory, languages, and computation.*** Addison-Wesley Publising Company, 1979, 418p.

Navarro, H. A. ***Desenvolvimento de um sistema para programação comando numérico para peças rotacionais***. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1991, 140p.

Navarro, H. A. ***Desempenho na aceleração e consumo de combustível de veículos rodoviários comerciais.*** São Carlos, Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 1997, 184p.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB902

OTIMIZAÇÃO APLICADA À CONFIGURAÇÃO E OPERAÇÃO DE SISTEMAS DE COGERAÇÃO / *SYNTHESIS AND OPERATION OPTIMISATION OF COGENERATION SYSTEMS*

Flávio Neves Teixeira, André Ramon Silva Martins & Luiz Augusto Horta Nogueira
Instituto de Engenharia Mecânica, Escola Federal de Engenharia de Itajubá - EFEI
CEP 37.500-000, Itajubá, Minas Gerais, Brasil - E-mail: horta@iem.efei.rmg.br

Abstract

A methodology to specify and operate optimally cogeneration plants is presented, aiming to lower the cost for energy production, attending electric power, heating and cooling demands. The general configuration adopted for the cogeneration system includes prime mover, heat recovery steam generator, process boiler, conventional and absorption cooling systems and electricity supply from utility. The equipment capacities and operational policy for the cogeneration plant are determined simultaneously in order to minimise the pay back time. It is presented the modelling of thermal (low and high temperature) and electric loads, taking into account constant demand in 8 periods of time over the year and according the periods used by utilities to price energy. It is developed the modelling of prime movers, using lineal approach to simulate the dependence performance and useful heat availability on the load factor, allowing to consider real commercial equipment. A case study is solved for a shopping center, in order to demonstrate the validity of the proposed method.

Keywords

Cogeneration, Optimisation of Thermal Systems, Gas Turbines, Alternatives Engines
Cogeração, Otimização de Sistemas Térmicos, Turbinas a Gás, Motores Alternativos

1. INTRODUÇÃO

Os sistemas de cogeração são aqueles em que se faz, simultaneamente, e de forma sequenciada, a geração de energia elétrica ou mecânica e energia térmica (calor de processo e/ou frio), a partir da queima de um combustível. O interesse na cogeração vem do fato que a transformação de energia térmica em energia mecânica só pode ser efetuada com um aproveitamento relativamente baixo da energia disponível nos combustíveis. Desse modo, ao se utilizar a energia necessariamente rejeitada pelo ciclo térmico de uma unidade de processo, reduz-se as perdas energéticas, permitindo abastecer ambas as demandas com quase o mesmo consumo de combustível. Sobre essa racionalidade termodinâmica se baseiam todas as vantagens da cogeração, já que níveis mais altos de eficiência implicam em reduzir o consumo de combustível e todos os demais custos associados, inclusive o custo ambiental (Nogueira, 1996).

No presente trabalho desenvolve-se uma metodologia para a configuração de sistemas de cogeração frente a um dado perfil de demandas de calor, frio e eletricidade conhecidos 'a priori'. Nesse modelo objetiva-se mostrar que o tamanho do sistema de cogeração

determinado otimamente pela consideração simultânea de uma estratégia operacional apresenta como resultado final uma melhor configuração para o atendimento das demandas da unidade de processo. O método proposto efetua a priorização da viabilidade segundo o indicador econômico tempo de retorno do projeto.

2. SISTEMAS DE COGERAÇÃO

A cogeração não é uma tecnologia nova e já tem sido utilizada em muitas unidades industriais desde o início deste século como um meio econômico de fornecer, parcial ou totalmente, suas necessidades térmicas e elétricas. Contudo, apenas nos últimos anos a cogeração ganhou expressivo impulso. No Brasil, o custo relativamente baixo da energia elétrica e a disponibilidade de recursos hídricos limitou até anos recentes uma maior utilização da cogeração. Entretanto, a redução da oferta de energia hidroelétrica, o novo cenário institucional no Setor Energético brasileiro e a crescente importância da conservação de energia, tem aberto boas possibilidades para estes sistemas de utilização combinada de calor e potência no cenário brasileiro. Os principais ciclos térmicos utilizados em cogeração empregam motores alternativos, turbinas a gás e turbinas a vapor. Em todos eles existe, necessariamente, a rejeição de calor não convertido em potência de eixo e que pode então ser utilizado para atender uma demanda térmica. Essa recente expansão da cogeração está em boa medida associada ao uso de turbinas a gás e motores alternativos do ciclo Diesel, devido a: adequação a cargas da ordem de centenas de kW até a dezenas de MW, facilidade de instalação e operação e fundamentalmente ao seu custo e possibilidade de utilização de gás natural; no presente estudo tais acionadores primários foram selecionados, tendo-se excluído as turbinas a vapor.

O uso de sistemas de cogeração pode resultar em economias substanciais de energia. Entretanto, esses sistemas usualmente resultam em maiores gastos iniciais com equipamentos do que os sistemas convencionais. Assim, este investimento em sistemas de produção combinada de calor útil e energia elétrica deve ser justificado pela redução dos custos energéticos, para atendimento das necessidades de calor e/ou frio e mais evidentemente para atender ao consumo de energia elétrica (Balestieri et al., 1994).

3. MÉTODO DE PLANEJAMENTO ÓTIMO

No desenvolvimento da metodologia a ser empregada, inicialmente se apresentam as condições iniciais e de referência a serem consideradas, modelando-se a seguir as cargas térmicas (calor e frio) e elétricas, bem como os sistemas dos acionadores primários e das fontes de calor útil, concluindo-se com o método de resolução.

A formulação do problema segue a abordagem sugerida pelos trabalhos realizados por Ito e seus colaboradores (Ito et al., 1987, 1994). O primeiro passo foi designar quais tipos de acionadores primários e equipamentos seriam considerados. Neste trabalho, foi assumida a possibilidade da instalação de quantas turbinas a gás e/ou motores Diesel forem necessários, permitindo-se ainda a seleção de até três equipamentos com capacidades e tipos diferentes, pré selecionados de um banco de dados onde constam 350 modelos (224 turbinas a gás e 126 motores Diesel) com os dados de desempenho e custo. As caldeiras de recuperação e de processo e os 'chillers' de compressão e de absorção são os equipamentos que completam o sistema de cogeração.

A configuração básica da central de cogeração pode ser melhor compreendida observando a Figura 1 onde a demanda de energia elétrica pode ser suprida pela compra da concessionária,

complementada ou totalmente substituída pela geração elétrica nas máquinas térmicas, podendo também ser considerada a possibilidade de venda de algum eventual excedente gerado (linhas verdes na figura). Para a demanda de energia térmica, considerou-se a possibilidade de geração de calor através de caldeiras convencionais (ou auxiliares) de processo e/ou em caldeiras de recuperação utilizando a energia térmica disponível nos gases quentes de exaustão das turbinas ou motores (linhas vermelhas). No que diz respeito à produção de frio (linhas azuis), também procurou-se abranger as principais variantes possíveis, ou seja, sua produção empregando 'chillers' de compressão, assim a fonte energética é a eletricidade e/ou a produção de frio via 'chillers' de absorção, sendo nesse caso, adotada como fonte energética o calor, que poderá ser gerado segundo os métodos já comentados. O essencial é que a escolha da configuração que deverá compor o sistema de cogeração considere o atendimento das demandas térmicas e elétricas do processo sob condições favoráveis de custo, eficiência e confiabilidade, acompanhando as curvas de demanda e de oferta e tendo-se em conta os distintos valores das tarifas de energia elétrica e custos de combustível além dos custos de capital dos equipamentos.

3.1 Modelagem das Cargas

As cargas a serem atendidas seja pelo sistema convencional ou pelo sistema de cogeração incluem as cargas associadas à demanda de energia elétrica, calor de processo e frio. Para cada uma das demandas identificadas ou estimadas, foi assumida como conhecida uma distribuição de potências constantes requeridas ao longo de oito períodos anuais, por sua vez definidos em função das características próprias do mercado de energia elétrica e do comportamento típico de consumidores industriais e comerciais. Tais períodos anuais resultam da combinação dos períodos de ponta, fora de ponta e noturno, ao longo do dia, feriados e fim de semana mensais e períodos úmidos e secos, ao longo do ano (8760 horas). Como um exemplo dos dados de demanda energética necessários para modelar um consumidor, observe a Figura 2 cujas curvas de duração ou monótonas de carga para a energia elétrica, calor útil e frio estão representadas. Na Tabela 1 os períodos de consumo estão representados por siglas correspondentes aos períodos considerados, a saber: PS, período seco, PU, período úmido, DU, dia útil, FS, final semana, FP, fora de ponta, PO, ponta e NO, noturno. É importante observar que a divisão horária ao longo dos dias é efetuada apenas nos dias úteis.

Como o consumo de energia elétrica ocorre de modo desigual ao longo do tempo, o custo de seu fornecimento está relacionado diretamente com o período de atendimento das cargas. Buscando sinalizar estes custos para o consumidor, a partir de meados dos anos oitenta, foi implantada no Brasil uma estrutura tarifária horosazonal para a energia elétrica, com valores distintos para a energia e a potência conforme o período em que se dá o consumo. Esse modelo tarifário tem como objetivo induzir o consumidor a utilizar a energia elétrica de uma forma mais racional, promovendo seu uso durante os períodos de menor demanda.

3.2 Modelagem dos Acionadores Primários

A determinação das configurações ótimas de sistemas de cogeração requer uma boa base de dados de equipamentos que permita a avaliação de sua operação frente a distintas condições e carga eletromecânica e térmica. Neste sentido, modelar o desempenho de sistemas de cogeração, avaliando os custos fixos de cada equipamento e os custos operacionais (custos energéticos, O&M) é de grande interesse no sentido de melhor utilizar os recursos disponíveis, seja em equipamentos ou na energia dos combustíveis utilizados.

De acordo com os trabalhos desenvolvidos por Ito et al, (1987), pode-se modelar o desempenho e as disponibilidades de energia elétrica e calor útil de acordo com a Figura 3.

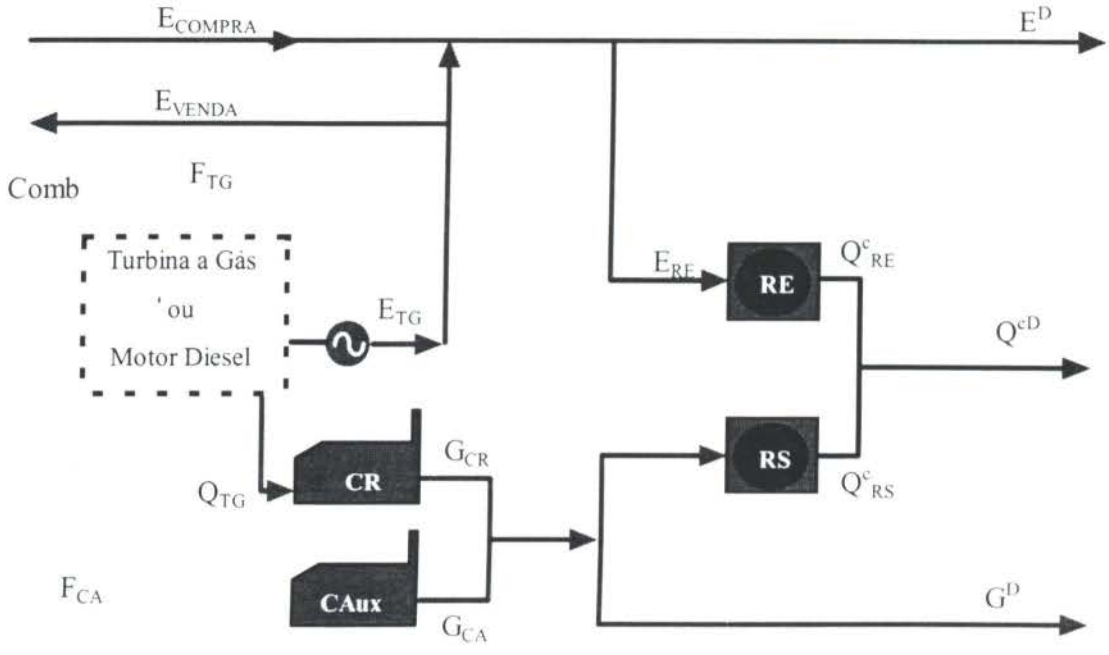


Figura 1 - Estrutura básica da central de cogeração estudada.

Tabela 1: Demandas de um Shopping Center e períodos de consumo

Periodo	EE(MW)	CP(MW)	FR(MW)	Tempo(h)	% Tempo
PS DU FP	*1,2*	*0,9*	*5,1*	*2172*	*0,248*
PS DU PO	*1,0*	*1,3*	*4,8*	*437*	*0,050*
PS DU NO	*0,3*	*0,0*	*2,7*	*846*	*0,097*
PS FS	*1,2*	*1,6*	*3,6*	*1609*	*0,184*
PU DU FP	*1,5*	*1,2*	*6,0*	*1585*	*0,181*
PU DU PO	*1,2*	*1,5*	*5,4*	*319*	*0,036*
PU DU NO	*0,3*	*0,0*	*3,6*	*618*	*0,071*
PU FS	*1,4*	*2,1*	*4,2*	*1174*	*0,134*

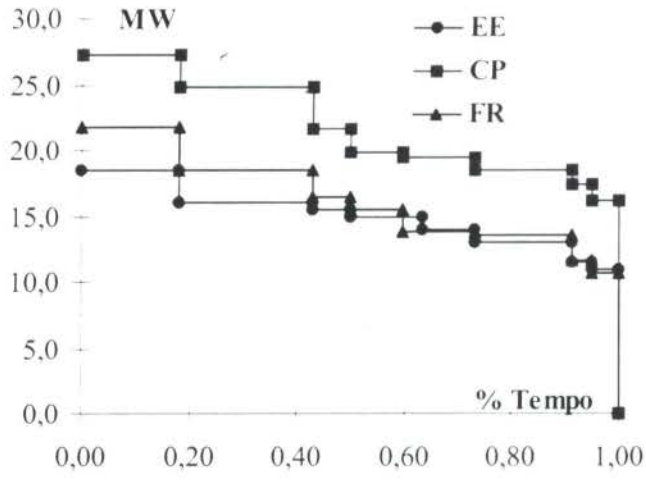


Figura 2 - Curvas de duração para um Shopping Center

Esta parametrização pode ser ajustada baseando-se em dados de fabricantes, cujas variáveis a serem consideradas são a potência (W_0), consumo (X_0) e o calor útil (Q_0) nas condições nominais, além da variação do desempenho com a carga, avaliado através de curvas da variação do rendimento ou do consumo específico com a carga no eixo. Caso essas curvas não estejam disponíveis, um parâmetro importante é o consumo a vazio que corresponde, em geral, entre 10% e 30% do consumo nominal

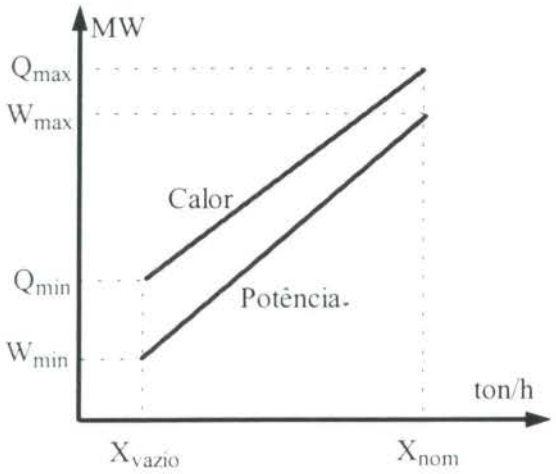


Figura 3 - Parametrização de acionadores primários para sistemas de cogeração.

(Nascimento et al., 1996).

$$E_{COG} = \frac{W_0}{(1-B)*X_0} * X - \frac{B*W_0}{(1-B)} \qquad (1)$$

e

$$Q_{COG} = \frac{Q_0}{(1-D)*X_0} * X - \frac{D*Q_0}{(1-D)} \qquad (2)$$

sendo B e D os consumos a vazio para a produção de potência elétrica e calor útil, respectivamente.

Neste sentido foi preparado um banco de dados de equipamentos de cogeração dos rincipais fabricantes de turbinas a gás e motores Diesel com os parâmetros necessários para a nearização. Assim, de acordo com os dados de desempenho para cada equipamento, pode-se eterminar a potência eletromecânica e o calor útil disponíveis conforme as equações 1 e 2.

.3 Formulação do Problema

O mérito na implantação de sistemas de cogeração decorre de dois fatores principais: lanejamento operacional e tamanho adequado da planta. No presente trabalho, ambos os spectos são avaliados para uma central, cuja configuração é determinada otimamente pela onsideração simultânea destes fatores, conforme dito anteriormente.

Em termos práticos, para a obtenção de resultados no presente trabalho utilizou-se um rograma em Excel 7.0, capaz de incorporar os modelos apresentados anteriormente e esenvolver uma rotina de otimização, com uma função objetivo complexa e sujeita à estrições lineares e inteiras. A estrutura adotada para este programa é:

MINIMIZAR: Tempo de Retorno.

CÉLULAS VARIÁVEIS: Número de acionadores primários, a partir de 3 modelos pré elecionados dentre o parque de acionadores primários; porcentagem de frio produzido pelo iclo de absorção; consumo nos acionadores, para cada período;

RESTRIÇÕES: Levam em conta a imposição de que o número de acionadores seja inteiro maior ou igual a zero; que a fração de frio produzido pelo sistema de absorção situe-se entre ero e um, bem como o consumo de combustível e potência gerada nos acionadores também ejam positivos e limitados pelas características do equipamento.

A energia elétrica e o calor útil totais cogerados são calculados de acordo com as quações 1 e 2 para cada acionador, multiplicados pelo número de unidades a ser empregado. O consumo de energia elétrica no 'chiller' de compressão é calculado levando-se em conta a emanda de frio no período, o coeficiente de performance e a fração a ser atendida pelo ventual ciclo de absorção. Conhecidos a demanda de energia elétrica da planta, o consumo de nergia elétrica no 'chiller' de compressão e a energia elétrica cogerada total, pode-se eterminar a energia em 'déficit' ou excedente em cada período através do balanço de energia létrica, que considera, para cada período, a energia elétrica cogerada, consumida diretamente consumida na produção de frio. Analogamente se efetua o balanço de energia térmica, onde

deve ser computado o consumo de calor no 'chiller' de absorção, que por sua vez depende do coeficiente de performance e da fração de frio a ser atendida por este sistema.

O consumo de combustível para o sistema de cogeração é determinado pelo Solver em função da geração de energia elétrica necessária para abastecer as demandas e para o fornecimento de calor adicional pela caldeira auxiliar, leva em conta o calor em 'déficit', o rendimento da caldeira e o poder calorífico do combustivel.

Como o critério adotado para a escolha da configuração ótima depende dos custos operacionais e dos custos iniciais com equipamentos, é necessário a determinação desses valores a fim de avaliar a eficácia do método. Para o cálculo dos custos operacionais com cogeração considera-se duas opções: se houver energia em 'déficit', computa-se para cada período de demanda tanto o valor da energia a ser comprada como também o valor de demanda contratada, além dos consumos e custos de combustível para o sistema de cogeração e para a caldeira auxiliar; se houver excedente, desconta-se o valor dessa energia em excesso e calcula-se os custos com combustível de maneira análoga à anterior e também para cada período de consumo.

Para o cálculo do custo operacional do sistema convencional, consideram-se as demandas de energia elétrica final mais o consumo pelo 'chiller' de compressão, além da demanda contratada. Também se tem em conta os custos das demandas de calor de uso final mais o consumo pelo 'chiller' de absorção calculados em relação ao custo do combustivel, à eficiência da caldeira e ao poder calorífico do combustível. Essas considerações são feitas para cada período de consumo.

Os custos com os equipamentos que irão compor o sistema de cogeração leva em conta o número de equipamento vezes o seu custo respectivo. Para algumas turbinas a gás, conseguiu-se os preços reais via Internet sendo que para as restantes estes custos foram estimados. Os outros equipamentos que compõem o sistema de cogeração tiveram seus preços calculados segundo Bohen (1987) em função das capacidades requeridas.

A função objetivo a qual o programa deve minimizar, ou seja, o tempo de retorno (TR), é calculada pela seguinte expressão:

$$TR = \frac{-\ln\left(1+\frac{i}{100}\right)}{\ln\left(1-\frac{i}{100}*\frac{CI}{\Delta CO_{COG}}\right)} \qquad (3)$$

sendo i a taxa de juros considerada, CI o custo com equipamentos que deverá se implantar e ΔCO a economia anual devido a introdução do sistema de cogeração.

Esses indicadores Energéticos e Econômicos é que apontarão preliminarmente as vantagens eventualmente associadas à adoção da cogeração. Além disso, a autoprodução e o gerenciamento de cargas irão melhorar o suprimento energético mesmo na eventualidade de falta de alimentação pela concessionária local, de forma a reduzir o impacto de eventuais racionamentos da energia. Estes aspectos são de mais difícil contabilização, ainda que tenham inegável importância estratégica.

4. ESTUDO DE CASO

Após feito todo o desenvolvimento metodológico, foi efetuado um estudo de caso, considerando os dados de consumo de um Shopping Center, apresentados na Tabela 2, onde

consta também os resultados para a melhor configuração (caso 1), que foi selecionada dentre as 8 consideradas mais adequadas e que são apresentadas na Tabela 3.

Tabela 2: Shopping Center - Dados e resultados para o Acionador 1.

Periodos	PS DU FP	PS DU PO	PS DU NO	PS FS	PU DU FP	PU DU PO	PU DU NO	PU FS
				Dados de Demanda				
Consumo EE (MW)	*1,20*	*1,00*	*0,30*	*1,20*	*1,50*	*1,20*	*0,30*	*1,40*
Consumo CP (MW)	*0,90*	*1,30*	*0,00*	*1,60*	*1,20*	*1,50*	*0,00*	*2,10*
Consumo FR (MW)	*5,10*	*4,80*	*2,70*	*3,60*	*6,00*	*5,40*	*3,60*	*4,20*
Frio por absorção (%)	*25,33*	*23,42*	*47,79*	*18,82*	*21,53*	*14,41*	*35,89*	*0,00*
Horas no periodo	*2172*	*437*	*846*	*1609*	*1585*	*319*	*618*	*1174*
				Geração				
EE Cogerada (MW)	*1,59*	*1,59*	*0,79*	*1,59*	*1,59*	*1,59*	*0,80*	*1,59*
CP Cogerado (MW)	*1,98*	*1,98*	*0,86*	*1,98*	*1,98*	*1,98*	*0,87*	*1,98*
FR Absorção (MW)	*1,29*	*1,12*	*1,29*	*0,68*	*1,29*	*0,78*	*1,29*	*0,00*
FR Compressão (MW)	*3,81*	*3,68*	*1,41*	*2,92*	*4,71*	*4,62*	*2,31*	*4,20*
				Balanços Energéticos (produção - consumo)				
EE (MW)	*-0,45*	*-0,22*	*0,18*	*-0,26*	*-0,95*	*-0,64*	*-0,01*	*-0,74*
CP (MW)	*0,22*	*0,00*	*0,00*	*0,00*	*0,00*	*0,00*	*0,01*	*0,00*
				Consumo Combustível				
Cogeração (ton/h)	*0,36*	*0,36*	*0,19*	*0,36*	*0,36*	*0,36*	*0,20*	*0,36*
Auxiliar (ton/h)	*0,00*	*0,01*	*0,00*	*0,01*	*0,01*	*0,00*	*0,00*	*0,01*

Tabela 3: Shopping Center - Acionadores considerados e Indicadores econômicos.

		Caso 1	Caso 2	Caso 3	Caso 4	Caso 5	Caso 6	Caso 7	Caso 8
Acionador 1	Quantidade	*2*	*3*	*2*	*3*	*3*	*2*	*2*	*2*
	Fabricante	*Valmet*	*Wärtsilä*	*Wärtsilä*	*Valmet*	*Wärtsilä*	*Wärtsilä*	*Wärtsilä*	*Wärtsilä*
	Modelo	*3067dsjg*	*4R22*	*6R22*	*2300dsjg*	*4R22*	*8R22*	*8R22*	*6R22*
	Wo (MW)	*0,80*	*0,62*	*0,87*	*0,60*	*0,62*	*1,16*	*1,30*	*1,05*
Acionador 2	Quantidade	*0*	*0*	*0*	*0*	*0*	*0*	*0*	*0*
	Fabricante	*CET*	*Wärtsilä*	*Valmet*	*Caterpil.*	*Valmet*	*Valmet*	*Valmet*	*Wärtsilä*
	Modelo	*6316*	*6R22*	*3067dsj.*	*G3306TA*	*2300dsj.*	*310DGE*	*310DGE*	*8R22*
	Wo (MW)	*0,91*	*0,87*	*0,80*	*0,15*	*0,60*	*0,02*	*0,02*	*1,16*
Acionador 3	Quantidade	*0*	*0*	*0*	*0*	*0*	*0*	*0*	*0*
	Fabricante	*Turbom.*	*Valmet*	*CET*	*Wärtsilä*	*Kawasaki*	*Turbom.a*	*Wärtsilä*	*Kawasaki*
	Modelo	*Bastan 7*	*3067dsj.*	*6316*	*4R22*	*S2A-01*	*MakilaT1*	*8R22*	*M1A-01*
	Wo (MW)	*0,87*	*0,80*	*0,91*	*0,62*	*0,66*	*1,23*	*1,40*	*1,11*
Indicadores	CO conv. (mil $)	*949,33*	*940,62*	*935,58*	*970,70*	*939,24*	*931,38*	*931,38*	*931,38*
Econômicos	CO coger. (mil $)	*598,75*	*656,48*	*664,58*	*597,45*	*642,21*	*617,59*	*619,77*	*625,76*
Base anual	Cinvest. (mil $) (*)	*2025,01*	*2066,19*	*1900,82*	*2484,24*	*2065,91*	*2095,64*	*2213,32*	*2003,40*
Exceto (*)	TR (anos)	*6,39*	*8,04*	*7,75*	*7,36*	*7,69*	*7,38*	*7,85*	*7,25*

5. CONCLUSÕES

A simultânea definição do parque de equipamentos e da política operacional ótimas para sistemas de cogeração pode ser efetuada com razoável simplicidade e atendendo suficientemente aos modelos usualmente empregados para as diferentes cargas térmicas e de energia elétrica, bem como aos diversos acionadores primários comercialmente disponíveis. Neste sentido, o método apresentado neste trabalho foi implementado e aplicado a um caso real no segmento comercial, contudo podem ser efetuadas também aplicações a indústrias de características e porte diversos. Acredita-se que tal ferramenta possa constituir-se em um efetivo auxílio à tomada de decisão no campo da produção combinada de calor útil e energia eletromecânica.

6. BIBLIOGRAFIA

Balestieri, J.A.P. Planejamento de Centrais de Cogeração: Uma Abordagem Multiobjetiva, *Tese de Doutorado*, Campinas, UNICAMP, 1994.

Bohen, R.F. *Design Analysis of Thermal Systens*, John Wiley, New York, 1987.

Gas Turbine World, HandBook, Vol. 16, 1995.

Horii, S., Ito, K., Pak, P.S., & Suzuki, Y. Optimal Planning of Gas Turbine Co-Generation Plants Based on Mixed-Integer Linear Programming, *International Journal of Energy Research*, Vol. 11, pp. 507-518.

Horlock, J.H., *Cogeneration - Combined Heat and Power: Thermodynamics and Economics*, Krieger Publishing Company, Florida, 1997.

Ito, K., Matsumoto, Y. & Yokoyama, R. Optimal Sizing of a Gas Turbine Cogeneration Plant in Consideration of Its Operational Strategy, *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, Vol. 116, pp. 32-38.

Nascimento, M.A.R., Nogueira, L.A.H., Ferreira, S.B., Método Simplificado de Estimativa de Consumo de Combustível em Turbinas a Gás, *Trabalho de Pesquisa*, Escola Federal de Engenharia de Itajubá, EFEI, 1996.

Nogueira, L.A.H. Cogeração: Uma Introdução, *Apostila Preparada para o Curso de Pós-Graduação*, Escola Federal de Engenharia de Itajubá, EFEI, 1996.

Teixeira, F.N. Seleção de Ciclos e Configurações de Sistemas de Cogeração, *Dissertação de Mestrado*, Itajubá, Escola Federal de Engenharia de Itajubá, EFEI, 1997.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB922

MONITORAMENTO DE INFORMAÇÃO TECNOLÓGICA SOBRE MATERIAIS PARA PASTILHAS DE FREIO/ *MONITORING OF TECNOLOGICAL INFORMATION ON MATERIALS FOR BRAKE LINING PAD*

LEANDRO INNOCENTINI LOPES DE FARIA[1], JOSÉ ANGELO RODRIGUES GREGOLIN[1] & RAIMUNDO NONATO MACEDO DOS SANTOS[2]
[1] *Departamento de Engenharia de Materiais - Universidade Federal de São Carlos*
Rod. Washington Luis, Km 235, C.P. 676, CEP 13565-905, São Carlos - SP
e-mail: leandro@nit.ufscar.br e gregolin@nit.ufscar.br
[2] *CITEC - Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo - IPT*
Av. Almeida Prado, Cidade Universitária, C.P. 7141, CEP 01064-970, São Paulo - SP
e-mail: raimund@.ipt.br

Abstract

In this work, it has been developed an information treating procedure to support the decision making in materials selection, that allows the constant knowledge update of available materials, processes and technologies, enhancing the inovation. This procedure involves the subject contextualization by using the International Patent Classification, the recovering of informations available in several electronic databases, its integration in an single database, and the apresentation of table, graphic and text form results, obtained by automatic information treating. The procedure allows the identification of study themes, researches, companies, research institutions and materials, related to a focused product. To illustrate the developed procedure utilization, it has been carried out a study about the product "brake lining pad". It has been identified the main alternatives for the solution of two important problems related to this product: the "elimination of asbestos-containing materials" and the "study of brake system originated noise and vibration".

Palavras-Chave

Seleção de Materiais; Pastilha de Freio; Informação Tecnológica; Bases de Dados Eletrônicas; Classificação Internacional de Patentes.
Materials Selection; Brake Lining Pad; Technological Information; Electronic Data Bases; International Patent Classification.

1. INTRODUÇÃO

Nos últimos anos, a busca por competitividade tem proporcionado vários avanços nas áreas de controle e garantia da qualidade, gestão da produção, proteção ao meio-ambiente, padronização e automação de processos dentre outros. O setor de materiais em particular,

passou por grandes mudanças. Os materiais deixaram de ser vistos como simples matérias-primas e tornaram-se altamente dependentes de tecnologia e informação (Sousa, 1993).

Cada vez mais, o sucesso da indústria depende da sua capacidade em detectar nichos mercadológicos e introduzir novos materiais, desenvolvidos para atender a aplicações específicas, ou fazer uso mais eficiente dos materiais tradicionais, de modo a conseguir vantagens competitivas. Isso transformou a seleção de materiais em uma etapa-chave do processo de desenvolvimento de novos produtos (Hawe, 1990; Jackson, 1993; Ashby, 1989).

Posicionada na interface entre as áreas de Materiais e de *Design* do Produto, a seleção de materiais pode ser compreendida como uma atividade voltada para a determinação da estética, da qualidade, do custo e da integridade química, física, funcional, de forma e de dimensões dos produtos, no cumprimento do seu papel. Apesar de sua importância, a seleção de materiais ainda encontra dificuldades em atender às novas demandas. Os procedimentos tradicionais para a seleção ou substituição de materiais compõe-se, simplificadamente, por duas etapas principais: a) a identificação de restrições e necessidades baseadas na análise do *design* de produto previamente desenvolvido ou na detecção de falhas no produto, e b) a indicação do material que melhor atende a essas restrições e necessidades, usando, para isso, dados encontrados em *handbooks*, bases de dados numéricas, ensaios de laboratórios, experiências pessoais e outras fontes de informação.

Esses procedimentos de seleção de materiais mais empregados não têm atendido suficientemente às necessidades da indústria, principalmente no aproveitamento das informações já existentes sobre os novos materiais e processos disponíveis. Algumas alternativas de apoio à seleção têm sido buscadas, como o uso de guias, bases de dados fatuais, *softwares* computacionais, sistemas especialistas, etc. De qualquer maneira, um procedimento plenamente satisfatório, definitivo, ainda não foi desenvolvido (Edwards, 1994).

Quando é necessária a seleção de materiais com base na sua resistência ao desgaste, a questão torna-se ainda mais complexa, pois o desgaste não é um fenômeno dependente apenas do material, mas, também, do sistema em que o material está sendo aplicado (Gregolin, 1990). Assim, quando o objetivo é resistência ao desgaste, a seleção de materiais, em geral, é bastante centralizada na experiência, restringindo as opções principais aos materiais já estabelecidos e dificultando a inovação.

O número de fontes de informação úteis para o apoio à tomada de decisão na seleção de materiais e em outras atividades industriais e científicas tem apresentado um crescimento exponencial, principalmente em suporte magnético. A disseminação das fontes de informação tem agilizado a busca e recuperação de informações científicas e tecnológicas e o fenômeno "banco de dados eletrônico" permite cada vez mais o acesso imediato à informação, sem necessidade de deslocamento físico (Gregolin *et al.*, 1994). A má definição do problema a ser resolvido é um dos principais obstáculos enfrentados no momento da utilização das informações disponíveis. A Classificação Internacional de Patentes, o sistema de classificação desenvolvido para a organização dos documentos de patente, pode ser empregada para auxiliar na resolução deste obstáculo, devido às suas características únicas de hierarquização do conhecimento, baseada na análise de função (Gregolin *et al.*, 1994; OMPI, 1979; Santos, 1995).

Para a identificação e aproveitamento das informações realmente úteis e estratégicas para a seleção de materiais, no contexto da crescente super-oferta de informações disponíveis, inclusive no campo dos materiais, é necessário o desenvolvimento de novos procedimentos de acesso a fontes de informação (escolha das fontes consultadas, acesso, estratégias de busca, etc) e de tratamento das informações recuperadas. Algumas metodologias da Bibliometria, que pode ser definida como o ramo da Ciência que se ocupa em quantificar os processos de

comunicação escrita, têm sido empregadas com sucesso em outras áreas para disponibilizar, através de indicadores de tendências, a informação vital para o tomador de decisão, sem a necessidade de vasculhar detalhadamente todo o volume de informações recuperadas. Através da Bibliometria podem ser evidenciados, por exemplo, temas estudados, materiais, matérias-primas, empresas e pesquisadores ligados ao produto focalizado para a seleção de materiais (Dou, 1994).

O presente trabalho tem como objetivo apresentar o desenvolvimento de um procedimento para a coleta, tratamento e análise de informações, baseada na classificação internacional de patentes e em métodos bibliométricos, e, sua aplicação no estudo de materiais para pastilhas de freio, visando ao apoio às decisões no processo de seleção de materiais.

2. PROCEDIMENTO

O procedimento desenvolvido neste trabalho para o tratamento de informações, recuperadas a partir de bases de dados eletrônicas, visa à disponibilização de informações vitais para que o responsável pela seleção de materiais possa realizá-la com sucesso. Através deste procedimento são obtidas tanto informações de caráter técnico (por exemplo, materiais disponíveis para a fabricação do produto focalizado e matérias-primas empregadas) como informações de caráter estratégico (por exemplo, pesquisadores, empresas e instituições de pesquisa que desenvolvem materiais para a fabricação do produto focalizado e temas estudados em relação a esse produto).

O procedimento desenvolvido é composto pelas seguintes etapas:

a) definição da questão e contextualização do produto: esta etapa consiste na correta identificação do problema que deve ser solucionado e na aquisição de um conhecimento básico sobre o produto focalizado, as tecnologias envolvidas, as variações de construção, etc. Esta etapa é realizada, principalmente, com o auxílio da Classificação Internacional de Patentes;

b) seleção de bases de dados eletrônicas utilizadas como fontes de informação: escolha de um conjunto de bases de dados bibliográficas, disponíveis em CD-ROM ou on line, que sejam confiáveis e contenham registros de artigos científicos, livros, etc, abordando o problema definido sob diversos pontos de vista (bases de engenharia, de materiais, comerciais, dentre outras). Esse ponto é importante para evitar uma visão parcial do problema;

c) busca e recuperação de informações a partir das bases de dados - fonte: as buscas devem ser feitas através de expressões amplas, que permitam a recuperação de uma grande quantidade de registros pertinentes ao problema focalizado. As expressões de busca precisam ser adaptadas às características de cada uma das bases de dados utilizadas;

d) reformatação preliminar de dados: é preciso realizar algumas mudanças na estrutura de apresentação dos dados recuperados para uniformizá-los e adaptá-los às necessidades das próximas etapas;

e) criação de uma Base de Dados Operacional: a criação de uma Base de Dados Operacional favorece a integração das informações recuperadas nas diversas bases de dados utilizadas como fontes de informação;

f) recuperação de informações a partir da Base de Dados Operacional: é possível recuperar sub-conjuntos de informações sobre temas específicos relacionados ao problema focalizado;

g) reformatação definitiva dos dados: cada um dos sub-conjuntos de informações recuperados é reformatado separadamente para adequação às exigências do *software* de tratamento bibliométrico, utilizado na próxima etapa;

h) tratamento bibliométrico dos dados: tratamento automatizado dos sub-conjuntos de informações para a criação de tabelas, figuras e sínteses textuais.

A fim de auxiliar no próprio desenvolvimento do procedimento e verificar a sua utilidade, foi realizado um estudo enfocando o produto "pastilha de freio". Em relação a este produto, procurou-se estudar dois temas: a "eliminação do amianto dos materiais de fricção para pastilha de freio" e o "estudo de ruídos e vibrações do sistema de freio".

Através da Classificação Internacional de Patentes foi realizada a contextualização do produto. As bases de dados *Metadex* (sobre materiais metálicos), *Engineered Materials Abstracts* (sobre materiais não-metálicos), *Materials Business File* (sobre aspectos comerciais de materiais) e *Ei Compendex Plus* (sobre engenharia em geral), disponíveis em CD-ROM, foram selecionadas para atuarem como fontes de informação. Expressões de buscas foram elaboradas para a recuperação de dados sobre "freios", "amianto" e "ruídos/vibrações". Com a utilização dessas expressões, 3522 registros de documentos foram recuperados como arquivos-texto. Esses registros foram reformatados com a utilização do editor de textos *Word for Windows* e do *software* reformatador *Infotrans*. Os arquivos-texto foram importados para o *software Folio Views*, gerando uma base de dados única, denominada Base de Dados Operacional. A partir da Base de Dados Operacional foram recuperados três sub-conjuntos de informações: a) 196 registros sobre materiais de fricção para pastilhas de freio, b) 31 registros sobre a eliminação do amianto dos materiais de fricção para pastilha de freio e c) 21 registros sobre o estudo de ruídos e vibrações do sistema de freio. Estes sub-conjuntos foram reformatados e passaram por tratamento automatizado no *software Dataview*, gerando tabelas e sínteses textuais.

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Três tipos de resultados foram obtidos: a) informações referentes à contextualização do produto focalizado, b) identificação de informações vitais para apoio à seleção de materiais em relação ao produto focalizado e c) a formalização das etapas seguidas, que possibilitaram o levantamento dessas informações, como um procedimento de tratamento de informações.

3.1 Contextualização do Produto

A utilização da Classificação Internacional de Patentes permitiu, em pouco tempo, a aquisição de informações básicas sobre o produto pastilha de freio. Foram identificados aspectos mecânicos dos freios, como a existência de diversos tipos de freios:

freios a tambor,
freios a disco,
freios de atuação automática,
freios combinados com embreagens,
freios de resistência à água ou ao ar,
freios que permitem o reaproveitamento da energia absorvida na frenagem.

Também foram identificados os códigos da Classificação Internacional de Patentes das patentes relacionadas à pastilha de freio, conforme tabela 1. Esses códigos permitem a rápida recuperação de patentes contendo informações associadas aos assuntos específicos desejados.

Tabela 1: Grupos da Classificação Internacional de Patentes relacionados aos materiais de fricção utilizados em pastilhas de freios.

Grupos da CIP	Assuntos abordados
C08J-005/14	composições de materiais de fricção
B21J-015/14	máquinas de rebitar especiais para artigos específicos, p.e., materiais de fricção
B29L-031:16	modelagem ou união de plásticos ou materiais no estado plástico para fabricação de elementos de fricção, p.e., materiais de fricção para freios
F16D-065/04	Montagem de lonas, sapatas ou pastilhas
F16D-069/02	fixação do revestimento (de pastilha ou lonas)

3.2 Informações para a Seleção de Materiais

O tratamento de informações contidas nos três sub-conjuntos recuperados a partir da Base de Dados Operacional resultou na identificação: a) dos principais temas de estudo em relação a esse produto e em relação ao estudo de ruídos e vibrações do sistema de freio, conforme tabelas 2 e 3, b) dos pesquisadores, empresas e instituições de pesquisa que mais publicaram sobre esse assunto, apresentados nas tabelas 4 e 5, e c) dos materiais que têm sido pesquisados para substituir os materiais que contém o amianto, apresentados na tabela 6. As freqüências de aparição de temas de estudo, empresas, pesquisadores, instituições de pesquisa e materiais são uma medida da sua importância em relação ao conjunto de dados.

Tabela 2: Temas de estudo importantes em relação a materiais de fricção para pastilha de freio

Temas de estudo	Freqüência
freios	81
revestimento de freio	69
fricção	62
materiais compósitos	39
propriedades mecânicas	38
seleção de materiais	**37**
substituição de materiais	**29**
discos de freios	26
materiais de fricção	25
desgaste	20
desgaste de materiais	18
modelos matemáticos	17
resinas fenólicas	16
ferro fundido	15
compósitos carbono-carbono	13
aço	10
compósitos com fibras	10
desgaste friccional	10
ruído	**10**
amianto	**9**
embreagens	9
método do elemento finito	8
compósitos com particulas	8
vibração	**8**

Tabela 3: Grupo de temas de estudo que se associam formando um grupo fechado dentro do conjunto geral de temas de estudos sobre materiais de fricção para freios.

Temas de Estudo	Freqüência
ruído	**10**
vibração	**8**
método dos elementos finitos	8
simulação computacional	7
técnicas matemáticas	6
efeitos da pressão	5
equipamentos e partes de automóveis	5
tensões	4
máquina de vibração	4
dinamômetros	4
redução de ruído	3
análise	3

Tabela 4: Principais pesquisadores que publicaram sobre "pastilha de freio"

Pesquisadores	Freqüência Total	Freqüência de co-autoria
Rhee, S K	12	12
Jacko, M G	11	11
Tsang, P H S	11	11
Anderson, A E	**4**	**1**
Inoue, M	4	3
Kato, T	4	4
Todorovic, J	4	4
Outros 9	3	-
Outros 53	2	-
Outros 210	1	-

Tabela 5.: Principais empresas e instituições de pesquisa que pesquisam "pastilha de freio"

Empresa/Instituição de Pesquisa	Freqüência Total	Freqüência de co-autoria
Allied-Signal	**11**	**0**
Nissin	5	0
University Of Belgrade	5	0
Du Pont	4	0
Ferodo	4	0
Akebono Brake Industry	3	0
Daimler-Benz	3	2
General Motors	3	0
Hindustan Aeronautics	3	1
Honda	3	0
Military Technical College of Egypt	3	0
Outras 12 Empresas ou Instituições de Pesquisa	2	-
Abex	1	0
Fras-Le	**1**	**0**
Universidade Federal do Rio Grande do Sul	**1**	**0**
Outras 69 Empresas ou Instituições de Pesquisa	1	-

Tabela 6: Materiais sem amianto para pastilha de freio presentes nos registros consultados

Materiais	Freqüência
material orgânico	5
semi-metálico	3
resina epoxi reforçada com aramida	1
resina fenólica reforçada com aramida	1
resina fenólica modificada reforçada com fibra de carbono	1
resina fenol-formaldeídica reforçada com fibra de carbono	1
resina epoxi reforçada com carbono	1
resina fenólica reforçada com carbono	1
compósito carbono-carbono	1
resina fenólica modificada reforçada com fibra de vidro	1
resina fenol-formaldeídica reforçada com fibra de vidro	1
resina epoxi reforçada com vidro	1
resina fenólica reforçada com vidro	1
resina fenólica modificada reforçada com fibra mineral	1
resina fenol-formaldeídica reforçada com fibra mineral	1
resina fenólica modificada reforçada com fibra de fosfato	1
resina fenol-formaldeídica reforçada com fibra de fosfato	1
resina fenólica modificada reforçada com fibra "wollastokup"	1
resina fenol-formaldeídica reforçada com fibra "wollastokup"	1
resina fenólica modificada reforçada com fibra de wollastonita	1
resina fenol-formaldeídica reforçada com fibra de wollastonita	1

A identificação dos temas de estudo apresentados na tabela 2 é importante para o planejamento estratégico das empresas pois permite o conhecimento dos materiais, produtos, tecnologias, processos, etc, que estão desenvolvidos e que no futuro poderão ser introduzidos no mercado. É importante notar que a Seleção e Substituição de Materiais têm uma grande importância dentre os temas que têm sido estudados em relação ao produto pastilha de freio. Os ruídos e vibrações e o amianto também são focos de atenção.

Os temas de estudo ligados a ruídos e vibrações, apresentados na tabela 3, mostram que quanto ao estudo de ruídos e vibrações do sistema de freios, tem sido dada atenção para o desenvolvimento de técnicas de simulação computacional, de modelamento matemático e de ensaios em máquinas específicas, como dinamômetros. O fato de não haver nenhum material constando na tabela 3 é um indicativo de que os estudos de ruídos e vibrações do sistema de freios têm deixado em segundo plano os materiais de fricção utilizados na fabricação de pastilha de freio.

A identificação dos pesquisadores, empresas e instituições de pesquisa, apresentados nas tabelas 4 e 5, possibilita um correto posicionamento da empresa em relação a seus concorrentes quanto a linhas de pesquisa, tecnologias dominadas, possibilidades de estabelecer alianças e de contratação de especialistas, etc. É interessante notar que existe pouca interação entre empresas , indicando que não há interesse por parte delas em compartilhar informações sobre os materiais pesquisados. Nota-se também que os pesquisadores interagem bastante. Mas esta interação ocorre no sentido de formação de grupos fechados de pesquisadores, sendo que estes grupos não se relacionam e são fortemente ligados a apenas uma empresa.

A identificação dos materiais que estão sendo estudados como substitutos para os materiais contendo amianto apresenta novas alternativas para a realização da seleção de materiais.

4. CONCLUSÕES

O procedimento de tratamento de informações desenvolvido é útil para o levantamento de informações importantes para apoiar a tomada de decisão na seleção de materiais.

Foram identificados materiais de fricção para pastilha de freio em estudo para serem substitutos dos materiais contendo amianto.

Foram identificados os principais pesquisadores, empresas e instituições de pesquisa ligados ao produto pastilha de freio. Também foram identificados os principais temas de estudo que estão sendo desenvolvidos, em relação ao produto pastilha de freio e especificamente, em relação aos ruídos e vibrações do sistema de freio.

5. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ASHBY, M. F. Materials selection in conceptual design. *Materials Science and Technology*, v.5, 517-525, junho/1989.

DOU, H. Maîtriser la prolifération de l'information grâce à la bibliometrie. *Technologies Internationales*, n.9, 42-44, novembro/1994.

EDWARDS, K. L. Towards more effective decision support in materials and design engineering. *Materials & Design*, v.15, n.5, 1994.

GREGOLIN, J. A. R. *Desenvolvimento de ligas Fe-C-Cr-(Nb) resistentes ao desgaste.* Campinas: Faculdade de Engenharia de Campinas - UNICAMP, 1990. (Tese).

GREGOLIN, J. A. R.; QUONIAM, L.; SANTOS, R. N. M. & VARGAS, L. Informação cientifica e tecnológica: estratégia de exploração da informação para a tomada de decisão. *Ciência da Informação*, v.23, n.2, 190-196, maio-agosto/1994.

HAWE, L. Q. Competitive edge; A team contribution of engineers. *Materials & Design*, v.11, n.4, 181-186, agosto/1990.

JACKSON, W. G. *Factual material databases - an overview of international developments.* Londres: The Institute of Materials, 1993. (unpublished paper).

ORGANIZAÇÃO MUNDIAL DA PROPRIEDADE INDUSTRIAL *Classificação Internacional de Patentes*. trad. Instituto Nacional da Propriedade Industrial, 3.ed., v.9, 1979.

SANTOS, R. N. M. *Rationalisation de l'usage de la classification internationale des brevets par l'analyse fonctionnelle, pour repondre a la demande de l'information industrielle.* Marselha: Université de Droit, d'Economie et des Sciences d'Aix-Marseille - Faculté des Sciences et Techniques de Saint Jérôme, 1995. (Tese).

SOUSA, L. J. Evidence of a new, value-added materials paradigm. *JOM*, 9-11, junho/1993.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB937

IMPLEMENTAÇÃO DE REQUISITOS QS-9000 EM UM AMBIENTE INTEGRADO DE ENGENHARIA / *QS-9000 REQUIREMENTS IMPLEMENTATION IN AN INTEGRATED MANUFACTURING ENVIROMENT*

Eduardo de Senzi. Zancul, Henrique Rozenfeld & André Carlos Marchioni
Depto. de Engenharia Mecânica-EESC/USP - Av. Dr. Carlos Botelho 1465 - CEP 13560-250 - São Carlos-SP
E-mail: ezancul@sc.usp.br, roz@sc.usp.br, marchion@sc.usp.br

Abstract

The economic globalization and growing competitivity bring great challenges to the Mercosul economy. As an answer to these challenges, the companies implement new technologies and philosophies to become world class manufacturing companies. QS-9000 certification has as goals the guarantee of continuos improvement, defect preventions and reduction of variation and waste, establishing a new relationship between Original Equipment Manufacturer (OEM) and suppliers. The Model Integrated Factory (FIM) is an implementation environment in which occurs the assesment of metodologies and proposal solutions. Working with Business Processes-BP representation, the Integrated Engeneering Group actually works with the BP Product Development. The objective of this article is to show how this BP was adequated at the QS-9000 requirements, a must at the automotive sector nowdays.

Keywords

QS-9000, product development, reference model, desenvolvimento de produtos

1-INTRODUÇÃO

A globalização da economia e a crescente competitividade trazem enormes desafios à indústria instalada no Mercosul. Diminuição do "*lead time*" de desenvolvimento de produtos, redução de custos, necessidade de certificação ISO-9000/QS-9000 e melhoria na qualidade dos produtos são éxigências do mercado global. Para atender a estes requisitos, as empresas implementam novas tecnologias e filosofias, a fim de se tornarem empresas de classe mundial (*world class manufacturing*), sendo importante que o processo de desenvolvimento de produtos das empresas aconteça rapidamente, com o menor custo possivel.

Este trabalho propõe a construção de um Ambiente Integrado de Engenharia que atenda a todos os requisitos da QS-9000, utilizando um modelo de referência como ferramenta de implementação.

O modelo de referência descreve a organização a partir dos *business processes* (processos de negócios), BPs, da empresa, explicitando informações, recursos e elementos organizacionais envolvidos em cada atividade. Esta representação permite uma visão holística dos negócios da empresa.

Partindo de um estudo detalhado dos requisitos da QS-9000 e utilizando o modelo de referência, determinam-se quais atividades serão impactadas pela implementação e, estabelecem-se as novas informações que deverão ser geradas, os recursos necessários e os elementos organizacionais envolvidos. Este diagnóstico permite que os esforços de implementação sejam focados por atividades e por necessidades.

Sendo a implementação realizada em um Ambiente Integrado de Engenharia, tornam-se mais fáceis e rápidas as mudanças necessárias, pois as atividades já estão em sinergia, sabendo-se onde e como as mudanças influenciarão no BP.

Esta implementação está sendo testada em um cenário de desenvolvimento de novos produtos, a fim de se ter uma atitude pró-ativa, ou seja, o planejamento avançado da qualidade no início do desenvolvimento de um projeto, onde as mudanças ainda não causam um grande impacto no projeto como um todo.

2- ANÁLISE DA NORMA QS-9000/APQP

A QS-9000 tem como objetivo uniformizar os requisitos de qualidade para a indústria automotiva, normatizando a documentação exigida pelos fabricantes de equipamentos originais. Fornece subsídios para a garantia de melhoria contínua, prevenção de defeitos e redução de variações, estabelecendo uma nova relação entre clientes e fornecedores, tendo como conseqüência a redução do custo final do produto.

Esta normatização iniciou-se em 1988, com as necessidades dos fornecedores em reduzirem seus esforços para satisfazer as exigências do chamado *Big Three* (três maiores empresas do setor automotivo norte-americano). Isto ocorreu de 1990 a Setembro de 1994, quando a equipe de trabalho lançou os documentos Requisitos do Sistema da Qualidade (*Quality System Requirements : QS-9000*), e Avaliação para o Sistema da Qualidade (*Quality System Assesment QSA*).

A QS-9000 divide-se em três partes, sendo que a seção 1 é a ISO 9001 com requisitos complementares; a seção 2 lida com critérios específicos do setor automotivo e a seção 3 são os requisitos específicos de cada uma das três montadoras. É dirigida para garantir a mais alta qualidade possível com o menor aumento de custos que não agregam valor ao produto, homogeneizando os requisitos específicos das empresas (*Big Three*) e dividindo por toda a cadeia produtiva a responsabilidade sobre a documentação e garantia da qualidade (figura 1).

Na uniformização proposta através da QS-9000, também foram editados quatro manuais de referência para os fornecedores. Entre todos o que interessa no escopo deste trabalho é a APQP (*Advanced Product Quality Planning & Control Plan* - Planejamento Avançado da Qualidade do Produto e Plano de Controle), por ter uma relação direta com a garantia e o controle da qualidade do desenvolvimento de produtos quando orienta os passos para um planejamento do produto, garantindo a qualidade através da uniformização da documentação necessária para tal .

O objetivo da APQP é enfatizar o planejamento adiantado da qualidade, através de um método estruturado, para definir e estabelecer as etapas necessárias para assegurar a qualidade exigida pelo cliente (AIAG, 1994). Os benefícios conseguidos pela correta utilização do APQP são o direcionamento dos recursos da empresa para a plena satisfação do cliente; a

identificação antecipada de mudanças necessárias para o sucesso do projeto com conseqüente redução, ou até eliminação, de mudanças tardias; e a garantia de um produto de qualidade, sem atraso no seu *lead-time* e ao menor custo possível.

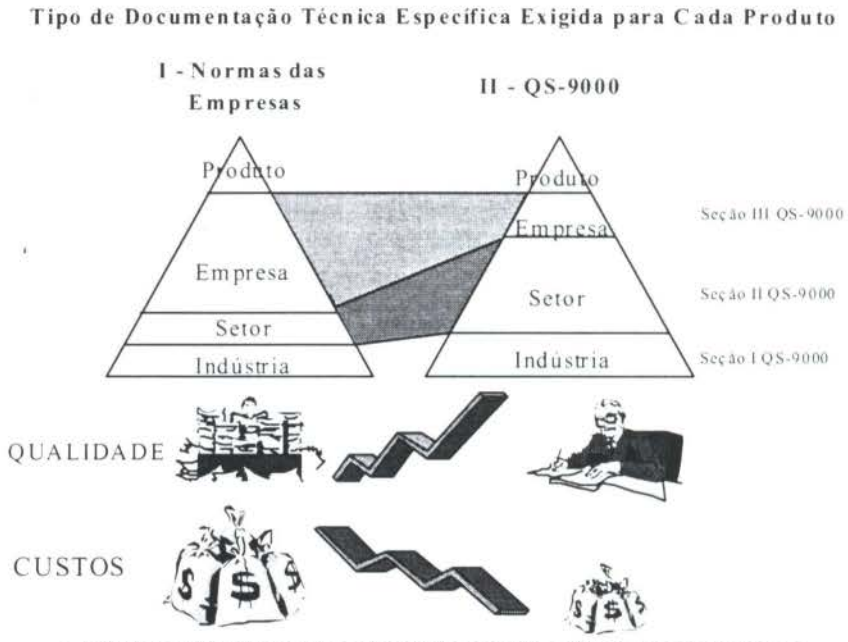


Figura 1: Redução dos Requisitos Específicos das Empresas

São levadas em consideração a montagem de uma equipe multifuncional que deve acompanhar, do início ao fim, o desenvolvimento do produto; o escopo do desenvolvimento, ou seja, a identificação das necessidades e expectativas do cliente; a comunicação com outras equipes, ocorrendo o envolvimento de fornecedores e clientes; o ensinamento pelo qual os colaboradores terão que passar, a fim de que não sejam perdidas as necessidades dos clientes por práticas já existentes na empresa; a utilização de práticas de engenharia simultânea; a utilização de Planos de Controle, para a correta medição de peças e processos; e a organização de cronogramas das etapas e tarefas necessárias para o desenvolvimento do produto.

Se todas estas etapas e técnicas forem adequadamente utilizadas, fica mais fácil o acompanhamento do desenvolvimento do produto e da garantia da qualidade, pois a idéia desta norma é distribuir entre fornecedor e cliente a garantia, e responsabilidade, de produtos de qualidade.

Para se realizar este acompanhamento, deve-se conhecer as atividades da empresa, com as informações que as alimentam, e as geradas por estas atividades; os recursos utilizados, e quem na organização realiza as atividades. Ou seja, é necessária uma modelagem dos BPs para conhecê-los. Para isso , descreve-se em seguida o conceito de BP e a modelagem utilizada.

3- CONCEITO DE BUSINESS PROCESS

Business Process (BP) pode ser entendido como um conjunto de atividades relacionadas entre si, que, quando executadas, transformam um determinado insumo em outro (Moreira, 1994). Através da disposição de informações, recursos e pessoal organizacional, a visão por processos ultrapassa as barreiras físicas da organização e define uma forma de atuação, onde o objetivo é atender ao cliente (figura 2).

Figura 2: Definição de *Business Process* (Rozenfeld, 1996)

O processo é algo natural, mas, as vezes é mascarado por disfunções estruturais da empresa quando ela tem uma organização burocrática. A realização de atividades que não agregam valor ao produto é um dos fatores que dificultam a identificação dos processos (Vega, 1995).

Este BP está representado como uma adaptação da técnica SADT (*Structured Analysis Design Technic*). Esta representação tem três níveis. No primeiro coloca-se uma representação analógica do *business process*. No segundo nivel as atividades estão listadas dentro de caixas interligadas com flechas, que indicam as informações que entram e saem das atividades (figura 4). Nas caixas onde se desenha uma atividade acrescentam-se informações sobre os recursos utilizados nessa atividade, assim como a organização que a realiza.. No terceiro nível detalham-se as atividades, utilizando-se texto estruturado. Os dois primeiros níveis garantem uma visão holística do *business process*, montando-se com isso um "pôster", abrangendo suas estratégias, atividades, informações, recursos e organização, assim como suas interrrelações.

O mapeamento do BP é o ponto de partida para a implantação dos requisitos da QS-9000/APQP, pois com as informações apresentadas rastrea-se o que é pedido pela norma e compara-se com o resultado do mapeamento, assunto tratado no próximo capítulo.

4- IMPLANTAÇÃO DOS REQUISITOS QS-9000/APQP

A restruturação do processo de Desenvolvimento de Produto da empresa inicia-se com o mapeamento do seu BP e, paralelamente, com o estudo e detalhamento dos requisitos da QS-9000/APQP. Assim é possivel saber do quanto exigido pela norma já está sendo cumprido pelo Ambiente de Engenharia (figura 3).

Estabelece-se então, de acordo com as exigências da QS-9000/APQP, as novas informações que deverão ser geradas. Na definição dessas informações estão envolvidos os elementos da organização, os recursos e pessoas, utilizados e os impactos gerados nas suas estratégias.

Deve-se estudar os métodos mais apropriados para o desenvolvimento das atividades especificadas no BP, levando-se em consideração a aplicação de conceitos de Engenharia Simultânea e a utilização de sistemas computacionais como ferramentas de apoio, para não cair na armadilha da burocratização das atividades como por exemplo a duplicação de documentos ou a pouca utilização de um recurso posto em disponibilidade .

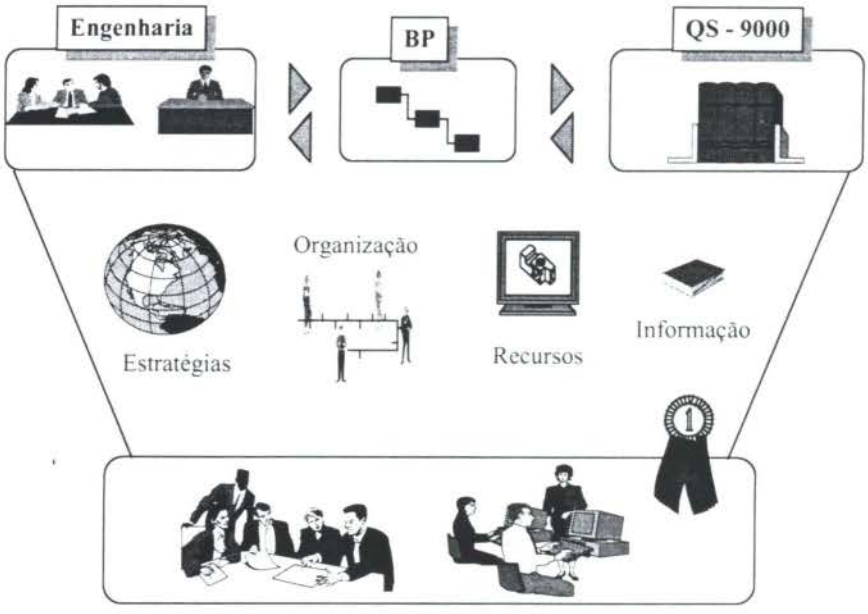


Figura 3: Adequação do Desenvolvimento de Produtos à QS-9000/APQP

A utilização do BP permite que se determine quais atividades serão impactadas pela implementação dos requisitos da QS-9000/APQP, possibilitando que os esforços de implementação sejam focados por atividades e por necessidades sem perder a visão holística da empresa.

Observa-se então que os BPs tornam-se uma referência para a formalização dos procedimentos. Muitas empresas não adotam essa premissa, tratando os procedimentos de maneira isolada. Elas deveriam tratar dos BPs no contexto da certificação e da aplicação da Qualidade Total (Garvin, 1995).

Um resultado natural da preparação para a certificação deveria ser uma melhoria dos processos atuais, mas muitas empresas preocupam-se somente com a certificação. Estas perdem a chance de obter os verdadeiros ganhos que a abordagem da qualidade fornece (Rozenfeld, 1996).

5- ESTUDO DE CASO

5.1- A Fábrica Integrada Modelo

A FIM (Fábrica Integrada Modelo), da USP de São Carlos, é uma empresa virtual modelo, estruturada como um conjunto de *BPs*, tais como, vender produto, desenvolver produto, fabricar produto, etc. Para que estes BPs pudessem servir de referência para ambientes de manufatura reais, auxiliando-os na obtenção de sua o própria visão holística, eles tiveram que ser mapeados a partir do que se chamou de modelos de referência.

A partir deste modelo de referência, construiu-se na FIM um ambiente de manufatura próximo do real, simulando-se uma fábrica de redutores de velocidade. Esta fábrica tem um organograma composto por personagens ficticios com responsabilidades definidas. Seu processo de desenvolvimento de produtos segue a filosofia de Engenharia Simultânea, dando-se ênfase às ferramentas de QFD (*Quality Function Deployment*), FMEA (*Failure Model & Effect Analysis*) e DFMA (*Design for Manufacturing and Assembly*). Utilizam-se também sistemas de Workgroup Computing para agilizar o trabalho das pessoas envolvidas com o desenvolvimento. Ferramentas de engenharia, tais como, CAD, CAE, CAPP também são

utilizadas, mostrando-se a importância de seu uso de forma integrada. Os componentes dos redutores da FIM são fabricados em seu chão de fábrica constituído de um centro de usinagem CNC, uma retifica CNC e um robô.

A FIM é então utilizada como um ambiente para implementação teste de cenários de integração objetivando a avaliação das metodologias e soluções propostas. Neste caso testamos a implementação dos requisitos da QS-9000/APQP, no processo de desenvolvimento de produtos, a partir do mapeamendo do BP.

5.2- Implementação dos Requisitos da QS-9000/APAQ na FIM

A implementação dos requisitos da QS-9000/APQP iniciou-se com o mapeamento do BP - Desenvolvimento de Produtos utilizando-se a adaptação da técnica SADT. Obtiveram-se 6 sub-processos: Conceber Produto, Conceituar Produto, Projetar Produto, Homologar Produto, Homologar Processo e Educar Empresa. Cada atividade dos sub-processos foi então detalhada, determinando-se as informações de entrada e saída, os recursos necessários e os procedimentos utilizados.

A (figura 4) apresenta as atividades do sub-processo Conceituar Produto, destacando os elementos acrescentados após o atendimento dos requisitos adicionais colocados pela QS-9000 .

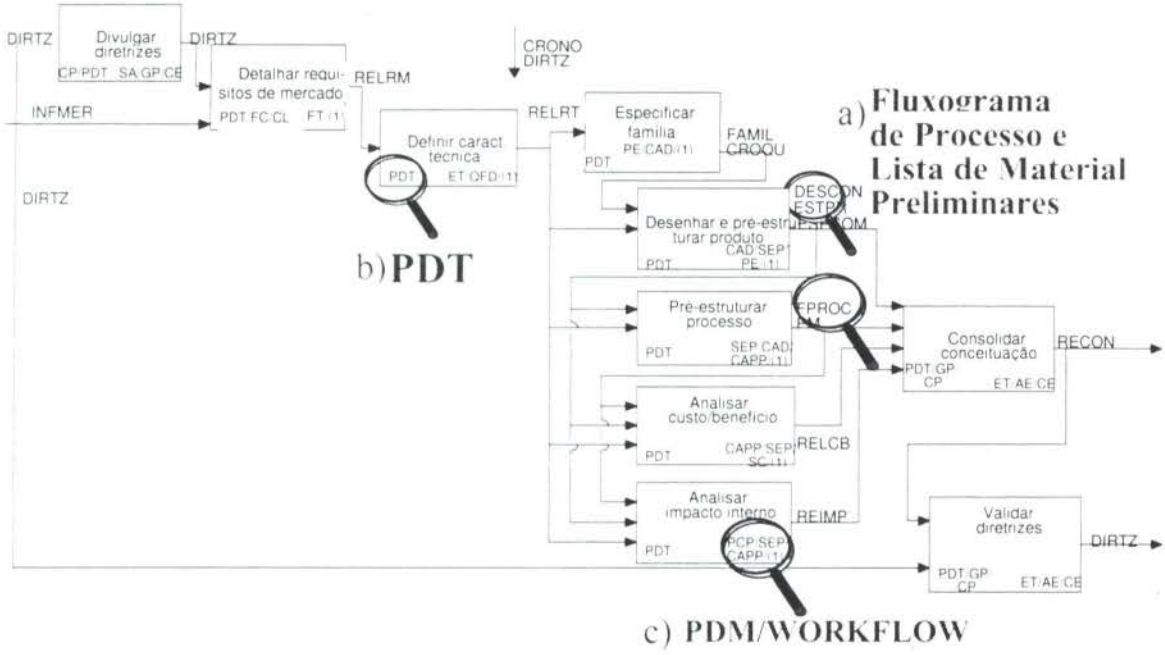


Figura 4: Atividade Envolvidas na Conceituação de um Produto Modular

O estudo dos requisitos da QS-9000/APQP mostrou que novas informações deveriam ser geradas para se garantir a qualidade do produto e assegurar a certificação, como apresentado abaixo:

A) O sub processo não previa, por exemplo, a elaboração de um Fluxograma de Processo e de uma Lista de Material preliminares conforme pedido pelos itens 1.9, *Preliminary Bill of Material*, e 1.10, *Preliminary Process Flow Chart*, da APQP.

B) Havia também mais de um grupo executando as tarefas, pois participavam do desenvolvimento do produto uma Equipe de Conceituação e um Grupo de Projeto, havendo dessa forma, perda de informações entre os grupos. Buscando maior eficiência o desenvolvimento passou a ser executado apenas por um grupo de trabalho, o PDT (*Product Development Team*). Para a comunicação entre os elementos desse grupo foi proposta a utilização de *softwares* de *workgroup computing*, que suportam o trabalho em grupo.

C) Para melhor exploração dos benefícios da Engenharia Simultânea foram reavaliadas as atividades executadas e implementado um sistema PDM (*Product Data Managment)* com recurso de *workflow* .Os sistemas PDM focalizam o gerenciamento e auxílio ao desenvolvimento de projetos. Basicamente eles oferecem suporte ao armazenamento de desenhos, lista de material e outras informações mais específicas de engenharia, permitindo mais tarde, uma recuperação rápida e segura além de um controle eficiente de versões. Sistemas *workflow* auxiliam a distribuição de forma sistemática e automática das informações geradas durante um processo de negócio. Com eles pode-se ainda rastrear as distribuições de informações, contabilizando as atividades, e informando os prazos e os limites de suas realizações (Tiberti, 1995).

A análise dos processos indicou que havia também grande dificuldade na recuperação de informações de produtos similares, conforme pedido pelo item 1.5 *Product Realiability Studies* e de clientes, conforme o item 1.6 *Customer Inputs* da APQP; ocasionando a perda de esforços já despendidos e o desvio das necessidades dos clientes. Foram então determinadas quais atividades e elementos organizacionais seriam responsáveis pela elaboração das novas informações necessárias.

Visando atingir o máximo benefício na aplicação de metodologias e filosofias (QFD, Benchmarking, FMEA) foi proposta a educação das pessoas envolvidos nas atividades.

A avaliação dos resultados dessa implementação indicou que a FIM passou a atender aos requisitos da QS-9000/APQP otimizando o seu processo de Desenvolvimento de Produtos e garantindo a qualidade de seu produto.

7. CONCLUSÕES

A QS-9000/APQP, implementada a partir do mapeamento do BP de Desenvolvimento de Produtos da empresa, atua como uma técnica de aprimoramento das atividades e consequente do processo. A utilização do BP permite que se determine quais atividades serão impactadas pela implementação dos requisitos da QS-9000/APQP, possibilitando que os esforços de implementação sejam focados por atividades e por necessidades sem perder a visão holística da empresa.

A partir do preenchimento dos requisitos, tem-se a organização partindo para ser uma empresa de classe mundial (*world class manufacturing*), certificada pela QS-9000 e garantindo a qualidade de seus produtos.

O modelo da FIM, ao atender os requisitos da QS-9000, pode ser utilizado como modelo de referência para o Desenvolvimento de Produtos em empresas automobilísticas.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICA

APQP *Advanced Product Quality Planning & Control Plan*, Automotive Industry Action Group, 1994.

Garvin, D. A. Leveraging Process for Strategic Advantage, *Harvard Business Review*, 73(5), Harvard, 1995.

Lake, P. B.; Martin, T.; Pett, J. QS-9000 and Automotive Quality, 1995 Annual Quality Congress, *49th AQC Proceedings*, 1995.

Moreira, D. A. *Reengenharia: Dinânica para a Mudança*, Livraria Pioneira Editora, São Paulo, 1994.

Rozenfeld, H. Reflexões sobre a Manufatura Integrada por Computador (CIM), *Manufatura Classe Mundial: Mitos e Realidade*, São Paulo, 1996.

Tiberti, A. J.;Rozenfeld, H. Engenharia Simultânea Através da Integração Otimiza o Desenvolvimento de Produtos, *Máquinas e Metais*, São Paulo, Dezembro, 1995.

Vega, H. A. et al. Aplicação de Ferramentas CAE/CAD/CAPP em Processos de Negócios Definidos pela Reengenharia, *Máquinas e Metais*. São Paulo, Junho, 1995.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB941

SELEÇÃO DE SISTEMAS COMPUTACIONAIS COM BASE EM MODELOS DE PROCESSO / *SELECTION OF SYSTEMS BASED ON BUSINESS PROCESS*

ADRIANA FARO DA SILVEIRA AGUIAR & HENRIQUE ROZENFELD
Departamento de Engenharia Mecânica - Escola de Engenharia de São Carlos - USP
Av. Dr. Carlos Botelho, 1465 -CEP 13560-250 - São Carlos, SP – E-mail: asaguiar@ sc.usp.br

Abstract

The proposal of this work is to present a procedure to help enterprises in the selection process of information systems really adequate to supply their needs for information. The selection procedure presented is included within an integration methodology, enabling the selection process to start from the knowledge of the enterprise's current situation and allowing its information needs to be extracted from a reference model, to be defined from the modeling of the enterprise. The sistematics is subdivided in eight phases wich include the training of the personal to be involved in the selection process, definition of the main requirements (functional, technical and commercial) to be satisfied by the systems available in the market, besides the method used to formalize such requirements, in search for the final choice among the analised systems.

Keywords

System Selection, Integration, CAD, CAPP
Seleção de Sistemas, Integração, CAD, CAPP

1. INTRODUÇÃO

Antigamente a introdução de sistemas computacionais nas empresas tinha como principal objetivo a substituição de tarefas manuais por tarefas automatizadas. Nesta época o processo de seleção de sistemas baseava-se apenas em critérios econômicos, ou seja, as empresas optavam pela compra de sistemas mais baratos, que possibilitassem um retorno de investimento a curto prazo. Este quadro propiciou a aquisição de sistemas computacionais que nem sempre atendiam as reais necessidades de informação das empresas. Além disto, estes sistemas eram implementados de forma isolada, originando as chamadas *ilhas de automação*. Essa problemática pode ser encontrada em diversas publicações (Bremer, 1995; Eversheim *et al.* 1986). No presente trabalho, levando-se em consideração as tendências atuais, o processo de seleção de sistemas computacionais, especificamente os que auxiliam atividades de engenharia, orienta-se na estratégia de negócios da empresa. Para sua realização deve-se promover previamente uma análise interna da empresa, para que se possa delimitar os seguintes parâmetros: funcionamento operacional da empresa; conhecimento de suas estratégias de negócio e de manufatura; identificação da qualificação de sua mão-de-obra;

conhecimento de seus fluxos de informação; identificação de suas reais necessidades de informação; conhecimento de projetos parciais de integração que já foram realizados ou estão em andamento; levantamento de seus recursos computacionais existentes, entre outros.

2. SISTEMÁTICA PARA SELEÇÃO DE SOLUÇÕES DE ENGENHARIA

A *Sistemática de Seleção* que será apresentada foi desenvolvida com o objetivo de auxiliar as empresas na seleção de sistemas CAD e CAPP (Aguiar, 1995). Ela está inserida em uma Metodologia de Integração da Manufatura (MIM) e é composta por oito etapas, que englobam a escolha e o treinamento das pessoas que estarão envolvidas com o processo de seleção, a determinação dos principais critérios (funcionais, técnicos e comerciais) que deverão ser atendidos pelos sistemas disponíveis no mercado, além do método de seleção adotado para formalizar todos estes critérios em busca da escolha final dos sistemas analisados (figura 1).

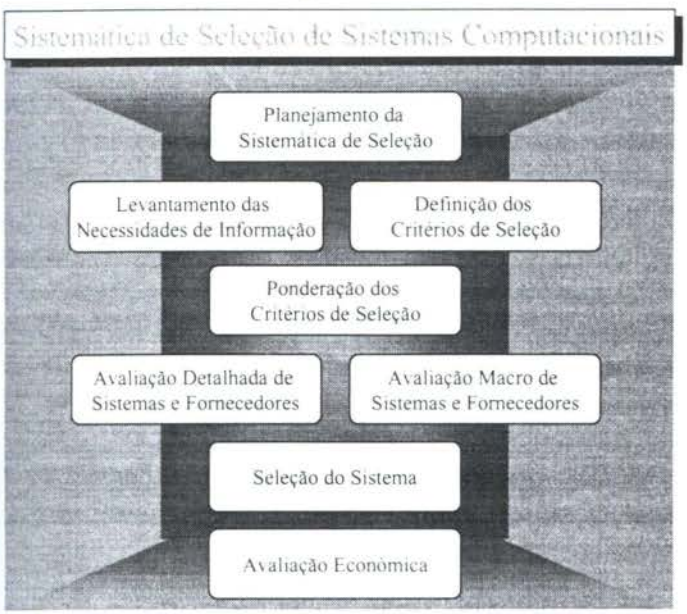


Figura 1- Visão Geral da Sistemática de Seleção

2.1 Etapa de Planejamento da Sistemática de Seleção

Nesta etapa devem ser definidos os recursos necessários para a aplicação da sistemática de seleção, juntamente com a formação de uma equipe multifuncional denominada de *equipe de seleção*, que deverá executar as atividades das demais etapas da sistemática. O principal resultado desta etapa é a geração dos seguintes documentos: *quadro de pessoal* (onde são definidas as pessoas que compõem a equipe de seleção, juntamente com o papel que exercem dentro da equipe e suas principais responsabilidades durante a aplicação da sistemática); *cronograma do trabalho* (que deverá ser seguido durante a aplicação das demais etapas da sistemática). O atendimento aos prazos estipulados neste cronograma é um dos fatores responsáveis pelo sucesso da aplicação da sistemática, pois o processo de seleção não deverá levar muito tempo, uma vez que a tecnologia associada a estes sistemas computacionais evolui rapidamente. Além disto, deve-se evitar, que a equipe de seleção seja influenciada pelo apelo mercadológico dos fornecedores destes sistemas, analisando a todo momento seus lançamentos mais recentes, o que acarretaria em um processo sem fim).

2.2 Etapa de Levantamento das Necessidades de Informação

Nesta etapa deve-se realizar o levantamento das necessidades de informação da empresa ou de um processo de negócio específico da empresa. Isto se dá a partir de um detalhamento da análise interna da empresa, que normalmente apresenta como resultado um modelo de

referência chamado modelo de empresa. Não é escopo do presente trabalho a descrição da melhor forma de se obter este modelo. Uma metodologia para este fim pode ser encontrada em outra publicação (Rentes, 1995). Mesmo assim, deve-se ressaltar que o levantamento das necessidades de informação da empresa deve se dar a partir do detalhamento deste modelo de referência, procurando-se identificar os processos, atividades, informações, recursos e demais dados operacionais que estão diretamente ligados ao sistema que será adquirido. Com isso pode-se identificar as funcionalidades que o sistema computacional deverá atender, respeitando-se o modo de funcionamento previsto e necessário da empresa, representado em seu modelo de referência. Estas funcionalidades, que são específicas para cada tipo de sistema, definem o que se chama de critérios funcionais. A utilização e abrangência destes critérios funcionais serão abordadas na próxima etapa da sistemática, onde são apresentados todos os critérios utilizados no processo global de seleção.

2.3 Etapa de Definição dos Critérios de Seleção

Nesta etapa são identificados os critérios que deverão ser atendidos pelo sistema que será selecionado. São utilizados aqui três classes de critérios de seleção: **comerciais, técnicos e funcionais**. Os critérios comerciais são responsáveis pelo levantamento de informações essenciais sobre os fornecedores dos sistemas existentes no mercado. Além disto, levantam informações gerais sobre os sistemas, tais como: custo, quantidade de usuários, etc. Estes critérios normalmente *são iguais para a maioria dos sistemas* que auxiliam as atividades de engenharia, pois são levantados junto aos fornecedores a partir de questionários. Uma lista detalhada destes critérios, tanto para sistemas CAD como para sistemas CAPP pode ser encontrada em outra publicação (Aguiar, 1995).

Os critérios técnicos são responsáveis pelo levantamento detalhado das características técnicas do sistema a ser selecionado. Estes critérios *são específicos a cada tipo de sistema computacional*, devido as diferentes áreas de atuação existentes na engenharia. Por isso não é possível levantar uma lista comum de critérios técnicos para todos os tipos de sistemas, como pode-se fazer para os critérios comerciais. Exemplos de critérios técnicos para sistemas CAD e para sistemas CAPP podem ser encontrados em outra publicação, evidenciando-se que eles tem processos de *benchmark* diferentes (Aguiar, 1995).

Os critérios funcionais, como dito anteriormente, são determinados pelo levantamento das necessidades de informação da empresa ou de um processo de negócio específico da empresa, a partir do detalhamento de seu modelo de referência. Maiores detalhes sobre modelo de referência podem ser encontrados em outras publicações (Bremer, 1995; Rentes, 1995; Aguiar, 1995). Os critérios funcionais são muito fortes, isto significa que se o sistema em fase de seleção não atender aos critérios funcionais de maior peso, consequentemente não deverá ser adquirido. Pode ocorrer que nenhum sistema comercial atenda aos critérios funcionais identificados, neste caso a lista e a ponderação destes critérios deve ser reavaliada, pois talvez esteja-se esperando demais das tecnologias oferecidas atualmente.

Após a definição das três classes de critérios, descritas anteriormente, a equipe de seleção deve elaborar três quadros de critérios, um para cada classe, preenchendo a coluna destinada a descrição dos critérios. Na figura 2, apresenta-se o modelo do quadro de critérios utilizado na sistemática proposta. A partir destes quadros, consegue-se ter um visão geral das regras que ditarão o processo de seleção, além de se obter uma síntese do trabalho realizado até o momento.

	AVALIAÇÃO (NOTAS)					
DESCRIÇÃO	Pessoa 1	Pessoa 2	Pessoa 3	Pessoa 4	Pessoa 5	**Médias (Mn)**

Figura 2- Modelo do Quadro de Critérios

2.4 Etapa de Ponderação dos Critérios de Seleção

Nesta etapa identificam-se quais os pesos que devem ser associados aos critérios que foram estabelecidos na etapa anterior. O método adotado para a ponderação destes critérios de seleção foi adaptado de publicações que utilizam a Análise de Valor como técnica para avaliação de projetos ou produtos (Oliveira, 1988; Porter, 1985). Neste sentido, as pessoas que compõem a equipe de seleção (por exemplo, 5 integrantes), atribuem pesos aos critérios, a partir da seguinte terminologia: peso 1 (critério desejável); peso 2 (critério necessário); peso 3 (critério indispensável). Para a ponderação de todos os critérios identificados, devem ser elaboradas três tabelas de ponderação de critérios, uma para cada classe de critérios. Na figura 3 apresenta-se o modelo desta tabela, juntamente com um exemplo de sua utilização para a ponderação dos critérios técnicos.

	PONDERAÇÃO						
Critérios Técnicos	Pessoa 1	Pessoa 2	Pessoa 3	Pessoa 4	Pessoa 5	MÉDIA (mp)	PESO %
CT1	3	3	3	3	3	3,0000	20,2703
CT2	2	3	1	2	1	1,8000	12,1622
CT3	3	2	2	1	3	2,2000	14,8649
CT4	1	3	2	1	2	1,8000	12,1622
CT5	2	2	3	1	3	2,2000	14,8649
CT6	1	1	2	3	2	1,8000	12,1622
CT7	3	2	2	1	2	2,0000	13,5135
				TOTAL	⇨	14,8000	100,0000

Figura 3- Modelo da Tabela de Ponderação de Critérios

Então pode-se observar que o peso final de cada critério técnico é igual a média dos pesos dados pelas 5 pessoas da equipe de seleção, para aquele critério. Isto se dá a partir do seguinte cálculo: *Média dos Pesos (Mp)* = Σ *pesos dados pelas pessoas/nº de pessoas*, em relação a cada critério. Vale ressaltar, que é interessante transformar os pesos finais *(Mp)* obtidos na tabela de ponderação de critérios, em pesos percentuais, para que se tenha noção de quanto um critério é importante em relação a todos os critérios da mesma classe, que foram ponderados. Os pesos percentuais podem ser obtidos a partir do seguinte procedimento: somar todos os pesos finais *(Mp)* dos critérios (ex: Σ Mp = 14,80); dividir 100 pelo número obtido nesta soma (ex: 100/14,80 = K); e multiplicar os pesos finais *(Mp)* dos critérios pelo fator K (ex: Peso % de CT1 = 3,00 x K = 20,2703 %). Nesta etapa alguns critérios de seleção poderão ser eliminados, por exemplo quando os integrantes da equipe de seleção ao analisar a ponderação realizada, observam que alguns critérios não agregam valor ao tipo de sistema que está sendo selecionado.

2.5 Etapa de Avaliação Macro de Sistemas e Fornecedores

Nesta etapa eliminam-se os sistemas e fornecedores que não cumprirem os requisitos mínimos estipulados anteriormente para o processo de seleção. Para isto, podem ser separados os critérios funcionais, técnicos e comerciais de maior peso e a partir disto avaliar se o sistema e seu fornecedor atendem à estes critérios. A avaliação macro dos sistemas e fornecedores deve ser feita pela equipe de seleção, através de consultas a catálogos e/ou a publicações relacionadas com os sistemas que estão em fase de seleção. Como pode-se observar, esta etapa envolve basicamente a análise dos documentos gerados nas etapas anteriores, a fim de confrontá-los com as informações levantadas a respeito dos sistemas comerciais existentes. Deste modo, os recursos necessários para sua execução são as tabelas de ponderação de critérios elaboradas na etapa anterior, juntamente com alguns catálogos e/ou publicações dos sistemas comerciais.

2.6 Etapa de Avaliação Detalhada de Sistemas e Fornecedores

Após uma primeira análise e eliminação dos sistemas e fornecedores menos adequados às necessidades de informação da empresa, nesta etapa pretende-se dar notas aos sistemas restantes, a partir das três classes de critérios anteriormente identificados, avaliando-se detalhadamente seus fornecedores. A avaliação dos sistemas pode ser realizada a partir de testes de desempenho (testes piloto). Nestes testes o fornecedor mostra a equipe de seleção uma aplicação prática de seu sistema para as peças e processos da empresa em questão (Ferreira, 1990). A equipe de seleção pode também, assistir demonstrações destes sistemas em feiras especializadas, pedindo ao fornecedor que simule aplicações próximas à realidade da empresa. A melhor opção é a realização de visitas às empresas usuárias de determinados sistemas, que apresentem características similares à empresa que esta aplicando a sistemática. Nestas visitas deve-se tentar extrair o máximo de informações possíveis em relação as potencialidades do sistema e seriedade de seu fornecedor (Aguiar, 1993). Sempre que possível deve-se dar ênfase a esta opção, procurando-se realizar essas visitas a outros usuários sem a tutela do fornecedor.

Para a execução desta etapa, utilizam-se os quadros de critérios, apresentados anteriormente na figura 2, específicos à cada classe, onde os integrantes da equipe de seleção completam as colunas destinadas à avaliação dos sistemas. O método de avaliação adotado neste trabalho é uma adaptação do método sugerido por Ferreira (1990). Cada sistema que está em fase de seleção receberá uma nota específica, que representa o grau de atendimento aos critérios de seleção, pertencentes a cada classe. As notas que poderão ser dadas aos sistemas devem ser especificadas previamente, adotando-se por exemplo, o seguinte padrão: 0 (sistema não apresénta o critério avaliado); 1 (sistema apresenta o critério porém este não é atendido); 2 a 5 (grau de atendimento do critério). Depois que os integrantes da equipe de seleção, dão suas notas aos sistemas, deve-se calcular a média destas notas (Mn), em busca de uma avaliação consistente: *Média das Notas (Mn) = Σ notas dados pelas pessoas/nº de pessoas*, em relação a cada critério de seleção. Ainda nesta etapa, deve-se identificar as medidas de sistematização relacionadas à introdução do tipo de sistema que está sendo analisado. Entende-se por sistematização as medidas operacionais e organizacionais que devem ser tomadas para que o sistema computacional ao ser implantado tenha meios de funcionar, evitam-se assim um "caos organizacional" e identificam-se por exemplo, custos adicionais.

2.7 Etapa de Seleção do Sistema

Esta etapa é responsável pela escolha do sistema que melhor atenda às necessidades de informação da empresa, com base nos dados levantados nas etapas anteriores. Na bibliografia consultada foram identificadas várias técnicas que podem ser usadas para a escolha do sistema computacional, no presente trabalho, optou-se por uma adaptação da técnica de seleção por pesos (Nogueira & Garcia, 1986). Para a realização desta etapa, inicialmente devem ser recuperados os 3 quadros de critérios que já foram preenchidos (figura 2), referentes a cada sistema que está participando do processo de seleção. Além disto, devem ser recuperadas as tabelas de ponderação de critérios (figura 3), específicas às três classes de critérios. A seguir, a equipe de seleção deve elaborar o quadro parcial de seleção (figura 4) seguindo os seguintes passos: [1] Preenchimento da coluna reservada para a descrição dos *Critérios Funcionais (CF)*, *Técnicos (CT)* e *Comerciais (CC)*, a partir da coluna *DESCRIÇÃO* dos quadros de critérios (figura 3); [2] Preenchimento da coluna *Peso %*, com os pesos percentuais associados a cada critério, calculados nas tabelas de ponderação de critérios (figura 4); [3] Preenchimento da coluna *N*, com a média das notas dadas para cada sistema em relação ao critério em questão (coluna *Médias (Mn)* dos quadros de critérios); [4] Preenchimento da coluna *NP*, multiplicando-se as notas (*coluna N*) pelos respectivos pesos percentuais (*coluna Peso %*); [5] Cálculo dos *Pontos Parciais* para cada sistema computacional em avaliação, onde: *pontos parciais CF* = Σ *NP* para a classe de critérios funcionais; *pontos parciais CT* = Σ *NP* para a classe de critérios técnicos; *pontos parciais CC* = Σ *NP* para a classe de critérios comerciais.

		SISTEMA A		SISTEMA B		SISTEMA C	
Critérios Funcionais (CF)	Peso %	N	NP	N	NP	N	NP
PONTOS PARCIAIS CF							
		SISTEMA A		SISTEMA B		SISTEMA C	
Critérios Técnicos (CT)	Peso %	N	NP	N	NP	N	NP
PONTOS PARCIAIS CT							
		SISTEMA A		SISTEMA B		SISTEMA C	
Critérios Comerciais (CC)	Peso %	N	NP	N	NP	N	NP
PONTOS PARCIAIS CC							

Figura 4- Modelo do Quadro Parcial de Seleção

Após o preenchimento do quadro parcial de seleção, obtém-se uma visão parcial dos sistemas que possivelmente poderão ser adquiridos. Porém, a finalização do processo de seleção ainda depende da realização de duas atividades. Na primeira, a equipe de seleção deve dar pesos para as classes de critérios (*critérios funcionais, técnicos e comerciais*), ou seja, deve-se considerar as três classes de critérios como uma "caixa preta", definindo-se quais das três têm mais importância no processo global de seleção. Para a realização desta atividade, novamente a equipe de seleção preenche uma tabela de ponderação, tabela de ponderação de classes (figura 5), a partir da seguinte terminologia: peso 1 (classe de critérios é desejável); peso 2 (classe de critérios é necessária); peso 3 (classe de critérios é indispensável).

	PONDERAÇÃO						
CLASSES	Pessoa 1	Pessoa 2	Pessoa 3	Pessoa 4	Pessoa 5	MÉDIA (mp)	PESO %
CF	2	3	3	2	3	2,6000	43,3333
CT	2	3	1	2	1	1,8000	30,0000
CC	1	2	2	1	2	1,6000	26,6667
				TOTAL	⇨	6,0000	100,0000

Figura 5 - Modelo da Tabela de Ponderação de Classes

A tabela de ponderação de classes, também apresenta como resultados finais, a *Média dos Pesos (Mp)* e os *Pesos Percentuais (Peso %)* associados à cada classe. Para tanto, realizam-se os seguintes cálculos: *Média dos Pesos (Mp)* = Σ *pesos dados pelas pessoas/nº de pessoas*, em relação a cada classe de critérios; *Pesos Percentuais (Peso %)* = *Mp* x *(100/6)* (ex: Peso % de CF = 2,17 x (100/6) = 43,33 %). A partir dos resultados da tabela de ponderação de classes, a equipe de seleção realiza a última atividade desta etapa, elaborando um quadro final de seleção (figura 6).

		SISTEMA A	SISTEMA B	SISTEMA C
CLASSES DE CRITÉRIOS	**PESO %**	**Pontos Parciais**	**Pontos Parciais**	**Pontos Parciais**
Critérios Funcionais **(CF)**				
Critérios Técnicos **(CT)**				
Critérios Comerciais **(CC)**				
TOTAL				

Figura 6- Modelo do Quadro Final de Seleção

Este quadro final de seleção é responsável pela escolha do sistema que deverá ser adquirido pela empresa que está aplicando a sistemática. Seu preenchimento deve seguir os seguintes passos: [1] Preenchimento da coluna *Peso %*, com os pesos percentuais que foram calculados para cada classe de critérios (CF, CT e CC), a partir da *tabela de ponderação de classes* (figura 5); [2] Preenchimento da coluna *Pontos Parciais*, com os pontos que cada sistema computacional em avaliação obteve no *quadro parcial de seleção* (figura 4), em relação as três classes de critérios (*Pontos Parciais CF, Pontos Parciais CT e Pontos Parciais CC*); [3] Cálculo do *Total* de pontos para cada sistema em avaliação (sistema A, B e C), onde: *TOTAL* = Σ (*Peso %* x *Pontos Parciais*), para as três classes de critérios.

Após a realização das atividades descritas anteriormente, observa-se que o sistema computacional com um maior número *TOTAL* de pontos no quadro final de seleção (figura 6), é o que melhor atende as necessidades de informação da empresa em questão. Deste modo, o resultado final desta etapa é um relatório, entitulado por *Relatório Final de Avaliação e Seleção*, que deve ser encaminhado para a alta gerência da empresa, contendo todos os documentos gerados nas etapas da sistemática, juntamente com comentários a respeito dos sistemas que apresentaram melhores resultados.

2.8 Etapa de Avaliação Econômica

Além dos dados qualitativos obtidos na etapa anterior, para a finalização da sistemática de seleção proposta, faz-se necessária a realização de uma avaliação econômica que forneça dados quantitativos em relação aos sistemas que apresentaram melhores resultados até o momento. Neste sentido, poderá ser utilizado o método de avaliação da própria empresa, caso a empresa não tenha nenhum método, cabe a equipe de seleção propor a utilização de um método condizente com o tipo de investimento que será realizado. Esta etapa depende muito da sinergia das pessoas do setor financeiro da empresa com os integrantes da equipe de

seleção, o que torna o bom senso destas pessoas um fator crucial para a finalização, com sucesso, da aplicação da sistemática de seleção apresentada.

3. Considerações Finais

A **Sistemática de Seleção** apresentada neste trabalho foi concebida com o intuito de minimizar as principais limitações das metodologias de seleção existentes na literatura. Devido o limite de páginas recomendado para a elaboração do presente trabalho, tornou-se impossível a discussão detalhada de cada uma destas limitações comparando-as com as melhorias trazidas pela sistemática proposta.

Pelo mesmo motivo, não foi possível explicitar a grande importância da concepção desta sistemática como parte de uma metodologia de integração, deixando-se claro que com isto o processo global de seleção pode ser considerado como um *projeto parcial de integração*, onde viabiliza-se a escolha de sistemas computacionais a partir do diagnóstico da situação atual da empresa. Optou-se, então, nesta publicação pela apresentação da estrutura da sistemática de seleção proposta, fato que pode ter prejudicado o entendimento a respeito de alguns conceitos inéditos presentes em sua concepção. Tendo-se a necessidade de maiores esclarecimentos pode-se consultar uma fonte mais completa (Aguiar, 1995).

Por fim, vale ressaltar que esta sistemática de seleção já foi testada com sucesso na Fábrica Integrada Modelo (FIM) da USP de São Carlos. Sua implementação em um ambiente real já deveria ter sido finalizada, mas por problemas de reestruturação interna da empresa em questão, ainda não foi terminada. No entanto, foi possível checar em uma primeira instância a sua consistência, pois realizou-se uma simulação da aplicação de suas etapas com as pessoas que estariam envolvidas com a sua aplicação real. Vale ressaltar que esta aplicação prática deverá ser tema de publicações futuras.

4. Bibliografias

Aguiar, A. F. S.- *Estudo da Implementação de Sistemas CAD* - Trabalho de Graduação - São Carlos, Departamento de Engenharia de Produção, Universidade Federal de São Carlos, 1993.

Aguiar, A.F.S.- *Sistemática de Seleção de Sistemas Computacionais para auxílio às Atividades de Engenharia*- Tese de Mestrado, São Carlos, EESC-USP, 1995.

Bremer, C.F.- *Proposta de uma Metodologia para o Planejamento e Implantação da Manufatura Integrada por Computador* - Tese de Doutorado, São Carlos, EESC-USP, 1995.

Eversheim, W. et all- Changes in the Role of Production Management in the CIM-Era - *Annals of the CIRP*, v. 35, p. 505-512, 1986.

Ferreira, A.B.- *CAD/CAM: Conceitos e Aplicações em Projetos Mecânicos e Critérios para Seleção e Utilização em Engenharia* - Dissertação de Mestrado, São Paulo, EPUSP-USP, 1990.

Nogueira, R.; Garcia, J.- *Avaliação e Seleção de Sistemas: um enfoque de Tecnologia de Informação* - Rio de Janeiro, LTC S.A., 1986.

Oliveira, D. P. R.- *Estratégia Empresarial: uma Abordagem Empreendedora* - São Paulo, Editora Atlas, 1988.

Porter, M - *Competitive Advantage* - New York, The Free Press, 1985.

Rentes, A.F.- *Proposta de uma Metodologia de Integração com Utilização de Conceitos de Modelagem de Empresas* - Tese de Doutorado, São Carlos, EESC-USP, 1995.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB943

GERENCIAMENTO DE DADOS DE PRODUTO EM AMBIENTE DE ENGENHARIA SIMULTÂNEA / *PRODUCT DATA MANAGEMENT AT CONCURENT ENGENIEERING ENVIRENEMENT*

LUIS G. SANTOS, HENRIQUE ROZENFELD, LUCAS C. HORTA & VANDER GUERRERO
Laboratório de Máquinas Ferramentas, Depto. de Engenharia Mecânica -EESC/USP
Av. Dr. Carlos Botelho 1465 - CEP 13560-250 - São Carlos - SP
E-mail: gustavo1@sc.usp.br, roz@sc.usp.br, lchorta@sc.usp.br, guerrero@sc.usp.br

Abstract

Product Data Managements Systems are one of the key technologies for companies to achieve world competitiveness. The Business Process of companies that do not use PDM System generates a great amount of documents and files, so it is almost impossible to recall or storage them in fast and safe way. PDM Systems help those companies to reach more speed and quality while doing their tasks by managing all data created. Besides that, data is always available to users who need them or to ones who have the required access status. Distance between what companies should be and what nowadays they actually are, is partially fulfill by a successful PDM System implementation. The major objective of this project is to help companies to do so, by describing a PDM Systems implementation methodology.

Keywords

PDM, Implementation Methodology, Customization, Workflow.

1. INTRODUÇÃO

Grande parte das empresas no Brasil não atingiu o nível de competitividade necessário para garantir seus lugares num mercado cada vez mais dinâmico e exigente. A estrutura organizacional da maioria dessas empresas reflete ainda em parte o modelo de divisões departamentais, quando não fisicamente, pelo menos no comportamento de seus funcionários e pela maneira de como são executadas as tarefas dentro dessas empresas.

Para diminuírem o ciclos de desenvolvimento e aumentar a qualidade de seus produtos, muitas dessas empresas adotaram a filosofia de engenharia simultânea, porém sem esgotar o seu potencial, pois não conseguiram atingir plenamente os objetivos estabelecidos nesta filosofia (Rozenfeld et al., 1995). Para que realmente se ajustem aos- novos moldes de organização, entre outras coisas, elas devem investir em treinamento de seu pessoal e aperfeiçoamento dos seus processos de negócios.

Esse trabalho objetiva ajudar nessa busca de melhoramento, descrevendo uma metodologia para implantação de um sistema gerenciador de dados de produto, que deve ser aplicado em empresas que já se preocuparam em criar ambientes de engenharia simultânea. Nesse trabalho usa-se o termo PDM (*Product Data Management*) como uma sigla que representa o gerenciamento de todas as informações do produto, e todos os processos relacionados ao produto (Miller, 1996), embora muitos dos softwares comerciais que foram

desenvolvidos para essa função não apresentem todas as características exigidas pela definição dada a esse termo.

Mostram-se e descrevem-se as vantagens de um sistema PDM e uma metodologia para sua implantação a qual utiliza-se de um modelo dos processos de negócio da empresa.

2. VANTAGENS DO USO DE UM SISTEMA PDM

Pode-se observar pela figura 1 as diferentes situações que podem existir em uma empresa que não utiliza um sistema PDM (lado esquerdo), e em uma que o utiliza. Vê-se que na primeira empresa, durante o desenvolvimento de suas atividades, gera-se um volume considerável de documentos a partir de diversos softwares, tornando o controle de versões e recuperação de informações inviáveis. Na outra empresa isso não ocorre, pois o PDM controla com segurança todos os arquivos gerados, diminuindo a necessidade de cópias impressas e agilizando a busca por informações.

As vantagens obtidas com a implantação de um gerenciador de dados de produto variam segundo o tipo de empresa na qual foi aplicado o software de PDM escolhido; as metas traçadas para a implantação e como ela é executada.

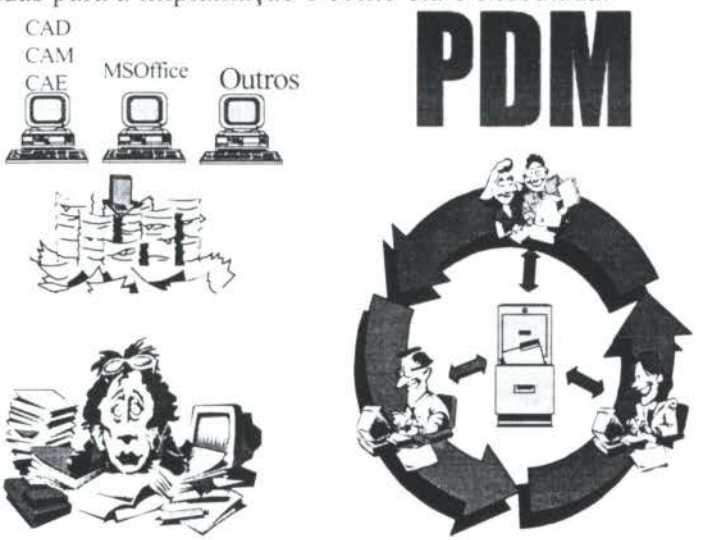


Figura 1 - Situações antes e depois da implantação de um software de gerenciamento de dados de produto.

Independentemente desses fatores ou de outros não citados, pode-se indicar algumas vantagens que normalmente são obtidas pelas empresas que realizam uma solução dessa natureza:

- Armazenamento eficiente e rapidez na recuperação das informações geradas;
- Imposição de restrições de acesso às informações;
- Acompanhamento das tarefas do processo;
- Controle de status e versões de documentos;
- Comunicação ágil entre os membros das equipes de trabalho e demais áreas da empresa;
- Suporte a engenharia simultânea;
- Compartilhamento de documentos.

1. METODOLOGIA DE IMPLANTAÇÃO

Não existe um consenso sobre uma metodologia de implantação de um software gerenciador de dados de produto. Grande parte das publicações sobre o assunto não descreve claramente como tal pode ser realizada.

Nesse trabalho mostra-se uma metodologia para tal implementação, discutindo suas etapas. Essa metodologia é resultado de uma aplicação prática de um sistema PDM, e constava das seguintes etapas:

- Estudo detalhado do *business process* da empresa e realização de seu modelamento;
- Escolha do software PDM mais adequado às necessidades da empresa.

- Listagem das características que o software PDM deve apresentar;
- Customização e;
- Testes e aperfeiçoamentos.

3.1 Estudo do Modelo do Business Process da Empresa

O estudo do modelo do *business process* da empresa na qual será implantado o sistema PDM é de fundamental importância para seu sucesso. Um processo é um conjunto de atividade ligadas entre si e que ocorrem naturalmente no dia à dia das empresas; um processo toma um determinado insumo e o transforma para criar um resultado (Moreira, 1994). Essa definição, como o próprio autor menciona, não é precisa e não define todos os aspectos abordados por um processo de negócio. Um insumo pode ser uma informação ou um objeto físico, sobre o qual são realizadas várias atividades que acabam por transformá-lo no resultado esperado.

A visão por processo de negócio ultrapassa as barreiras físicas da organização e define uma forma de atuação, onde o objetivo é atender o cliente. O processo parte de um "fornecedor" - provedor de insumo - passa pelas mãos de diversas pessoas, cada qual realizando uma ou mais atividades do processo, e chega até um "cliente" - comprador do resultado. A relação cliente/fornecedor estabelecida pode ser externa à organização ou interna à mesma, perfazendo as relações entre um funcionário e outro (Tiberti, 1996). Um exemplo de modelo de *business process* é mostrado na figura 2.

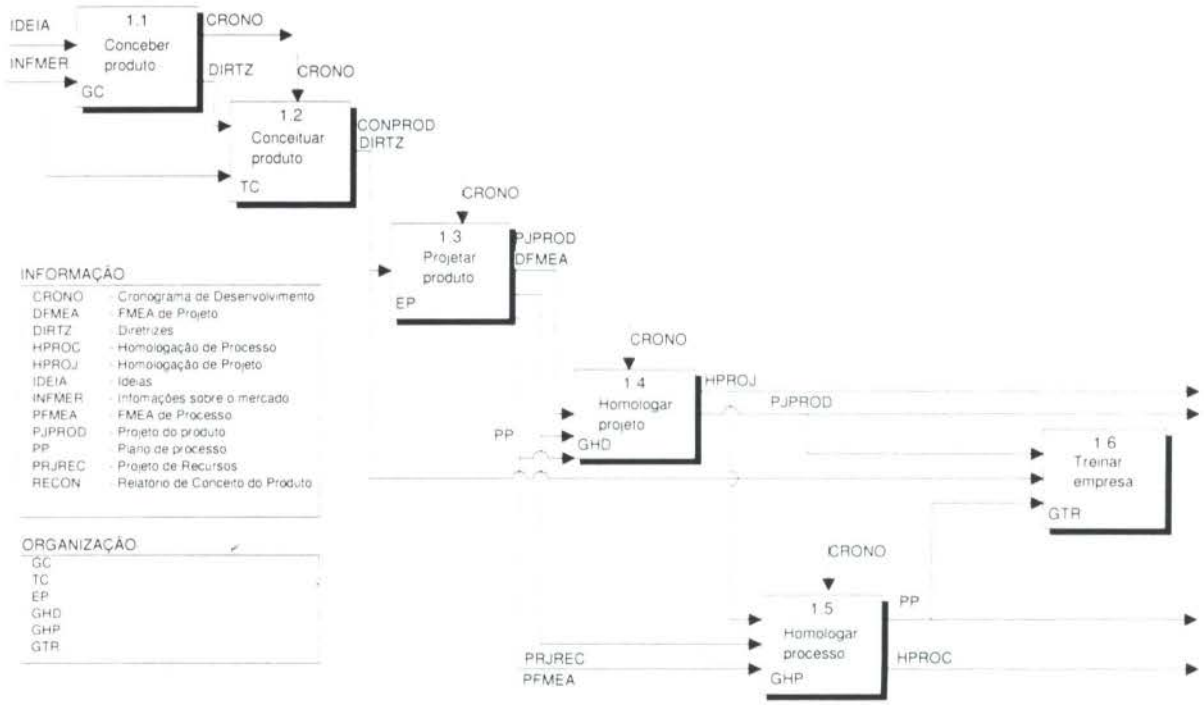


Figura 2 - Exemplo de Modelo de *business process*.

Assim pode-se identificar as tarefas que fazem parte do processo de negócio da empresa, como elas se relacionam entre si, quais os cargos que as realizam, quais os elementos necessários para sua execução, etc.

O modelo do *business process* deve servir de referência durante todo o processo de implantação, mas não deverá ser visto como um limitante rígido para essa implantação, podendo até ser revisto. A identificação do *business process* e a sua modelagem não serão abordadas nesse trabalho por fugirem do escopo do mesmo.

3.2 Escolha do Software Gerenciador mais Adequado

Existem no mercado muitos softwares de gerenciamento de dados, grande parte deles com características gerais semelhantes. A escolha por um ou outro não pertence ao escopo desse trabalho, sendo essa questão abordada em outros trabalhos, mas de modo geral vai depender de inúmeros fatores, entre os quais pode-se citar:

- Possuir uma linguagem de customização poderosa, que permita a desenvolvimento e/ou customização da parte gráfica e lógica do sistema de gerenciamento;
- Rodar sobre ambiente Windows, já que a maioria das empresas trabalha com essa plataforma;
- Ser totalmente compatível com as tecnologias OLE 2 (Object Linking and Embedding version 2) e DDE (Dynamic Data Exchange).
- Requisitos de hardware necessários para sua implantação;
- Relação custo/benefício;
- Contratos de parcerias entre a empresa e fornecedoras de softwares.

A escolha do software de PDM toma como base diversos requisitos colocados pela empresa, que se tornam critérios de escolha. Os seus requisitos funcionais são os mais importantes e devem suportar as atividades mapeadas pelo modelo dos *business process*. Este é o motivo pelo qual o estudo do modelo do *business process* foi anteriormente apresentado.

4. CUSTOMIZAÇÃO DO PDM

Após a aquisição do software de PDM parte-se para a fase de sua implantação. Uma das mais importantes atividades desta fase é a customização do PDM, pois é ela que garante a aderência do software ao modelo do *business process*. Para a realização desta atividade o PDM deve possuir uma linguagem de customização poderosa. A customização é constituida de 2 fases:

- Obtenção de uma interface homem-máquina amigável e;
- Automação das tarefas de negócio.

4.1 Obtenção de Interface Amigável

As interfaces constituem-se no elo que une o usuário a qualquer sistema computacional. As interfaces do sistema PDM podem conter diversas informações sobre o produto ou seus componentes, como também mostrar anotações feitas por outros usuários sobre determinada informação.

Um interface agradável ao usuário do sistema PDM, e principalmente fácil de ser compreendida e utilizada, é fundamental para o sucesso da implantação do software gerenciador. Um sinal de que a implantação não atingiu seus objetivos ocorre quando o usuário é obrigado a realizar suas tarefas da maneira como as fazia antes da implantação, devido ao fato de não entender o que está acontecendo na tela de seu computador ou sentir-se muito fatigado pela demora ou dificuldade de se trabalhar no sistema (embora isso também possa ocorrer caso não haja um programa de treinamento adequado dos usuários a respeito do novo sistema).

Essa dificuldade as vezes é fruto do uso de inúmeros botões de acesso a telas diferentes, para a realização de uma única tarefa. O recomendado é que todos os dados necessários para a realização de uma dada tarefa apresentem-se juntos, de forma cada vez mais detalhada conforme o usuário mova-se através da hierarquia das telas. Pode-se ver isso na figura 3, na

qual mostra-se uma das telas personalizadas desenvolvidas para uma fábrica integrada modelo.

Chamar-se-á "tela personalizada" cada tela do sistema PDM que possua botões de acesso a outros softwares ou que realizem certas ações sobre as informações, campos de informação e de arquivos, e que portanto funcionará como o desktop do usuário.

Esse método é chamado de Drill Down, referindo-se ao processo de furação (drilling) imaginário através de níveis mais profundos de detalhes. O método Drill Down é recomendado porque permite aos usuários ver diferentes níveis de detalhes, dependendo de suas necessidades. Um executivo pode querer ver somente uma informação resumida, enquanto um gerente de marketing de produto pode querer ter acesso a informações mais detalhadas para ajudá-lo a preparar uma campanha promocional.

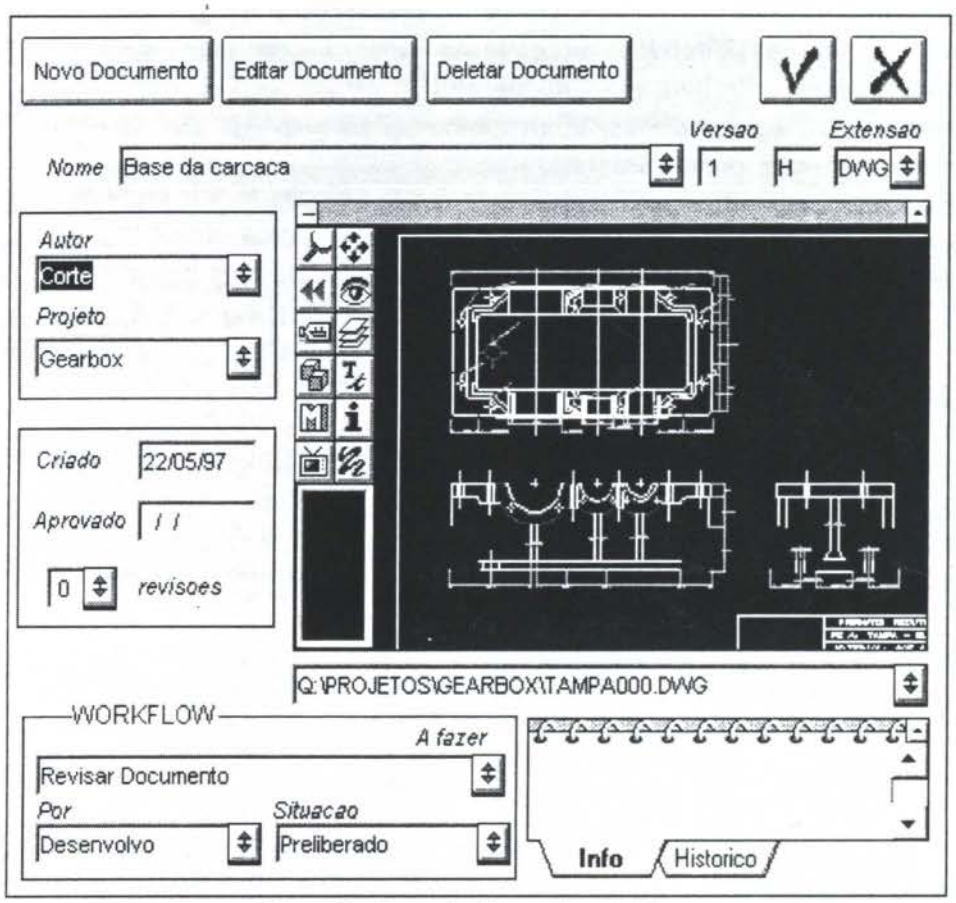


Figura 3 - Exemplo de interface gráfica.

Deve-se no-tar, entretanto, que o sistema apenas aumentará o nível de deta-lhes das informa-ções, ou mesmo as mostrará, se o usuário tiver permissão para tal. Cada usuário, dependendo do papel que desempenhe na empresa, recebe acesso a um tipo de tela personalizada, especialmente criada para a realização desse papel. As melhores implantações são aquelas que são pouco rígidas, podendo ser rapidamente modificadas pelos administradores do sistema para agilizar a realização das tarefas, acompanhado o desenvolvimento das inter-relações humanas criadas num ambiente de trabalho para a realização das tarefas.

Como já foi dito, cada tela personalizada contém todos os objetos necessários para a realização das tarefas. Esses objetos podem ser campos que conténham informações numéricas, alfanuméricas ou lógicas sobre o produto, campos de visualização de arquivos e botões de acesso a outros softwares, para a execução de certas ações sobre as informações do produto ou sobre os arquivos anexados ao tela personalizada.

Pela análise do modelo do *business process* da empresa sabe-se quantas telas personalizadas serão necessárias para formar o sistema e quais os objetos que deverão possuir. Novamente deve-se alertar para a importância desse modelo para o sucesso da implantação do sistema PDM.

Para a realização das tarefas do dia a dia das empresas, seus funcionários necessitam muitas vezes de alguns recursos. Esses recursos podem variar desde um programa de geração de código CN até uma simples caneta.

Quando limita-se a analisar os recursos computacionais necessários para a realização dessas tarefas, percebe-se que o sistema de gerenciamento de dados de produto deve ser capaz de facilitar o acesso de seus usuários a esses recursos. Dessa forma, as interfaces do sistema devem possibilitar rápido acesso aos softwares utilizados pelos usuários. A customização deve então ser orientada a objetos, sendo esses objetos as informações sobre o produto. Isso agiliza muito a realização das tarefas do processo de negócio da empresa, pois os usuários não precisarão se preocupar sobre qual software devem acessar ou quando isso deve ser feito. O sistema deve ser suficientemente inteligente para mostrar os botões de acesso aos softwares apenas no momento certo e para a pessoa certa.

Ainda na figura 3, vê-se que por existir um desenho anexado a tela personalizada, o sistema mostra 3 botões no topo da tela, "Novo Documento", "Editar Documento" e "Deletar Documento". Esses 3 botões executam ações que são pertinentes a esse estágio do desenvolvimento do produto. Caso estiver em uma etapa anterior a realização e anexação do desenho, o sistema apresentaria os botões "Criar Desenho - AutoCAD" ou "Criar Design - 3Dstudio", por exemplo.

4.2 Automatização de tarefas

Depois de criadas as telas personalizadas, que formarão a interface geral entre o sistema e os usuários, busca-se a automatização de tarefas repetitivas, que não adicionam valor ao produto ou que não exijam o uso da experiência, conhecimentos ou inteligência do usuário. Exemplos de tais tarefas são as operações de conversões de formato de arquivo quando o usuário os importa ou exporta para outros softwares, escolha do local para armazenamento das informações e arquivos, criação de um histórico do desenvolvimento do produto, escolha do membro da equipe multifuncional mais adequado para a realização de uma dada tarefa, etc. Aqui também o modelo do *business process* da empresa é de fundamental importância, pois a partir dele pode-se identificar quais são essas tarefas, e também pode-se indicar soluções para automatizá-las ou até mesmo eliminá-las. A realização de atividades que não agregam valor ao produto é um dos fatores que dificultam a identificação dos processos (Vega, 1995).

Após a realização dessas etapas, estão montados os ambientes virtuais de trabalho, e cria-se a seguir uma lógica que interligue todos os componentes desses ambientes e que dê formas finais à implantação. Esta lógica é chamada de workflow, cuja programação é essencial para a customização, e que entre outras coisas define como as informações serão criadas, alteradas, distribuídas e armazenadas pelos usuários..

A "programação" do PDM através de comandos específicos garante que ele trabalhe dentro de uma lógica pré-estabelecida. Esses comandos podem ser dados de uma forma distribuída ou unificada, dependendo se forem ou não "passados" ao sistema como características de um dado elemento ou evento. Por exemplo, pode-se "passar" um comando que envie o desenho anexado à tela personalizada do projetista através de um botão. Quando o projetista acionar esse botão, faz com que o chefe dos projetistas receba uma mensagem informando-o para verificar esse desenho. Atualmente a tendência dos softwares PDM parece ser a de permitir total customização através dessas ferramentas.

A programação é responsável pela criação das regras que governarão os objetos pertencentes ao sistema PDM, como os diferentes níveis de acesso às informações, a seqüência com que as tarefas devem ser realizadas, o momento certo para disponibilizar ou não recursos, etc, constituindo-se na etapa mais difícil da implantação do sistema PDM e

portanto a que despende maior tempo para a sua conclusão. Normalmente são necessárias várias pessoas para a customização de um sistema de médio e grande porte, as quais devem trabalhar da maneira mais integrada possível, pois cada uma delas estará fazendo uma parte do sistema que se relaciona com todas as outras partes.

Devido a esse fato, quanto mais poderosa e fácil for a linguagem de programação do software escolhido, menores serão as incompatibilidades e erros gerados nesta fase e desta forma, menor será o tempo de sua finalização.

Linguagens que exigem do programador a criação de grande número de programas, cada um para controlar a ação de apenas um objeto do sistema e que devem manter uma certa dependência uns dos outros, mostram-se adequados, mas exigem um planejamento detalhado para não se tornar confuso em médias e grandes implantações.

Se a fase de customização constitui-se na parte mais difícil da implantação do sistema PDM, a criação do Workflow constitui-se na etapa mais difícil da programação da customização, sendo que durante o seu desenvolvimento é comum haver alterações no ambiente de trabalho e no próprio modelo de *business process* da empresa, pois sempre existem limitações computacionais do software gerenciador de dados, do gerenciador da rede ou dos demais softwares utilitários.

Novamente, baseando-se no modelo de *business process* da empresa, o workflow define quais as tarefas a serem realizadas e em qual seqüência, quais informações são recebidas para sua realização e quais se tornarão disponíveis em etapas seguintes do processo e quais as pessoas responsáveis por sua realização.

5. FASE DE ITERAÇÃO

Após o término da primeira versão do ambiente virtual de trabalho e do workflow, deve-se proceder uma série de testes com o intuito de avaliar o desempenho do sistema e corrigir possíveis falhas, sendo essa fase final da implantação. Esses teste são simulações dos próprios processos de negócios da empresa, os quais servirão para verificação da eficiência do sistema em agilizar e facilitar os mesmos.

Cada problema encontrado deve ser analisado por todas as pessoas envolvidas no desenvolvimento do sistema e também por usuários, para que encontrem soluções definitivas e gerais, evitando assim a proliferação de soluções frágeis e específicas, que resolvem apenas parte do problema e que quase sempre geram outros um maior número deles.

Assim, no final dessa etapa, o sistema de gerenciamento deve refletir o modelo final do *business process* da empresa, devendo fazê-lo da melhor maneira possível, da forma mais fácil, ágil e segura ao usuário.

6. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste trabalho pôde-se discutir em detalhes a fase de customização de um software de PDM. Graças a esta fase, o software teve uma maior aceitação pelo usuário, garantindo o sucesso de sua implantação. A eficiência da customização depende de sua especificação e facilidade de manutenção. A sua especificação advém das atividades mapeadas no modelo de referência dos *business process*. A manutenção deve ser garantida pelas APIs (Application Programming Interfaces) do software PDM propriamente dito.

7. REFERÊNCIA

MILLER, E. *PDM today - The current state od industry*. CIMdata, http://www.std.com/Newbury/CIMdata/pages/pdmlong.htm, 1996.

MOREIRA, D. A. *Reengenharia: dinâmica para a mudança*. Livraria Pioneira, São Paulo, 1994.

ROZENFELD, H.; VEGA, H. A. *Ambiente distribuído de soluções para suportar a engenharia simultânea*. Máquinas e Metais, São Paulo, março, p.211-223, 1995.

TIBERTI, J. A. *Desenvolvimento de um sistema gerenciador de fluxo de trabalho para um ambiente de suporte a atividades de engenharia*, EESC-USP, São Carlos, 1996.

VEGA, H. A. et all. *Aplicações de ferramentas CAE/CAD/CAPP em processos de negócios definidos pela reengenharia*. Máquinas e Metais, São Paulo, junho, 1995.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB944

DEFINIÇÃO DE REQUISITOS PARA A IMPLANTAÇÃO DE SISTEMAS PDM EM AMBIENTES DE ENGENHARIA SIMULTÂNEA / *REQUIREMENTS DEFINITION FOR PDM SYSTEMS IMPLANTATION IN CONCURRENT ENGINEERING ENVIRONMENTS*

ROGERIO OMOKAWA & HENRIQUE ROZENFELD
Depto. de Engenharia Mecânica - Escola de Engenharia de São Carlos - USP, Av. Dr. Carlos Botelho 1465 - CEP 13560 250 - São Carlos - SP, E Mail: romokawa@sc.usp.br & roz@sc.usp.br

Abstract

Concurrent Engineering is a technology used in the new product's process development, however, there are problems derived from the use of this tool, for example, the large amount of information generated. Besides that, it is necessary that this data is always available to people who need it. The PDM (*Product Data Management*) Systems has been implemented to make the data available, however, in the past, its potential wasn't fully realized. The objectives of this project are to define essential requirements to successfully implement the PDM Systems in different kinds of enterprises, based on the Concurrent Engineering. Thus, the characteristics and potentialities of PDM are being analyzed, such as project revision management, product structure management, programming and workflow. And, the requirements to the system's implementation are discussed, like the identification of enterprise characteristics, the format of the documents that will be managed, the users and their access level, and the data workflow.

Keywords

PDM; product development; data management; Concurrent Engineering
PDM, desenvolvimento de produtos, gerenciamento de dados, Engenharia Simultânea

1. INTRODUÇÃO

O aumento da concorrência decorrente da intensificação do processo de globalização da economia tem levado as indústrias em busca constante da melhoria de sua competitividade. O mercado consumidor passou a exigir um tratamento individualizado, o que exige que as empresas coloquem no mercado uma maior quantidade de novos produtos em um tempo mais curto. Além disso, deve-se satisfazer os clientes em preço, qualidade e atendimento.

Para diminuir o ciclo de desenvolvimento e aumentar a qualidade de seus produtos, as empresas passaram a adotar a filosofia de Engenharia Simultânea. No entanto, o seu potencial não foi esgotado, pois estas empresas não conseguiram atingir plenamente os objetivos estabelecidos na Engenharia Simultânea (Rozenfeld *et al.*,1995). Essas empresas concentraram seu foco em apenas algumas ferramentas, tais como CAD (*Computer Aided Design*), CAE *(Computer Aided Engineering)*,CAPP (*Computer Aided Process Planning*), e CAM (*Computer Aided Manufacturing*), a fim de obter uma vantagem competitiva em relação aos seus concorrentes (Gascoigne, 1995). Porém apenas o uso destas ferramentas, quando é feito de maneira isolada, não representa um ganho significativo de tempo e qualidade no

processo como um todo. Somente quando essas ferramentas operam sob forma integrada, os ganhos passam a ser mais significativos.

Para fazer com que estas ferramentas trabalhem de maneira mais integrada e para gerenciar as informações e fazer com que elas estejam disponíveis sempre que necessário, a tecnologia de PDM (*Product Data Management*) tem sido muito utilizada. Entretanto, devido as falhas na escolha e implantação desses sistemas, esta tecnologia não tem sido completamente aproveitada.

Neste trabalho são apresentados os conceitos dos sistemas PDM e a metodologia utilizada na seleção e implantação, na qual será focado o escopo deste trabalho, ou seja a determinação dos requisitos essenciais para a escolha e implantação desses sistemas.

2. CONCEITOS UTILIZADOS

Apresentam-se os conceitos utilizados no desenvolvimento deste trabalho: *business process*, como formalismo para mapear as funcionalidades que o sistema PDM deve possuir; Engenharia Simultânea, a fim de localizar o escopo do trabalho e PDM, para apresentar uma visão geral sobre esta tecnologia. .

2.1. *Business Process* (BP)

Business Process (Figura 1) pode ser entendido como um conjunto de atividades relacionadas entre si que, quando executadas, transformam um determinado insumo em outro (Moreira, 1994). A visão por processos ultrapassa as barreiras físicas da organização e define uma forma de atuação, onde o objetivo é atender ao cliente.

Figura 1: Definição de *business process* (Rozenfeld, 1996)

O processo é algo natural mas, as vezes, é mascarado por disfunções estruturais da empresa quando ela tem uma organização burocrática. A realização de atividades que não agregam valor ao produto é um dos fatores que dificultam a identificação dos processos (Vega, 1995).

2.2. Engenharia Simultânea

Pode-se definir Engenharia Simultânea como "a filosofia de trabalho no *business process* de desenvolvimento de produtos, com base na sinergia entre seus agentes, visando um aumento na qualidade do produto, com foco no cliente; uma diminuição do ciclo de desenvolvimento; e conseqüente diminuição de custos" (Rozenfeld *et al.*, 1995). Na figura 2 pode-se ter uma visualização gráfica desta definição. Na ótica da Engenharia Simultânea, as atividades, as informações, a organização e os recursos passam a ser orientados pelos diversos *business process* existentes dentro da empresa, os quais são desenvolvidos pelos times multifuncionais, formados por pessoas de vários departamentos.

Figura 2 - Definição de Engenharia Simultânea

2.3. *Product Data Management*

De acordo com (Miller, 1996), PDM é uma tecnologia utilizada para gerenciar:

a)Todas as informações do produto: qualquer informação que descreve o produto, como as informações de configurações, documentos, arquivos CAD, informações de autorização, etc.

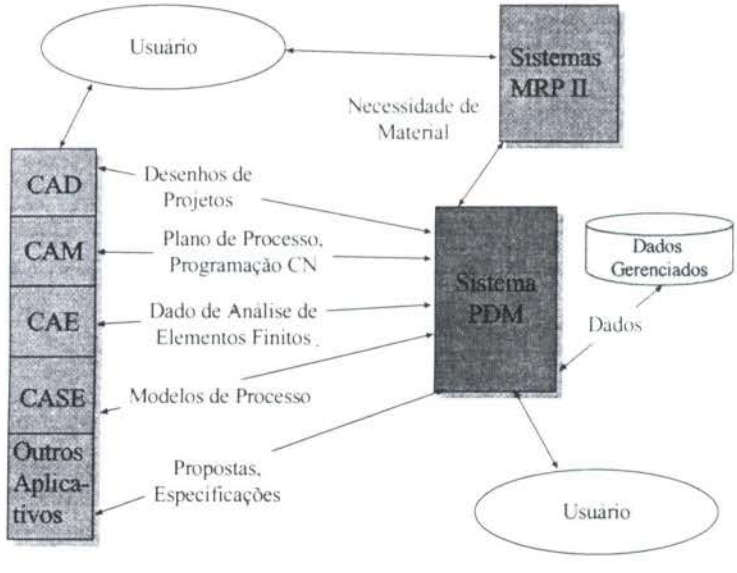


Figura 3 - Visão Funcional de um Sistema PDM

b)Todos os processos relacionados ao produto: tanto a definição quanto o gerenciamento dos processos, incluindo níveis de acesso e distribuição de informação.

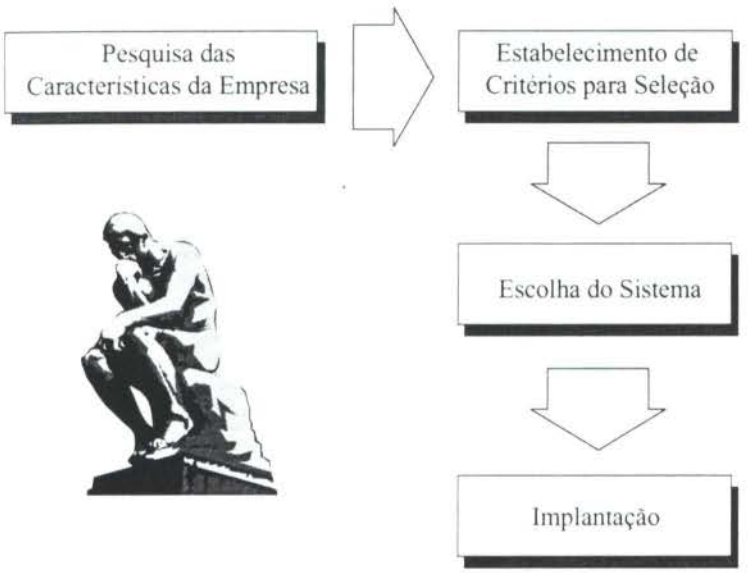
Na figura 3 pode-se visualizar uma representação do funcionamento de um sistema PDM. Neste ambiente o usuário pode acessar os dados do produto de duas maneiras, via o sistema PDM, ou diretamente através dos aplicativos de trabalho. No primeiro caso o usuário trabalha no PDM, que funciona como "*shell*", e dispara os aplicativos que necessitar para o trabalho, sendo que os dados gerados são gerenciados pelo sistema. Quando o usuário trabalha diretamente sobre um

dos aplicativos (CAD, CAM, CAE, editor de texto, etc.), apesar da interface com o usuário ser diferente, os dados gerados também são gerenciados através de um *link* entre esses aplicativos e o sistema PDM. Este *link* obriga que qualquer dado utilizado pela empresa e armazenado na base de dados, seja gerenciado pelo PDM.

3. SISTEMÁTICA DE IMPLANTAÇÃO

A metodologia de levantamento. de requisitos de implantação de sistemas PDM está inserida em uma sistemática de implantação, apresentada a seguir (figura 4).

- Pesquisa das Características da Empresa: nesta etapa são levantadas algumas características da empresa como um todo, para que sejam analisadas e direcionem a escolha do sistema. Uma atividade de fundamental importância a ser realizada aqui, é o estudo do modelo dos *business process* da empresa. Este modelo servirá de referência à implantação e também de base para a realização de uma entrevista com os futuros usuários do sistema



A partir do estudo deste modelo são obtidas informações como:

- ✓ usuários do sistema PDM;
- ✓ atividades a serem executadas;
- ✓ tipos de informações (documentos) a serem gerenciados;
- ✓ principais documentos e sistemas utilizados.

Figura 4 - Etapas de Implantação de sistemas PDM

- Estabelecimento de Critérios para Seleção: após a identificação dos futuros usuários através do *business process* inicia-se, então, a fase de interação com eles. Existem diversas maneiras de se obter esta interação, tais como entrevista individuais, entrevistas em grupo, preenchimento de questionário, etc.

Optou-se pelo uso de entrevistas individuais, pois os usuários são de áreas diferentes e podem possuir necessidades diferentes. Além disso em uma entrevista pode-se ter uma liberdade maior de expressão que em respostas a questionários.

Na entrevista parte-se do princípio de que o sistema pode fazer qualquer coisa, não importando se existe ou não uma solução no mercado que supra essas necessidades. O entrevistador deve ter experiência em entrevistas e possuir um conhecimento técnico sobre PDMs. Ele apenas ajuda a manter o foco da entrevista, anotando as respostas do entrevistado.

Em um segundo momento, esses requisitos são agrupados por semelhança. Por exemplo, os requisitos "facilidade de revisão" e "visualização rápida de um arquivo CAD" podem ser agrupados no requisito "possuir visualizador de imagem que permita marcas de

revisão". Depois deste agrupamento, estes requisitos são novamente repassados para os usuários, que através da técnica de análise de valores são, organizados de acordo com sua importância para posterior análise dos sistemas.

O desenvolvimento das duas etapas anteriores é o escopo deste trabalho. Mas para garantir um visão completa da sistemática de implantação serão apresentadas as próximas etapas da sistemática.

- Escolha do Sistema: A partir das características obtidas na etapa anterior, *softwares* comerciais são avaliados. Deve-se também realizar a análise dos representantes e vendedores desses sistemas, pois a implantação de um sistema PDM costuma ser um trabalho demorado e complexo, cuja qualidade depende dos serviços de implantação.

- Implantação: Inicia-se com uma fase de planejamento, onde se procura formalizar alguns detalhes da implantação, tais como: montagem da equipe de implantação, estabelecimento do cronograma, etc. Este planejamento pode utilizar grande parte das informações das etapas anteriores. Define-se aqui a estratégia de implantação, por exemplo implantar em um primeiro momento em alguns departamentos ou na empresa inteira? A implantação propriamente dita possui fases bem definidas pelo planejamento: revisão e atualização do modelo dos *business processes*; definição dos *workflows*, integração com os servidores dos documentos (software), etc.; customização do sistema PDM, garantindo sua aderência ao *business process*.

4. APLICAÇÃO DA METODOLOGIA

A metodologia proposta foi utilizada em uma fábrica modelo, que utiliza o conceito de Engenharia Simultânea e *business process*, para que pudesse ser testada. Foram encontrados então os seguintes requisitos:

- Antes da implantação, a empresa deve possuir infra-estrutura de rede local (LAN - *Local Area Network*) e redes de longa distância (WAN - *Wire Area Network*), para suportar os times multifuncionais internamente e grupos de trabalho de engenharia colaborativa externamente. E o sistema PDM deve suportar o trabalho deste grupos;

- A empresas deve possuir um sistema de gerenciamento de base de dados (DBMS) somado ao sistema de gerenciamento de dados fornecido pelo PDM, para gerenciar e evitar duplicidade dos documentos gerados pelos aplicativos da empresa;

- Manipular uma grande gama de dados diferentes, tais como arquivos CAE,CAD,CAM, documentos escaneados, arquivos de editores de texto e planilhas eletrônicas; e também facilitar a troca de dados entre os componentes do time multifuncional. É um requisito muito importante para ambientes que utilizam ou pretendem utilizar a Engenharia Simultânea, pois todas as informações relativas ao produto devem ser gerenciadas e as pessoas envolvidas no processo, para trabalharem de maneira sinérgica, precisam ter a disposição as informações no momento que elas necessitarem;

- Suportar as diferentes plataformas preexistente. O sistema deve trabalhar em todas as plataformas de *software* e *hardware* que a empresa adota como padrão, pois o usuário deve poder acessar o sistema PDM na sua plataforma de trabalho, independente de qual seja;

- Ser customizável, permitindo o desenvolvimento das interfaces, para que se torne mais amigável ao usuário. Deve permitir também o desenvolvimento da estrutura lógica do sistema de gerenciamento, para que se enquadre nos moldes da empresa, por exemplo a programação do *workflow* segundo o *business process* da empresa;

- Fornecer segurança dos dados e controlar acesso dos usuários, permitindo assim o manuseio de dados apenas pelo pessoal autorizado;

- Gerenciar estrutura do produto, a fim de facilitar a criação e gerenciamento de produtos e dos documentos, controlando a versão dos produtos e "anexando" aos seus componentes os seus respectivos documentos;

- Ser compatível com as tecnologias OLE 2 (*Object Linking and Embedding 2*) e DDE (*Dynamic Data Exchange*), para facilitar a comunicação com os aplicativos que a empresa possui;

- Possuir um correio eletrônico para comunicação entre engenharia e produção, e entre os diversos integrantes dos times multifuncionais para que se possa facilitar a comunicação e otimizar o tempo gasto com ela.

5. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Claramente, como em toda nova tecnologia, existem armadilhas que necessitam ser evitadas no processo, garantindo que sua organização invista em um PDM que atenda as suas necessidades.

Com este trabalho espera-se contribuir para a sistematização da escolha e implantação de softwares de PDM, a fim de que estes possam ser utilizados aproveitando-se toda a sua capacidade.

Um próximo trabalho será para colher informações em visitas a empresas, com o intuito de se avaliar diversos ambientes, a fim de obter um maior número requisitos do sistema para estudo, além de propor sistemas PDM a cada um destes diferentes ambientes.

6. REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

Gascoigne, B. PDM: the essential technology for concurrent engineering. *World Class Design to Manufacturing*, v.2, n. 1, p.38-42., 1995.

Gott, B. The product data management market. *World Class Design to Manufacturing*, v.2, n. 4, p.18-22., 1995.

Before the PDM Project Starts: What Should You' Know?, http://pdmic.com/articles/artb4pdm.html,1996.

Izuchukwu, J. I. Process and Technology Perspectives on Integrated Product Development. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, v.118, p.455-457., 1996.

Mcintosh, K. G. Implementing engineering data management solutions. *World Class Design to Manufacturing*, v.2, n. 4, p.23-30., 1995.

Moreira, D. A. Reengenharia: dinâmica para a mudança. São Paulo, Livraria Pioneira,1994.

Miller, E. PDM Today - The Current State of Industry. CIMdata, http://www.std.com/Newbury/CIMdata/pages/pdmlong.htm, 1996

Rozenfeld, H. ; VEGA, H. A. Ambiente distribuído de soluções para suportar a engenharia simultânea. *Máquinas e Metais*, mar., p.211-223, 1995.

Rozenfeld, H. Reflexões sobre a Manufatura Integrada por Computador (CIM). MANUFATURA CLASSE MUNDIAL: MITOS E REALIDADE, 1996,São Paulo.

Rudy, M. Ten Steps to Ensuring a Successful PDM Project, http://pdmic.com/articles/art10stp.html,1996

Vega, H. A. et all. Aplicação de ferramentas CAE/CAD/CAPP em processos de negócios definidos pela reengenharia. Máquinas e Metais. São Paulo, Junho, 1995.

UNESP
COBEM 97

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB945

MODELO DE REFERÊNCIA PARA O *BUSINESS PROCESS* DE DESENVOLVIMENTO DE NOVOS PRODUTOS / *REFERENCE MODEL FOR THE NEW PRODUCT DEVELOPMENT BUSINESS PROCESS*

HENRIQUE ROZENFELD, ADRIANA FARO DA SILVEIRA AGUIAR & MARCEL RESENDE PORTO
Departamento de Engenharia Mecânica - Escola de Engenharia de São Carlos - USP
Av. Dr. Carlos Botelho, 1465 -CEP 13560-250 - São Carlos, SP – E-mail: roz@ sc.usp.br

Abstract

Product development is one of the most import activity concerning to the enterprise competitivity in a changing global market, where the product life cycle is always shorter. Simultaneous Engineering has been adopted by many world class enterprises. The real results of its application are beyond to the expected ones due the limited vision of the conventional Simultaneous Engineering. This vision must be enhanced through an holistic view of the business. The business mapping using a business process (BP) reference model allows us getting this holistic view. After an introduction to BP mapping is presented a BP reference model "Product Development". Its first level is then discussed. The strategies, activities, information, resources (methods, techniques, software...) and organization (structure, knowledge, teams) are presented and after that the new role of the engineering area is discussed.

Keywords

New Products Development, Reference Model, Simultaneous Engineering.
Desenvolvimento de Novos Produtos, Modelo de Referência, Engenharia Simultânea.

1. INTRODUÇÃO

Mercado global, concorrência acirrada e clientes cada vez mais exigentes são fatores que preconizaram o estabelecimento de um novo quadro empresarial. Neste novo quadro, o desafio competitivo das empresas gerou, em um primeiro momento, esforços direcionados à melhoria e automação dos processos produtivos, onde a meta a ser alcançada consistia na redução de custos, aumento de qualidade e de flexibilidade.

A medida em que as empresas atingiram este estágio de modernidade, os patamares da competitividade direcionaram-se para a inovação, onde a meta é lançar no mercado, em tempos cada vez menores, produtos diferentes que atendam às expectativas do mercado consumidor. Assim, observa-se que a vantagem competitiva das empresas atualmente está relacionada com o desempenho do seu *business process* de desenvolvimento de produtos.

O objetivo deste trabalho é mostrar o modelo de referência do *business process* de desenvolvimento de novos produtos, a partir do qual pretende-se fornecer às empresas do setor metal-mecânico um ponto de comparação para que estas possam otimizar suas atividades de desenvolvimento. Além disto, pretende-se mostrar formas de incorporação de novos conhecimentos (filosofias, conceitos, métodos, técnicas, soluções, etc) que possibilitam a diminuição do tempo de desenvolvimento e redução de seu custo.

3098

Neste artigo procura-se mostrar primeiramente a importância do desenvolvimento de produtos como uma vantagem competitiva e a utilização dos conceitos da Engenharia Simultânea para melhorar esse processo. Em seguida procura-se mostrar que a sigla CIM ainda é atual, se for lida com uma outra ênfase do que na sua versão original. Esta ênfase estaria no significado amplo do termo Integração. Apresenta-se um modelo de referência para o Desenvolvimento Integrado de Produtos. O papel da Engenharia dentro das empresas integradas é então discutido.

2. VISÃO GERAL DO DESENVOLVIMENTO DE PRODUTOS

O processo de desenvolvimento de produtos atualmente consiste em um dos esforços das empresas para alcançar vantagem competitiva dentro do mercado global, pois deve-se lançar no mercado produtos que apresentem boa qualidade, com vantagens tecnológicas em relação aos concorrentes e que atendam as expectativas dos clientes, tudo isto em tempos cada vez menores e custos reduzidos.

A maioria das empresas ainda encontram dificuldades para a realização deste processo de forma eficiente devido a vários fatores, podendo-se destacar:

- a dificuldade de se projetar com simplicidade;
- pouca preocupação com a qualidade do produto projetado;
- tempos excessivos de desenvolvimento;
- falta de visão de que o projeto deve levar em conta a fase de produção;
- atenção inadequada às necessidades dos clientes;
- pouco envolvimento dos fornecedores no processo;
- falta de melhoria contínua.

Além disso, a utilização de objetivos nem sempre claros e a seqüência linear do desenvolvimento complicam ainda mais a situação.(Clausing, 1994)

É conhecido que o grau de incerteza no início do desenvolvimento de um produto é bem elevado, diminuindo com o tempo, mas é justamente no início que se seleciona a maior quantidade de soluções construtivas. As escolhas de alternativas ocorridas no início do ciclo de desenvolvimento são responsáveis por 85% do custo do produto final (Eversheim, 1989). O custo de modificação aumenta ao longo do ciclo de desenvolvimento, pois a cada mudança, um número maior de decisões já tomadas podem ser invalidadas. Além disso, o processo de desenvolvimento seqüencial faz com que o número de alterações ocorra muito tardiamente.

Visando mudar esse quadro várias empresas vêm adotando a filosofia de engenharia simultânea (ES) que traz como vantagem a melhoria do desenvolvimento, pela aplicação de um processo simultâneo, que visa aumentar sua eficiência e diminuir seu tempo, enfocando sempre a qualidade, a satisfação do cliente e. a diminuição do custo através da diminuição do grau de incertezas no início do processo (Clausing, 1994).

3. ENFOQUE MAIS ABRANGENTE DA INTEGRAÇÃO DA MANUFATURA

O modelo de referência apresentado neste trabalho está no contexto da integração da manufatura.

O termo "integração da manufatura" começou a ser utilizado na época do surgimento da sigla CIM (*Computer Integrated Manufacturing*). Desde os primórdios da utilização desta sigla, a ênfase estava na letra "C" de Computador, ou de uma forma mais ampla, Tecnologia de Informação.

A letra hoje mais importante da sigla CIM é o "I" de Integração, que parte de uma visão holística da empresa, onde todas as sua dimensões e/ou visões (suas estratégia, atividades,

informações, recursos e organização, assim como suas interrelações) fazem parte de um todo unificado.

Dentro da nova leitura da sigla CIM apresentada, o caminho para as empresas de manufatura atingirem os objetivos de suas estratégias deve passar pela Integração da Manufatura, pois nesse enfoque todos os elementos da empresa são considerados e existe a possibilidade de se combinar certos aspectos de diferentes abordagens para a melhoria da manufatura. Integrar é, segundo o dicionário, tornar inteiro, completar (Ferreira, 1975). Holismo compõe unidades em um todo. Ou seja, a visão holística da empresa é uma condição para que se possa integrar. .

4. PENSAR HOLÍSTICAMENTE PARTINDO DA VISÃO POR PROCESSOS

A visão holística de uma empresa equivale a se ter uma "imagem única", sintética de todos os elementos da empresa, tais como: suas estratégia, atividades, informações, recursos e organização, assim como suas interrelações.

Pensar a empresa como um conjunto de business processes é o que mais se aproxima de um formalismo para a obtenção da visão holística.

Um *business process* (BP) é um fenômeno que ocorre dentro das empresas. Ele contém um conjunto de atividades, associadas às informações que manipula, utilizando os recursos e a organização da empresa. Forma uma unidade coesa e deve ser focalizado em um tipo de negócio, que normalmente está direcionado a um determinado mercado/cliente, com fornecedores bem definidos.

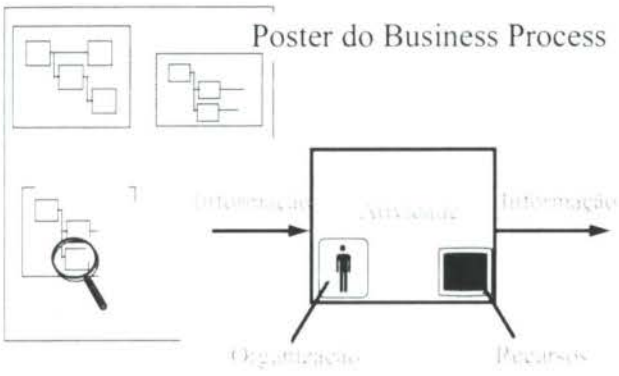


Figura 1 - Pôster do BP (Rozenfeld, 1996b)

Em algumas empresas a existência dos BP não era consciente. Os novos requisitos dos clientes, competição mais acirrada e a disponibilidade de tecnologia de informação mais flexível fizeram com que fosse necessário se identificar os BP. Assim se consegue gerenciar os negócios de uma forma mais efetiva, focalizando-se nas exigências dos clientes (Garvin, 1995).

Para que os BPs possam servir de referência para essas diversas abordagens e mesmo para a manufatura integrada, eles devem ser mapeados (Barret, 1993). A organização inteira deve pensar em termos de BP (Garvin, 1995). O mapa do BP é essencial como base de referência para discussões, a fim de apoiar a obtenção sistemática de uma a visão holística da empresa. No entanto, a visão holística é algo abstrato. Existe então uma dificuldade de representação do BP (Rozenfeld, 1996a). O modelo de referência então é o instrumento que se utiliza para representar o *business process*.

5. MODELO DE REFERÊNCIA

Na figura 2 apresenta-se um modelo de referência para o business process de desenvolvimento de produto, que resultou de vários trabalhos junto a empresas de manufatura, ajustado a pesquisas de padrões existentes. Esse primeiro nível de representação é bem geral, adotando-se aqui uma representação analógica para facilitar a transmissão da visão holística inicial com o texto auxiliar abaixo. No segundo nível de representação tem-se uma representação mais formalizada, que não será apresentado neste trabalho. Este primeiro nível é muito parecido com a forma de representação adotada pelo APQP (*Advanced Product Quality Planning*) da QS 9000 (AIA, 1996).

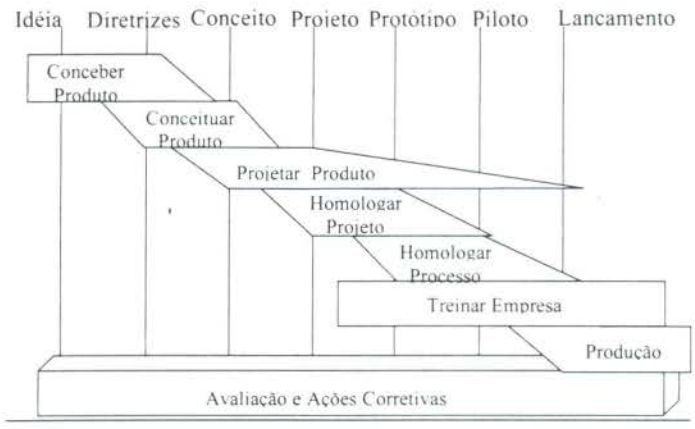


Figura 2: Primeiro nível do modelo de referência para Desenvolvimento de Produtos

Conceber Produto Novo : É quando se pensa em um novo produto. Tem início com idéias vindas de informações de mercado, análises encomendadas ou realizadas pelos dirigentes, observações de concorrentes, necessidades de melhoria, opinião de clientes, etc... Após uma análise de atratividade decide-se "pensar" nesta idéia. Um grupo composto por pessoas da alta gerência e um coordenador de produto definem as diretrizes do produto, como custo, retorno esperado, data de lançamento, especificação final do produto, etc...

Este coordenador acompanhará todo o ciclo de vida do produto, sendo a "melhor interface" juntamente com as informações geradas. Com o uso de *workgroup computing* consegue-se preparar as pessoas para as reuniões, aumentando-se assim a sua eficácia.

Conceituar Produto Novo: Consiste em complementar as diretrizes obtidas anteriormente, com uma definição detalhada das características técnicas do produto. Esta atividade é desempenhada por um time multifuncional, composto por engenheiros de qualidade, processo, projeto, *marketing*, entre outros. O coordenador de produto lidera esse time. Aplicam-se aqui técnicas de Engenharia Simultânea, com ênfase no *QFD (quality function deployment)* e princípios de DFMA (*design for manufacturing and assembly*). O trabalho eficaz desta equipe também é suportado por sistemas de *workgroup computing* (Clausing, 1994).

Todas as possíveis informações criadas nesta fase são arquivadas de forma sistemática, garantindo a sua reutilização em fases posteriores. Já se toma aqui algumas decisões de *make or buy*, graças ao uso de sistemas de orçamentação. Dessa forma pode-se convidar fornecedores para participar desta fase do desenvolvimento. Os conceitos especificados nesta fase são valorados, as diretrizes são detalhadas e validadas e finalmente toma-se a decisão em conjunto com o grupo de concepção se a empresa deve investir mais recursos no detalhamento do melhor conceito.

Projetar Produto: É quando se realiza o detalhamento do produto. Também é desenvolvido por um time multifuncional, porém com pessoas de perfil mais operacional que

o anterior. Informações de produtos semelhantes são recuperadas de forma sistemática, para que possam ser reutilizadas.

Então, novos desenhos e processos são elaborados em detalhes. São avaliadas suas características determinantes e estas são calculadas e verificadas através de simulações. Pode-se utilizar aqui um protótipo eletrônico do produto, que economiza muito dinheiro na construção do protótipo de laboratório, chegando a substituí-lo em alguns caso até.

Antes do detalhamento de um componente, toma-se a decisão definitiva de *make or buy*, na maior parte das vezes confirmando aquela tomada na fase de conceituação. No entanto já devem aqui ser tomadas decisões quanto à procedência do item, ou seja qual o fornecedor, amarrando-se o fornecimento e seu preço, para que surpresas não aconteçam na época de sua industrialização.

Após o detalhamento existe uma montagem eletrônica do conjunto final, onde a cadeia dimensional é verificada, aperfeiçoando-se as especificações do detalhamento, sem impedir que essas informações já estejam sendo utilizadas por outras pessoas.

Um princípio para o trabalho das pessoas nessa fase é a qualidade assegurada nos serviços. Isso significa que as informações produzidas em um estágio já são liberadas para o time dar continuidade aos trabalhos dependentes dessa informação, antes da sua aprovação, garantindo assim um trabalho paralelo.

Toda informação é controlada por sistema PDM (*product data management*), que garante a sua integridade. Caso uma informação, por exemplo um desenho, seja desaprovado, fica fácil rastrear os processos que dependem deste desenho. O envio de tarefas entre os membros do time acontece através de um software de workflow, que elimina o correio interno para troca de informações.

Essa forma de trabalho depende de um trabalho em equipe do time multifuncional e de uma mentalidade de autocontrole. Graças a esse conceito consegue-se diminuir o tempo de desenvolvimento / detalhamento do produto.,

É na fase de detalhamento que se pode utilizar ferramentas automáticas, uma vez que muitas atividades são repetitivas e simples. Um exemplo é o desenho parametrizado de determinadas peças, que permite até a automação da obtenção do plano de processo e programa CN, sem a necessidade de uma verificação.

A qualquer momento nessa atividade, qualquer membro do time pode considerar um item como sendo um item crítico. Isto pode significar que ele pode ter uma complexidade incompatível com a empresa ou deve demandar um longo tempo de desenvolvimento. Esse tempo pode resultar de importação, desenvolvimento de dispositivos, protótipos, etc.. Nesses casos é chamada uma reunião extra de todos os membros do time, a fim de liberar com maior rapidez os itens críticos. Eles são então considerados gargalos do desenvolvimento e começam a ser acompanhados com maior precisão.

No final da fase de detalhamento acontecem reuniões para definir os potenciais de falhas do projeto e processo, que serão verificados durante a homologação do produto e processo respectivamente. Aqui utilizam-se conceitos da QS 9000, que é uma evolução da ISO 9000, aplicando-se particularmente aqui a técnica de FMEA (*failure model & effect analysis*). No detalhamento são obtidas também outras informações, tais como fluxo de processo, carta de controle estatístico de processo, croquis de fabricação, de *set-up* de equipamento, de inspeção, lista de ferramental, etc..

Homologar Projeto: Utilizam-se aqui as premissas e regras da ISO 9000 e QS 9000. Define-se um programa de testes do produto, um plano de processo do protótipo, itens a serem comprados e serviços externos para a sua construção.

A seguir, tem-se as atividades de planejamento, fabricação e montagem do protótipo. São então realizados testes e uma avaliação sobre os resultados obtidos. Aplicam-se aqui técnicas de análise de experimentos. Ao final monta-se um relatório dos testes realizados.

Com base neste relatório e tendo-se em mãos as possíveis falhas levantadas durante o Projetar Produto, finaliza-se aqui o FMEA de produto e homologa-se o produto. Verifica-se o cumprimento das diretrizes de produto, por meio de reuniões com as equipes envolvidas no seu desenvolvimento.

Homologar Processo: Com o protótipo aprovado, parte-se para a definição de um cronograma interno de implantação do produto na empresa. São detalhados os planos de montagem após a fabricação de um lote piloto, deve-se verificar a capacidade da empresa em obter o produto desejado. Verificam-se aqui as falhas do FMEA de processo e tomam-se as medidas pertinentes para eliminá-las.

Treinar Empresa: Consiste em obter as informações finais sobre o produto, tais como: manuais de manutenção, aplicação, etc. Com esse material realizam-se cursos e palestras para pessoas das áreas de *marketing*, vendas, assistência técnica, planejamento e fabricação, a fim de divulgar os conceitos e características do novo produto. Sistemas de informação para apoio às outras atividades da empresa, relacionados com o produto, tais como *software* de apoio a vendas ou assistência técnica, são desenvolvidos nesta fase. Procura-se aqui reaproveitar as informações de outras fases.

Apesar da apresentação em fases, o importante é garantir que as fases tenham uma grande superposição, como mostra a figura 2. Ou seja, uma atividade de uma fase pode ser iniciada antes que a fase anterior seja finalizada, desde que a informação necessária ao seu desenvolvimento já esteja disponível. No entanto, em certos momentos as informações são "congeladas" para se dar continuidade a evolução do desenvolvimento, tratando-se nesses pontos da tomada de decisão se o desenvolvimento deve continuar.

6. PAPEL DA ENGENHARIA NA EMPRESA INTEGRADA

É importante discutir qual é o conceito de engenharia dentro das empresas que adotam o modelo de referência.

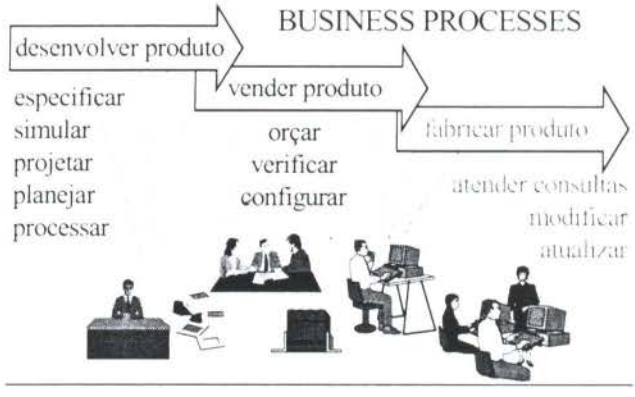


Figura 3: Papel da Engenharia nas Empresas Integradas

A visão departamentalista da empresa deve ser substituída pela visão por processos. No entanto, muitas empresas adotam essa nova filosofia até a última conseqüência obtendo resultados negativos. Criar um setor que só cuide do desenvolvimento de novos produtos pode ser um desvio da filosofia por processos. O desenvolvimento de produtos é essencialmente multidisciplinar. Corre-se o risco de se criar um nicho de especialistas, que em pouco tempo estarão ultrapassados.

O desenvolvimento de produtos deve ser realizados por time multifuncionais, composto por pessoas de diversas áreas, para exatamente poder unir os seus diferentes habilidades atualizados. Um departamento específico para desenvolvimento de produtos poderia neste caso ser somente um catalisador e gerenciador deste processo.

Um departamento de engenharia então dentro deste conceito deve ter sua competência bem aprimorada para gerenciar o processo de desenvolvimento de produtos, fornecendo "consultores internos" nas atividades mais técnicas, como por exemplo em cálculos estruturais, para diversos times. Além disso, outros tipos de consultores internos devem atuar como atores em outros processos, como mostra a figura 3.

7. SÍNTESE, COMENTÁRIOS E DESAFIOS

As reflexões desta contribuição indicam que a obtenção da visão holística de uma empresa de manufatura com base em seus business process é essencial para o seu corpo dirigente, podendo fazer com que aconteça uma sinergia entre várias abordagens de melhoria da manufatura hoje existentes. Esse mesmo princípio deve ser utilizado por toda empresa com diferente níveis de detalhamento.

O modelo de referência é o instrumento de representação do business process, que serve de apoio a várias abordagens de melhoria das empresas. O modelo apresentado já foi aplicado em 2 empresas de manufatura e hoje serve de base a montagem de cenários de integração da Fábrica Integrada Modelo do Núcleo de Manufatura Avançada com sede na USP São Carlos.

8. BIBLIOGRAFIAS

Automotive Industry Action Group, *QS 9000. Quality System Requirements* QS-9000., 1996

Alliprandini, D.H. *Metodologia para intervenção na manufatura com orientação nos processos e baseada nas abordagens CIM e da Qualidade*. Tese de Doutorado da EESC USP. São Carlos, 1996.

Barret, J. Process Visualization: Getting the Vision Right. *Oracle Magazine*. 7(1):69-78, USA, 1993.

Clark, K.B. & Fujimoto, T. *Product Development Performance: Strategy, Organization and Management in the World Auto Industry*, Havard Business school Press, 1991.

Clausing, D.P. *Total Quality Development: A Step-by-Step Guide to World-Class Concurrent Engeneering*, The American Society of Mechanical Engineers Press, 1994.

Costa, C.P. Desenvolvendo Produtos com Engenharia Simultânea e Workgroup Computing, *Máquinas e Metais*, n° 347, pp. 78-90,1994.

Eversheim, W.; *Organisation in der Produktionstechnik Band 2: Konstruktion*, VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf, Germany, 1989.

Eversheim, W., Rozenfeld, H., Bochtler W. & Graessier, R. A Methodology for na Integrated Design and Process Planing Based on a Concurrent Engeneering Reference Model, *Annals of the CIRP*, vol.44, pp. 403-406, 1995.

Ferreira, A.B.H. *Novo Dicionário da Lingua Portuguesa*. Editora , Rio de Janeiro, 1975.

Garvin, D.A. *Leveraging Process for Strategic Advantage*. Harvard Business Review. 73(5):76-90, Harvard, 1995.

Moreira, D.A. *Reengenharia: dinâmica para mudança*. Livraria Pioneira Editora. São Paulo. 1994.

Player, S.; Keys & D.; Lacerda, R. *Activity Based Management*, Arthur Andersen, Makron Books, São Paulo, 1997.

Rozenfeld, H. Reflexões sobre a Manufatura Integrada por Computador (CIM). *Manufatura Classe Mundial: Mitos e Realidade*, São Paulo, 1996a.

Rozenfeld, H. Para Integrar a Manufatura é Importante o Domínio dos Business Processes, *Máquinas e Metais*, n° 369, pp. 32-47, 1996b.

Tema 101

Ensino de Engenharia Mecânica

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1005

LEVANTAMENTO DA CURVA DE PRESSÃO DE VAPOR DA ÁGUA – EXPERIMENTO DIDÁTICO / *VAPOR-PRESSURE CURVE DETERMINATION*

VICENTE DE P. NICOLAU, WILLIAM A. LEHMKUHL & JOSÉ A. BELLINI DA CUNHA NETO
LMPT- Departamento de Engenharia Mecânica – UFSC
88010-970 - Florianópolis - SC - Brasil- E-mail: vicente@lmpt.ufsc.br

Abstract

This paper describes a quite simple experimental set-up which can be used on undergraduate studies in thermodynamics. It deals with .vapor-liquid phase equilibrium. The substance used is water, placed in a hermetic container. This system can be heated to 100°C and cooled to 20°C. Acquiring temperature and pressure values during the cooling process, the vapor-pressure curve can be plotted and compared with published data in the area.

Keywords

Pressão de vapor, curva de saturação, equipamento didático, termodinâmica, saturation curve.

1. INTRODUÇÃO

No ensino da termodinâmica, um dos primeiros temas abordados trata do comportamento de uma substância simples. A parte mais evidente neste caso é o equilíbrio líquido-vapor que ocorre no interior de um sistema fechado. Neste sistema pode-se variar a pressão, a temperatura ou o volume, mantendo-se sempre o estado de equilíbrio. Pode-se por exemplo, variar o volume mantendo-se a pressão e a temperatura constantes, ou pode-se variar a temperatura e a pressão, mantendo-se o volume constante. O mais importante é a conclusão de que no estado de equilíbrio líquido-vapor existe sempre uma associação entre a pressão e a temperatura do sistema em questão.

É bem aceito pelos estudantes o fato de que a água entra em ebulição a 100°C e que na pressão atmosférica, esta é a temperatura na qual ocorre a ebulição. Mas o que dizer de pressões inferiores ou superiores e que influência teriam estas pressões sobre a temperatura de ebulição da água ou de outra substância simples qualquer?

O equipamento descrito neste artigo tem por finalidade uma resposta ao menos parcial, a esta questão. Trata-se de um equipamento simples, no qual é possível fazer um levantamento da curva de pressão de vapor da água, de 100°C até 20°C. Uma descrição do equipamento é apresentada, seguida do procedimento experimental. Alguns resultados são discutidos, mostrando-se a aplicabilidade do equipamento.

3106

2. Descrição do Equipamento

O equipamento é formado por um reservatório estanque, conforme a figura 1. Uma resistência elétrica é montada na parte inferior, servindo para aquecer o líquido, que no caso é a água destilada. Um manômetro de coluna de mercúrio está ligado ao conjunto e indica a pressão manométrica interior do sistema. Um barômetro permite a leitura da pressão atmosférica. Com este valor obtém-se a pressão absoluta interna, na superfície do líquido. Um termopar tipo T, associado a um microvoltímetro, é usado para obter a temperatura interna. O reservatório 9 (figura 1), fixa a temperatura de referência, lida no termômetro de mercúrio.

3. Procedimento Experimental

Com um certo volume de água no reservatório, aciona-se a resistência elétrica 2, através da chave 3. Ao mesmo tempo abre-se a válvula de serviço 11. Passado um certo tempo a água entra em ebulição, havendo a liberação de vapor, juntamente com o ar que se encontra no interior do reservatório, através de 11. O conjunto é deixado nesta situação por um momento de modo que o ar seja expulso e reste somente vapor no interior do reservatório. A válvula 11 pode, então, ser fechada, desligando-se a resistência elétrica. O conjunto passa a perder calor, com a conseqüente redução de temperatura e de pressão. A coluna de mercúrio começa a se movimentar, indicando a existência de um processo de sucção com o resfriamento do sistema. Este resfriamento irá continuar até a temperatura ambiente. O processo é, logicamente, rápido no início e lento no final. O ventilador 10 é usado nesta fase final, de forma a acelerá-lo.

Neste ponto o aquecimento pode ser retomado, indo-se novamente até 100°C, tendo no entanto, o cuidado de não ultrapassar este valor, em função do manômetro utilizado.

Cabe ao aluno anotar as leituras do microvoltímetro 7 e os valores de h_1 e h_2, simultaneamente, ao longo do processo de resfriamento. Com estes valores poderá traçar posteriormente a curva de equilíbrio líquido-vapor.

4. Resultados

As medições de temperatura e de pressão efetuadas ao longo do resfriamento permitem que seja traçada a curva de equilíbrio líquido-vapor ou de pressão de vapor, conforme a figura 2. Os resultados obtidos são comparados com os respectivos apresentados por Van Wylen & Sonntag (1985), Moran, M.J. & Shapiro, H.N.(1996). Observa-se uma certa coerência entre as séries de resultados 2 e 3, mas com um certo desvio em relação à tabela clássica. Este desvio pode chegar a 5°C, considerando uma mesma pressão, mantendo-se no entanto o formato da curva, sem mostrar uma grande dispersão.

Com uma pequena mudança de posição do termopar, os resultados passam a ser o da série 1. Neste caso, observa-se um melhora nos resultados. A curva mostra pouca dispersão, indicando um provável erro sistemático na indicação da pressão ou mesmo da temperatura.

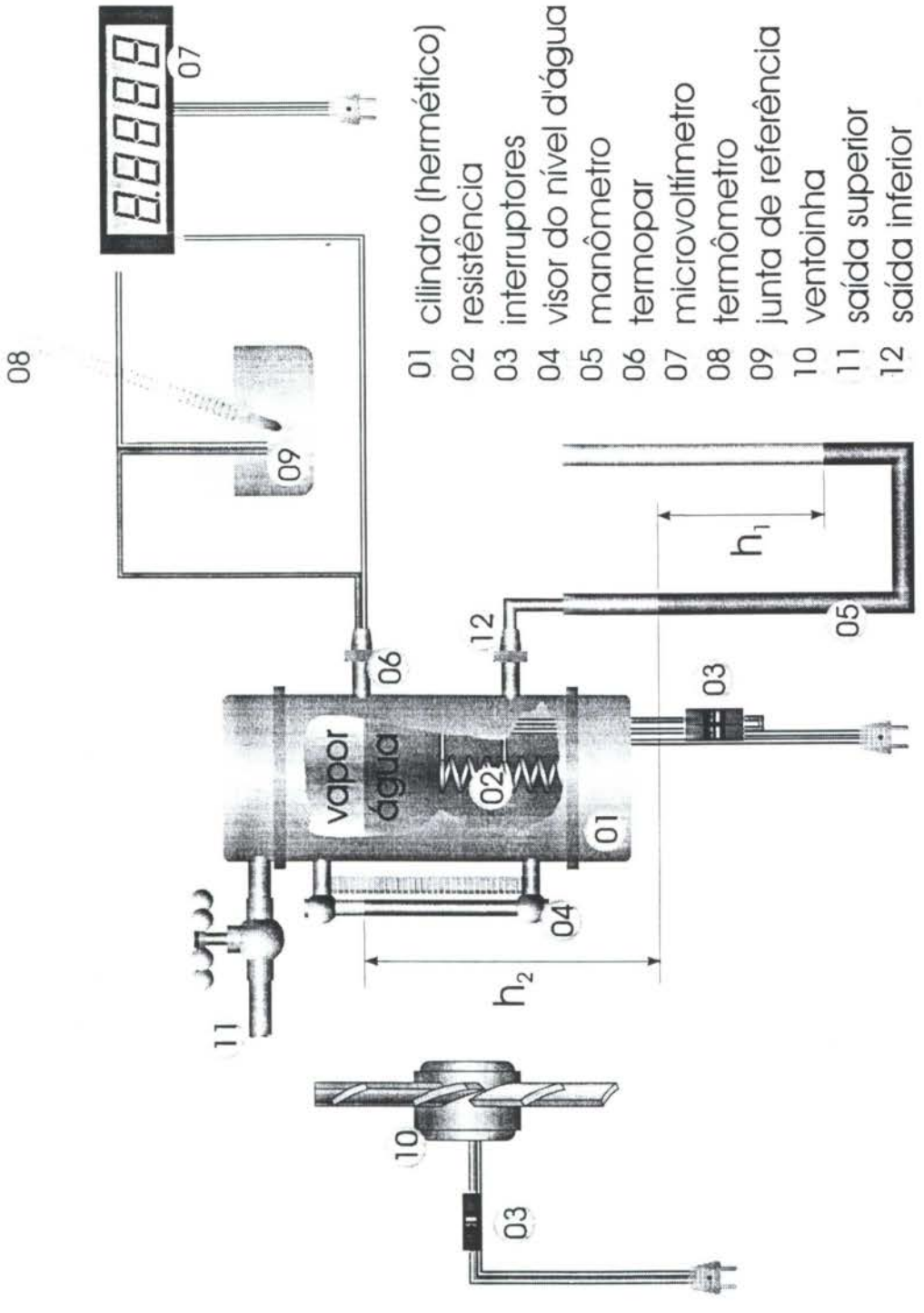


Figura 1 – Montagem experimental esquemática

A variação do título da mistura também pode ser estimada ao longo do processo de resfriamento. Em um diagrama p-v o processo pode ser representado por uma linha vertical descendente. Trata-se de um processo de resfriamento a volume constante, no qual o título tende a diminuir. Por exemplo, com um volume total de 1 litro, 50% de liquido e 50% de vapor em volume, a 100°C obtém-se um título igual a 6,2 E-4.

Mantendo-se o mesmo volume de 1 litro no recipiente, a 20°C, obtém-se um título igual a 1,9 E-5. A massa de vapor diminui ao longo do resfriamento.

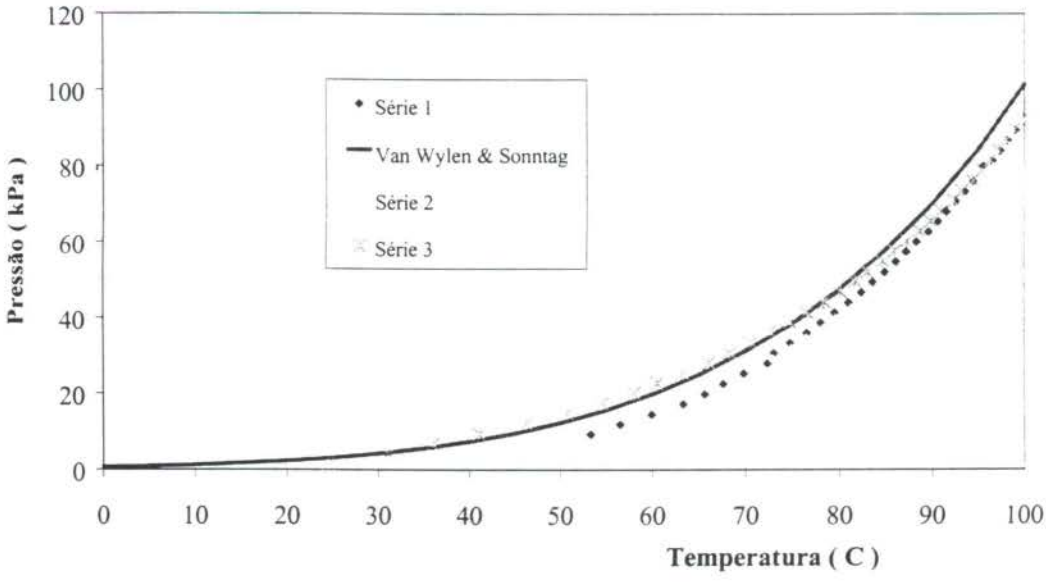


Figura 2 - Resultados experimentais.

5. CONCLUSÃO

O experimento apresentado permite o levantamento, de maneira aproximada, da curva de pressão de vapor da água. Os resultados estão próximos dos encontrados na literatura. Os desvios podem ser conseqüência das condições em que o experimento é realizado. O processo de resfriamento é um processo bastante rápido e provavelmente a condição de um processo quasi-estático, previsto na termodinâmica não é atingida. Assim, torna-se difícil determinar o ponto de medição da temperatura, uma vez que esta varia durante o processo. Para a medição correta o sistema deveria ficar completamente isolado do exterior, atingindo o equilíbrio em cada estado intermediário.

O equipamento tem ainda a utilidade de mostrar aos alunos o processo de formação de vácuo durante o resfriamento. Também, após a realização do experimento, pode-se inferir sobre o comportamento do conjunto, a partir de um resfriamento a uma temperatura inferior a 0°C, passando pelo ponto triplo da água (0,01°C). Nesta temperatura ter-se-ia o equilíbrio sólido-vapor, no lugar do líquido-vapor usado na medição.

6. REFERÊNCIAS

VAN WYLEN, G.J. & SONNTAG, R.E. *Fundamentals of Classical Thermodynamics*, John Wiley, New York, 1985.

MORAN, M.J. & SHAPIRO, H.N. *Fundamentals of Engineering Thermodynamics*, John Wiley, New York, 1996.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1176

SIDAM - Um Sistema Inteligente para Diagnóstico de Avarias em Motores

António José Ferreira da Silva & Fernando José Ferreira
Departamento de Engenharia Mecânica, Instituto Superior de Engenharia do Porto, Rua de S. Tomé, 4200 Porto, Portugal - Email: fsilva@dem.isep.ipp.pt, brasil@dem.isep.ipp.pt

Abstract

SIDAM is an Integrated Computer System which includes an Expert System for diagnosis of malfunction engines. SIDAM is under development at Instituto Superior de Engenharia do Porto in cooperation with Salvador Caetano (Portuguese Toyota). The project aim is two fold. It may be used in an industrial environment for diagnosis of malfunction engines and can also be use for didactic purposes in a mechanical engineering laboratory. The system contains a Knowledge Base with information about periodical maintenance and an historical database with the previous cases solved by the system. The data base of solved previous cases is used to collect statistics that guide future diagnosis. It is also possible to simulate the more typical set of electrical and mechanical malfunctions that affect the engines. It is known that any system in this domain has to deal with many different kinds of knowledge and information sources and use different types of inference processes. Artificial Intelligence techniques like Production Rules, Frames, probabilistic and mathematical models are among different knowledge representation formalisms which have been used to encode the domain knowledge. At the moment, project SIDAM is in the testing stage of development.

Keywords

Technology Education, Interactive video, Engine Repair System, Expert System.

1. INTRODUÇÃO

SIDAM[1] é um Sistema Computacional Integrado que inclui um Sistema Pericial para o diagnóstico de avarias em motores (de combustão interna). É parte integrante de um sistema de apoio a aulas do curso de Engenharia Mecânica, que é complementado com uma bancada de simulação de avarias em motores, de utilização didáctica. Foi desenvolvido no Instituto Superior de Engenharia do Porto em cooperação com a empresa Salvador Caetano (Toyota).

Todo o sistema foi desenvolvido de modo a atender não só ás necessidades internas da escola (fim didáctico), como também constituir-se numa potente ferramenta de ajuda prática para oficinas especializadas (componente industrial).

O SIDAM contém uma base de dados com informações sobre manutenções periódicas e avarias ocorridas nos veículos tratados pelo sistema, de modo a permitir o seu tratamento estatístico com vista a uma melhor e mais rápida detecção de futuras avarias.

É permitido simular um conjunto de avarias mecânicas/eléctricas passíveis de ocorrerem em motores de automóveis. O sistema questiona o utilizador sobre os sintomas anómalos, sugere a medição de parâmetros de funcionamento, faz o diagnóstico da avaria detectada e fornece todo o conjunto de indicações essenciais para a sua reparação. Paralelamente o

[1] Acrónimo de Sistema Inteligente para Diagnóstico de Avarias em Motores.

sistema fornece também um conjunto de indicações preventivas, com vista a evitar o aparecimento futuro de novas avarias.

A diversidade de problemas passíveis de ocorrer neste domínio, envolve a necessidade de um conhecimento pericial que permita lidar com diferentes tipos de informação de maneira sistematizada. Técnicas da Inteligência Artificial para codificar o conhecimento sobre o domínio e modelos probabilísticos e matemáticos, estão entre os diferentes formalismos de representação do conhecimento utilizados para codificar o conhecimento sobre o domínio.

O sistema SIDAM encontra-se neste momento numa fase de desenvolvimento e teste na escola, prevendo-se para um futuro breve a sua utilização corrente.

1.1 Motivação

A necessidade do sistema surge de uma constante procura de modernização dos métodos de ensino. Dado o crescente desenvolvimento das técnicas informáticas, a abordagem do ensino da Engenharia Assistido por Computador, passa a assumir, numa escola que se pretenda moderna, um papel fundamental, não só pela multiplicidade de postos de trabalho que permite, como também pela forte motivação que causa.

1.2 Objectivos

O projecto SIDAM, tem um cariz essencialmente pedagógico, podendo também ser utilizado no meio industrial.

A vertente pedagógica tem os seguintes objectivos:

- apoiar o ensino da engenharia numa disciplina de detecção de avarias;
- permitir a detecção de avarias simuladas;
- criar metodologias de trabalho na detecção de avarias;
- ilustrar os procedimentos.

De um ponto de vista industrial procurou-se:

- criar um sistema inteligente para detecção de avarias (ex: redução do tempo de detecção com o recurso a estatísticas e heurísticas);
- criar um sistema inteligente que permita a análise estatística de dados existentes sobre veículos (ex: identificação de avarias características de determinado modelo).

2. DESCRIÇÃO DO SISTEMA

O projecto SIDAM é constituído por: uma bancada portadora de um motor de automóvel, com todos os seus constituintes periféricos (desde bateria até painel de instrumentos), passível de simular falhas de funcionamento; um conjunto de componentes defeituosos de substituição e/ou reposição; ferramentas próprias e aparelhagem adequada para verificação de parâmetros de funcionamento; um Sistema Pericial (SP) para prevenção, identificação e reparação de avarias (ver figura 1).

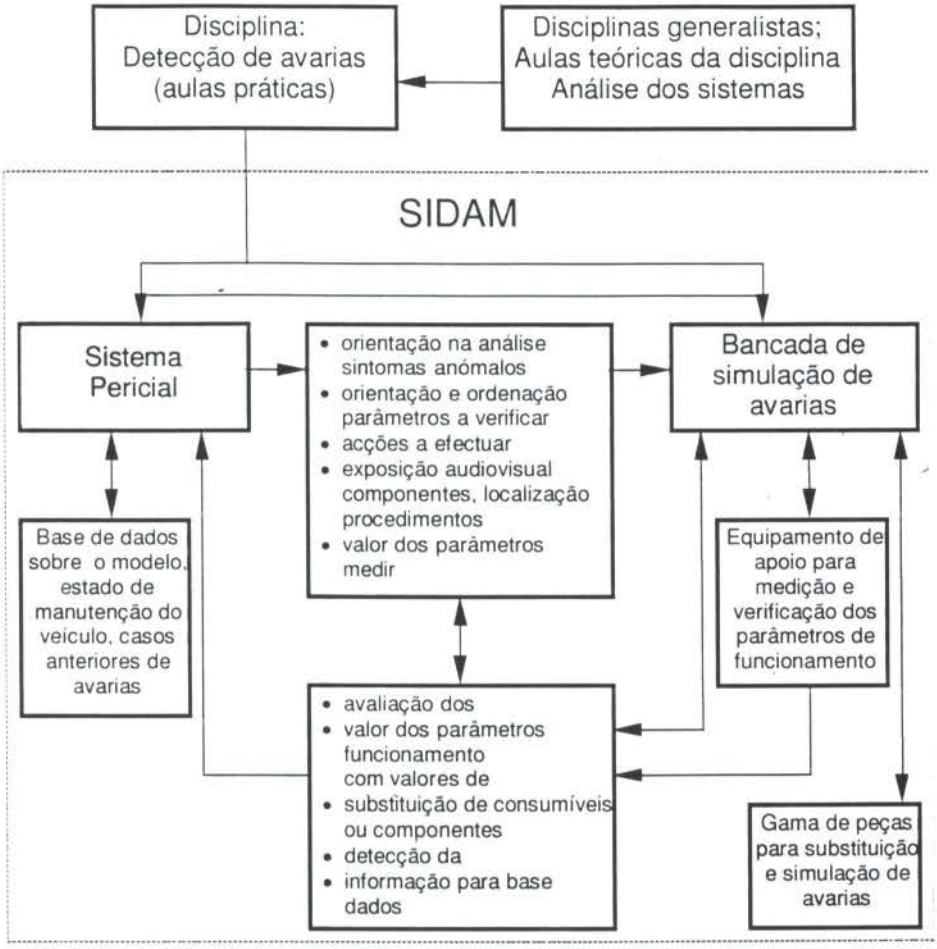


Figura 1 - Diagrama funcional do SIDAM

Um SP é um programa de computador que usa uma considerável quantidade de conhecimento sobre um domínio específico e é usado na resolução de problemas considerados complexos. Um SP apresenta um desempenho comparável (em certos domínios superior) ao de peritos na área de aplicação.

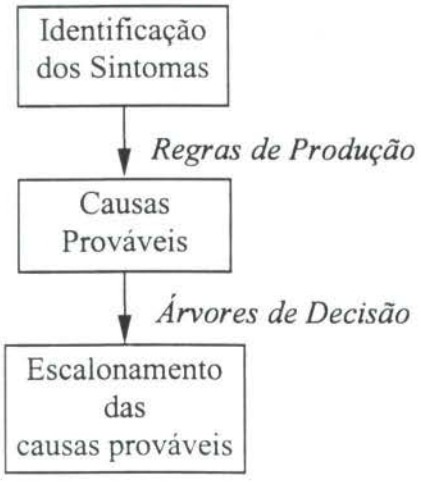


Figura 2 - Modelo do sistema SIDAM.

O modelo que foi construído para o processo de detecção de avarias, pode ser visto na figura 2.

A tarefa inicial do modelo consiste na identificação de sintomas de mau funcionamento do motor, após simulada uma avaria na bancada. Essa identificação é feita com recurso a um questionário que terá que ser preenchido. A identificação das causas prováveis, é feita com recurso a regras de produção. As premissas da regra representam as pré-condições que se devem verificar para que o conjunto de causas prováveis referido na conclusão da regra seja identificado (figura 3).

Se
sintoma
então
lista de causas prováveis

Figura 3- Regra de Produção

A fase que se segue vai definir o escalonamento das causas que foram previamente detectadas. Este escalonamento deverá garantir que as avarias mais prováveis e com uma maior acessibilidade em termos de reparação devam ser postas em primeiro lugar.

Esta fase do modelo utiliza árvores de decisão (ver figura 4). A cada ramo da árvore corresponde uma causa possível, estando-lhe associada uma probabilidade de ocorrência. A cada folha da árvore corresponde o grau de acessibilidade. O produto destes dois factores dá-nos o mérito de cada hipótese. Havendo (como geralmente acontece) um elevado número de hipóteses, este método permite a optimização do processo (não eliminando causas que sendo pouco prováveis possam todavia ocorrer).

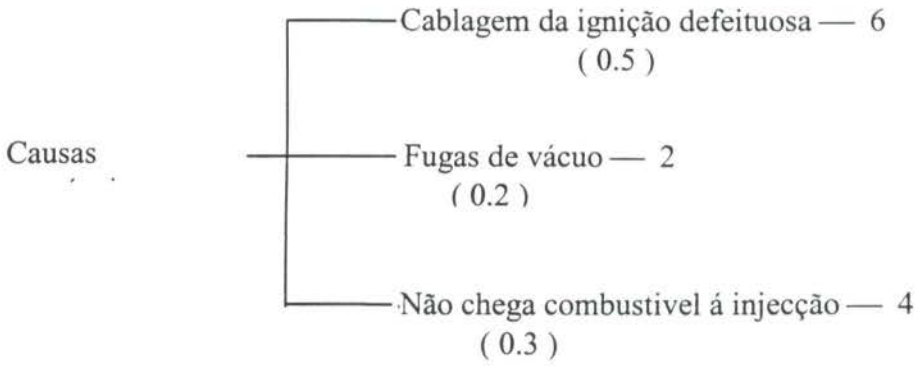


Figura 4 - Árvore de decisão representando três causas possíveis de avarias no motor.

Para cada causa possível de avaria, o sistema possui um conjunto variado de informação escrita e audiovisual que permite quer a um utilizador experiente ou não seguir de uma maneira simples e objectiva os passos a efectuar para a verificação (dos parâmetros de funcionamento) ou reparação da avaria (ver capítulo seguinte).

3. EXEMPLO DE FUNCIONAMENTO

O que a seguir se ilustra, contempla um exemplo de utilização do sistema. Após simulada uma avaria na bancada, o utilizador deverá identificar os sintomas anómalos, preenchendo o menu 1. Validando essa entrada, aparecer-lhe-á o menu seguinte, que é uma lista (ordenada) de causas prováveis, resultado de todo o processo atrás referido (menu 2).

O conjunto de explicações (audiovisuais) que o sistema possui, associado a cada uma das causas prováveis pode ser visto nos menus seguintes.

SIDAM - Sistema Inteligente para Diagnóstico de Avarias em Motores

Atenção declare todas os sintomas que considere relevantes.
Tenha em atenção as perguntas que lhe estão a ser feitas

DETECÇÃO DE AVARIAS

Quais os sintomas anómalos ?

Temperatura do motor
☐ Sobre aquecimento do motor

Arranque difícil
☐ O motor não roda ou roda lentamente
☒ O motor não arranca ou tem arranque difícil

Marcha lenta irregular
☐ Marcha lenta instável ou 'vai abaixo' ou tem falhas de ignição

☐ O motor demora a arrancar / Fraca aceleração

Auto detonação do motor
☐ O motor continua a funcionar depois de desligar a chave

Ignição retardada ou pré-ignição
☐ Explosões no sistema de escape durante a desaceleração
☐ Explosões no sistema de escape continuas
☐ Ignição adiantada

☐ **Consumo de óleo excessivo**

☐ **Consumo de combustível excessivo**

☐ **Vibrações no motor**

Menu 1

SIDAM - Sistema Inteligente para Diagnóstico de Avarias em Motores

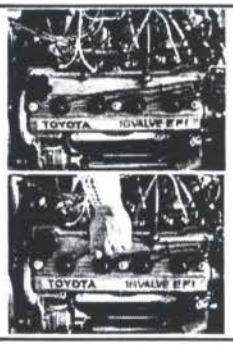
CAUSAS PROVÁVEIS

- **Cablagem de ignição defeituosa**
- **Cabos de alta tensão defeituosos ou desligados**
- **Falta de compressão**
- **Folga de válvulas incorrecta**
- **Fugas de vácuo**
- **Não chega combustível a injecção**
- **Ponto de ignição incorrecto**
- **Problemas no sistema de injecção electrónico - EFI**
- **Válvula de EGR defeituosa**

Menu 2

SIDAM - Sistema Inteligente para Diagnóstico de Avarias em Motores

Verificação da cablagem de ignição



1. Os cabos de alta tensão (ou cabos de ignição), estão situados na cabeça do motor (parte superior).

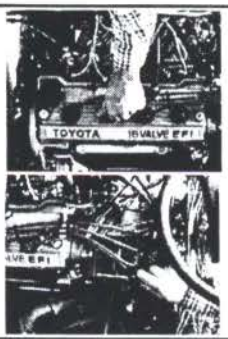
2. Retire cuidadosamente os cabos de alta tensão.

Atenção: Não o faça puxando pelo cabo. Se o fizer, poderá danificar o seu interior.

Menu 3

SIDAM - Sistema Inteligente para Diagnóstico de Avarias em Motores

Verificação da cablagem de ignição



3. Retire cuidadosamente os cabos de alta tensão. Faça-o puxando pelos cachimbos das velas.

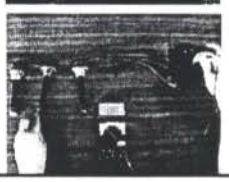
4. Retire os três parafusos que fixam a tampa do distribuidor com uma chave apropriada. Os parafusos são de oco cruciforme.

Menu 4

SIDAM - Sistema Inteligente para Diagnóstico de Avarias em Motores

Verificação da cablagem de ignição

5. Desmonte a tampa do distribuidor, sem a separar dos cabos. Retire a fixação do suporte de plástico dos cabos.



6. Meça a resistência ohmica dos cabos de alta tensão. Utilize um ohmimetro para medir a resistência entre, os pontos de fixação as velas (cachimbos) e os terminais no interior da tampa do distribuidor. Valor máximo: 25 kΩ

Menu 5

BIBLIOGRAFIA

Madureira, C. M. Ensino Assistido por Computador, Projecto Minerva - Instituto Politécnico do Porto, Porto, 1984.

Pearl, J., Probabilistic Reasoning in Intelligent Systems: Networks of Plausible Inference, Morgan-Kaufmann, 1988.

Scaife, J., Wellington, J., Information Technology in Science and Technology Education, Open University Press, Buckingham, Philadelphia, 1993.

Toyota Motor Corporation (Overseas Service Division), Manual de Reparaciones - 4A-FE, 4A-GE Motor, 1989.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1383

O ENSINO DA ENGENHARIA MECÂNICA FACE AOS PROCESSOS DE GLOBALIZAÇÃO / THE TECHING OF MECHANICAL ENGINEERING FACE THE GLOBALIZATION PROCESS

Miguel Hiroo Hirata
Programa de Engenharia Mecânica - COPPE/UFRJ – Rio de Janeiro, Brasil
Atualmente: Prof. Visitante na EFEI – Itajuba, MG - E.mail: **Erro! Indicador não definido.**

Abstract

The globalization process induces the necessity of a review in the process and methodology used in every area of human activities. It is urgent a review analysis of all the concepts and methodology in the technology domain with emphasis in the area of specialized human resources; in this area the methodology used in the preparation of engineers deserves a special attention. This paper points to some aspects of fundamental importance such as: the necessity of a multidisciplinary approach in the engineering schools, the necessity of the development of the ability to model engineering problems, the necessity of a scientific versus a technological information oriented approach, etc.

Keywords

Globalization, modelling process, transfer of technology.

1. INTRODUÇÃO

Os efeitos da globalização, economicamente motivada no seu início, alastram-se por todos os ramos de nossas atividades, tornam-se mais evidentes e com intensidade maior a cada dia; não se pode, portanto, ignorar o fato de que o país está sendo empurrado inexoravelmente para a competição internacional. A economia como um todo e o setor produtivo em particular necessita responder aos desafios diários e constantes com respostas objetivas e rápidas; não é difícil concluir que se adentra pela era do conhecimento, sendo reservadas às máquinas as tarefas repetitivas e que envolvem riscos. O termo emprego vem sendo substituído pela palavra trabalho. Estas observações mostram que adaptações e mudanças urgentes se fazem necessárias em todos os ramos de atividades.

Os efeitos da globalização se fazem presentes com maior rapidez e profundidade na área tecnológica; nesta área, revoluções sucedem-se em prazos cada vez menores. Se, na Idade Média, as diferenças substantivas de um tempo para outro passavam cem anos para serem vividas, hoje atingem-se diferenças, no campo tecnológico, a cada semana. Apoiado nesta premissa, pode-se concluir que uma análise profunda sobre todos os aspectos associados à tecnologia se faz necessária e, de maneira urgente. Esta análise, que engloba os processos de criação e desenvolvimento tecnológico, os processos de transferência e assimilação de

tecnologia, os aspectos éticos e sociais associados ao desenvolvimento tecnológico, etc. desemboca necessariamente na formação de recursos humanos.

Com a globalização, não haverá oportunidades para aqueles dotados de baixa capacitação profissional e com dificuldades de se posicionar frente às questões do dia a dia; estes aspectos da formação não são, atualmente, exercitados de maneira adequada durante a permanência dos estudantes no sistema educacional. Observa-se, então, uma formação de profissionais com uma postura comodista, sem iniciativa e com dificuldades de identificar suas áreas de aptidão.

Procura-se neste trabalho analisar aspectos da formação de recursos humanos na área tecnológica; mais especificamente, discute-se assuntos relacionados com a formação de engenheiros e com uma pequena incursão na esfera da formação pós-graduada

Com esta apresentação, objetiva-se estabelecer um diálogo, não se tendo a pretensão de apresentar uma posição definida e fechada com diagnósticos e soluções.

Para a ordenação das idéias, a abordagem dos temas é feita em itens separados; na verdade todos eles encontram-se interligados e, não se pode conceber um tratamento tópico. Aliás, esta é a primeira observação que se faz, ao se denunciar a maneira estanque como tem sido feito a grande parte das reformas curriculares que se tem conhecimento; nestas reformas criam-se novas disciplinas, suprimem-se outras, redistribuem-se a matéria, etc. sem que o conteúdo, a filosofia e a metodologia de ensino sejam analisadas como um todo, sem que os procedimentos sejam avaliados e sem que se procure suprir as necessidades reais para um ensino eficiente.

2. OS PROBLEMAS ATUAIS DE ENGENHARIA SÃO MULTIDISCIPLINARES

Os problemas de engenharia sempre foram e sempre serão multidisciplinares. Não se pode conceber o desenvolvimento de um produto sem os concurso das mais diferentes áreas do conhecimento. Mesmo sem se considerar os aspectos sociais, econômicos, de marketing e de distribuição o simples projeto de engenharia é, ainda, multidisciplinar. Como se pode conceber o projeto de engenharia de um eletrodoméstico, por exemplo, sem o conhecimento adequado dos princípios que norteiam o projeto de máquinas, sem o conhecimento profundo das propriedades dos materiais, sem o domínio das características e do funcionamento dos motores elétricos, sem ter o mínimo conhecimento dos mecanismos de controle e sem se considerar as características ergonométricas que o eletrodoméstico deve possuir ? Mesmo os projetos de engenharia do passado, com uma complexidade menor do que os projetos atuais, eram executados de maneira multidisciplinar; o executor do projeto possuía um vasto conhecimento, que era mais multidisciplinar que profundo

O ensino atual, na escolas de engenharia, é mais especializado do que foi no passado recente; o processo de departamentalização foi levado ao extremo. No passado, em várias escolas de engenharia formavam-se, por exemplo, engenheiros mecânico-eletricistas; hoje encontra-se escolas de engenharia com departamentos de Engenharia Mecânica, de Engenharia Elétrica, de Eletrônica, de Sistemas e, talvez, até de Mecatrônica. Em algumas instituições os departamentos viraram institutos com subdivisões e em outras os departamentos foram divididos em áreas especializadas que são verdadeiros subdepartamentos. Razões e justificativas para as estruturas mencionadas existem e são conhecidas. E oportuno, no entanto, apontar para alguns fatos relevantes para suas conseqüências na formação dos estudantes de engenharia. Uma preocupação maior aponta para cursos de graduação, especialmente aqueles que sofrem uma influência marcante de seus respectivos cursos de pós-graduação. Tem-se justificado uma maior departamentalização como conseqüência do aumento acelerado do conhecimento científico. Este é um argumento, normalmente, acolhido sem muito cuidado. A argumentação mais apropriada não se refere a

quantidade de conhecimento disponível, mas a quantidade necessária de conhecimentos que os estudantes devem adquirir para que possam desenvolver, de forma autônoma, suas tarefas. Conseqüências naturais que se podem esperar de uma análise desta natureza são: a) um elenco de disciplinas mais coerente, com menos superposição e mais compacto, b)com um elenco de disciplina mais compacto os alunos poderão ser expostos a processos de aprendizado que induzam a uma reflexão maior e ao desenvolvimento da criatividade, c) redução do tempo necessário para que os estudantes cumpram os requisitos para a obtenção do título de engenheiro.

Subseqüentemente, deve-se procurar técnicas e métodos alternativos que possibilitem a aquisição destes conhecimentos de maneira efetiva e no menor espaço de tempo. Uma filosofia de ensino, ainda com características nitidamente paternalista (e que direciona rigidamente o aprendizado inibindo iniciativas mais arrojadas) aliada a uma metodologia fortemente apoiada na informação e na proposição de "problemas tipos" tornará de pouca efetividade a formulação de um elenco de disciplinas apropriado; neste caso volta a prevalecer a necessidade de subdivisões especializadas de departamentos com base no grande volume de conhecimentos. Uma proposta objetiva seria a adoção de técnicas de modelagem nas disciplinas [veja item (4.1)]

Outro argumento utilizado, mas não declarado, para justificar a departamentalização extrema e a subdivisão dos departamentos em áreas estanques e auto-suficientes, é encontrado no ego dos próprios professores e nas normas da comunidade científica e dos órgãos oficiais de educação que ditam a política científica e educacional; estas normas privilegiam apenas os itens de produção mensuráveis como os trabalhos científicos, os alunos de pós-graduação, etc. Estes fatos provocam o direcionamento das atividades docentes para a produção destes itens, em detrimento de uma preocupação em propiciar uma formação mais fundamentada e universal aos estudantes de graduação. Para dispor de "bons" alunos para suas pesquisas os professores formulam disciplinas especializadas que formam uma seqüência autônoma; com o passar dos tempos, sem uma avaliação periódica e sem uma coordenação eficiente da chefia do departamento, o quadro das disciplinas se desfigura e perde o sentido global. O que se verifica é um aumento brutal de disciplinas, há superposição de assuntos e perde-se a efetividade do processo educacional com uma desfiguração total da formação básica dos estudantes; muitos sabem resolver problemas específicos extremamente complexos mas são incapazes de abordar problemas básicos que fogem a seara de seu conhecimento. Alunos identificados como potenciais produtores de resultados são privilegiados mas, no geral, os alunos são prejudicados porque as disciplinas que não são de interesse do docente são relegadas a um plano secundário. Cria-se assim uma ou várias áreas especializadas e a necessidade do departamento crescer e se subdividir.

Como é fácil de se concluir, os cursos de graduação são aqueles que mais sofrem. Nos departamentos com programas de pós-graduação atuantes, distorções fortes são encontradas a ponto de que, nos cursos de graduação, a atenção e uma exagerada parcela das atividades sejam voltadas para a formação de alunos que ingressarão nos cursos de mestrado e de doutoramento. Deve-se observar que o questionamento direciona-se para a questão da distribuição de prioridades e não na existência de atividades voltadas ao preparo do estudante para os cursos de pós-graduação. O objetivo primeiro dos cursos de graduação centra-se na formação de engenheiros altamente capacitados, capazes de oferecer respostas rápidas e efetivas aos desafios que se apresentam diária e continuamente.

Uma possível alternativa para contornar estes fatos talvez seja uma re-discussão das funções de liderança dos departamentos: chefe de departamento, coordenadores, etc.

3. BASES PARA A MODELAGEM E A SOLUÇÃO DOS PROBLEMAS

Nesta parte do trabalho e na que se segue, observa-se a necessidade de uma formação teórica, solidamente fundamentada nos princípios básicos; são os fundamentos. Esta formação teórica é consolidada com atividades de cunho experimental, a experimentação, que, também, a complementa. A formação teórica e as atividades experimentais são necessárias e fornecem subsídios para a análise dos problemas, para a formulação das hipóteses simplificadoras e para o seu equacionamento; enfim, para se elaborar um modelo [veja o item 4.1)] que possa ser utilizado para simular o fenômeno físico ou o problema. As ferramentas necessárias para a obtenção das soluções, a medida que os modelos tornam-se mais complexos, são encontradas na experimentação e nas atividades computacionais.

3.1. Fundamentos

O conhecimento e o domínio dos princípios básicos que regem os fenômenos físicos é fundamental para qualquer engenheiro. Embora evidente, é importante salientar a importância, para um engenheiro mecânico por exemplo, do conhecimento e da familiaridade com todos os aspectos fundamentais destes princípios, não sendo suficiente apenas a familiaridade com aqueles que regem os fenômenos mecânicos; é necessário que este engenheiro conheça os princípios que regem, por exemplo, os fenômenos elétricos e que possuam um mínimo necessário de intimidade com estes fenômenos. Não se pode conceber, atualmente, a realização de um teste de um equipamento, de uma planta de geração de energia, etc. sem um conhecimento mínimo das propriedades dos sensores, sem uma familiaridade com equipamentos eletrônicos, sem um mínimo de experiência computacional e de aquisição de dados, etc. O mesmo raciocínio se aplica a outros fenômenos físicos e a outras especialidades da engenharia

Um aspecto muito comum nas instituições de ensino, parece contribuir para agravar esta situação. Há uma enorme dicotomia entre o ensino básico e o ensino profissionalizante. Por um lado, encontra-se um ensino básico sem uma conexão aparente com a profissão de engenheiro; do outro lado os tópicos especializados, e que são ministrados no ciclo profissionalizante, geralmente não são abordados como aspectos específicos dos princípios básicos; muito pelo contrário, eles são vistos como novas disciplinas independentes da física, da química, da matemática. A Mecânica dos Fluidos, a Transferência de Calor, a Termodinâmica, a Elasticidade, etc., devem ser apresentadas como aplicações específicas dos princípios básicos de conservação; desta maneira, a equação da continuidade deve ser vista como a expressão matemática do princípio de conservação da massa, o princípio de conservação da energia é sempre obedecido através de uma equação específica, etc. O que se apresentou neste item é óbvio mas raramente considerado nas reformas curriculares.

3.2 Experimentação

Os laboratórios didáticos constituem-se em importantes ferramentas de ensino e são indispensáveis nas escolas de engenharia que pretendam formar engenheiros criativos e motivados para a procura de novas soluções e alternativas apropriadas para a solução de problemas práticos.

Os laboratórios didáticos tem a finalidade de complementar as exposições teóricas, feitas nas salas de aula. Atualmente, a complementação e a ilustração da teoria pode ser feita, também, com o auxílio de recursos audiovisuais e com a utilização de simulações numéricas; estas novas ferramentas, em certos aspectos, suplantam em eficiência os laboratórios. No

entanto, existem três aspectos extremamente importantes que não podem ser atendidos sem o concurso destes laboratórios didáticos; são eles: a motivação, o estabelecimento das limitações e validade dos modelos teóricos e a necessidade da procura de soluções novas e alternativas.

O aspecto motivação dispensa maiores comentários; no entanto, só este aspecto justificaria a existência de laboratórios didáticos na formação de engenheiros. É importante salientar, contudo, a necessidade de se criar um certo clima de desafio nos laboratório didáticos; ao aluno, deve-se propiciar dentro de certos limites, a oportunidade de escolher a metodologia a ser empregada, a oportunidade de preparação e a execução do experimento, assim como a análise crítica dos resultados obtidos. A apresentação do laboratório, com o experimento previamente montado, faz com que o aluno veja nesta experiência mais uma tarefa burocrática que deve cumprir; o aspecto motivação fica totalmente comprometido.

A realização de experimentos bem elaborados e que permitam a variação sistemática de parâmetros é extremamente didática, fornecem indicações sobre a importância relativa dos diferentes mecanismos e parâmetros que interferem no fenômeno em estudo. O domínio dos mecanismos que governam o fenômeno é, por sua vez, uma condição necessária para a formulação das hipóteses simplificadoras, a parte crucial e mais difícil no processo de modelagem matemática de um fenômeno.

Finalmente, o aluno motivado e com habilidade para analisar os diferentes aspectos de um fenômeno, possui condições para propor e analisar soluções. O desenvolvimento desta habilidade é uma característica que deve ser incentivada na formação de engenheiros que possuam muita iniciativa e boa dose de criatividade. A inclusão de disciplinas ministradas em laboratórios didáticos deve ser uma das prioridades na formação dos engenheiros.

3.3 Computação

Alem das aplicações já comumente encontradas e que já são exploradas nos laboratórios, pode-se vislumbrar uma ferramenta didática poderosa na utilização dos recursos computacionais; de fato, estes recursos utilizados para a simulação numérica de fenômenos físicos podem se transformar numa ferramenta didática indispensável. As simulações numéricas podem ser utilizadas de várias maneiras. Numa primeira instância pode-se utilizar estas simulações para se analisar o comportamento de um determinado fenômeno ao se variar sistematicamente um parâmetro; nestas condições a simulação numérica substitui o experimento laboratorial, isto é, torna-se um experimento numérico.

Simulações numéricas podem ser utilizadas, também, para analisar a influência de um dado aspecto no comportamento de um fenômeno físico; pode-se analisar o comportamento de um determinado fenômeno se a influência da viscosidade, da variável temporal, etc. for desprezada. Nestas condições a simulação está auxiliando na formulação das hipóteses que irão compor um modelo a ser utilizado na simulação de um fenômeno. Os exemplos mostram alternativas racionais e inteligentes dos recurso computacionais e a importância de um planejamento estratégico para se evitar que estes recursos sejam utilizados de uma maneira estafante e tediosa, apenas para a obtenção resultados numéricos.

4. BASE CIENTÍFICA VERSUS INFORMAÇÃO TECNOLÓGICA

A modelagem é uma abordagem racional e eficiente para a solução de um problema; ela é fundamental quando a competição por um processo ou um produto melhor torna-se acirrada. O domínio das diversas fases da modelagem é, também, importante sob dois outros aspectos: a absorção de tecnologia e a velocidade do desenvolvimento tecnológico.

4.1 Modelagem

Os fenômenos físicos são extremamente complexos e sua análise exaustiva está além das possibilidades do conhecimento humano, Polya,1975. Por outro lado, estes fenômenos trazem consigo uma carga de informações e de detalhes que são geralmente irrelevantes ou que possuem uma relevância menor para os propósitos desejados. A exclusão destas informações e detalhes tornam os fenômenos mais simples de se entender e, desta maneira, a sua análise viabiliza-se com a utilização dos conhecimentos da física, da matemática, etc., produzindo o conhecimento. O processo de análise do fenômeno físico, a exclusão das informações e detalhes menos importantes e o subsequente equacionamento constituem-se no que se denomina de (fases da) modelagem do fenômeno (o conceito de modelo sob este aspecto é restrito a um modelo matemático de um fenômeno físico). A modelagem deve ser seguida da solução do modelo e da análise dos resultados obtidos. Assim sendo a solução de um problema pressupõem as etapas abaixo descritas; mais detalhes e a importante descrição da dinâmica da modelagem podem ser encontrados em Hirata et al., 1976.

A - Identificação do Problema: consiste em obter uma série de informações sobre o problema: o que se pretende obter, resultados anteriores ou mais simples, sugestões de especialista , etc.

B - Modelagem do Problema: consiste na elaboração de um conjunto de hipóteses simplificadoras, que explicitam as informações e os detalhes menos relevantes. A partir destas hipóteses escreve-se as equações que representam matematicamente os princípios de conservação (massa, energia, etc.); estas equações são versões simplificadas das equações gerais e completas, omitindo-se os termos que são pouco significativos, de acordo com as hipóteses. Observe que um modelo encerra sempre uma solução de compromisso entre a retenção de informações necessárias para a adequada simulação do fenômeno (complexidade) e a simplificação suficiente (simplicidade) para se obter a solução do modelo com as ferramentas de que se dispõe.

C - Solução do Modelo: a solução das equações e a obtenção dos resultados procurados constitui-se na solução do modelo. Observe que as limitações necessárias, impostas pelas hipóteses, tem como origem a nossa incapacidade de solucionar equações muito complexas.

D - Análise dos Resultados: se a análise dos resultados obtidos for coerente com resultados anteriores, com os resultados obtidos utilizando outras abordagens, enfim, se os resultados forem consistentes, a solução do modelo passa a ser vista como o resultado do problema, isto é, a sua solução. É importante salientar que uma análise crítica dos resultados contribui substancialmente para a consolidação dos conhecimentos e da experiência; estes são atributos necessários e fundamentais para a solução de problemas futuros.

4.2 Absorção de Tecnologia

A existência de um sólido embasamento teórico, aliado a uma base consistente de informação tecnológica, é necessária para a absorção (transferência) de conhecimento e para o desenvolvimento tecnológico

O conjunto de soluções de diferentes problemas, a base de informação tecnológica, representa uma parte do conhecimento e da experiência. No entanto, a existência de uma base científica é necessária para que se verifique a associação entre a solução e as hipóteses e as equações que a geraram. Este processo de associação é necessário para se identificar as potencialidades e limitações da solução, permitindo a utilização do conhecimento e da experiência na solução de outros problemas. Observe que esta capacitação para realizar análises das soluções importadas é uma condição necessária para se realizar adaptações da solução à novas condições, para a utilização do modelo a outros problemas que admitem as

mesmas simplificações (hipóteses), etc.; em resumo, a capacidade de executar os processos de modelagem é essencial para a absorção (transferência) da tecnologia.

A transferência de informação tecnológica pode, eventualmente, ser a solução de um problema tecnológico; talvez, até a solução mais rápida e viável. Se, porém, a tecnologia não for realmente assimilada a solução transferida ficará defasada com o tempo, sem a atualização necessária para os compromissos futuros; não se observou a transferência (absorção) da tecnologia mas apenas do processo.

4.3 Velocidade do Desenvolvimento Tecnológico

Pode-se verificar o processo de desenvolvimento tecnológico, numa dada região, através de uma transferência de informações tecnológicas, sem que exista uma substancial capacidade científica instalada. Fica difícil de se imaginar, no entanto, como este desenvolvimento possa competir e sobreviver, ao longo do tempo. A grande velocidade com que á tecnologia se desenvolve nos países avançados e os processos de informação e transferência (facilitados pela globalização) tornarão a tecnologia importada através da transferência de informação, desatualizada e pouco competitiva. Haverá sempre uma oferta de tecnologia mais eficiente e barata.

Novamente, a questão da modelagem volta a cena. Com recursos humanos que dominem os processos de modelagem pode-se apressar não apenas a absorção da tecnologia alienígena mas, principalmente, promover um desenvolvimento autônomo e sustentável.

3. ASPECTOS PROFISSIONAIS E ÉTICOS

Os aspectos éticos e profissionais revestem-se de características especiais em certas profissões como a de engenheiro, por exemplo. Dirigindo uma empresa, trabalhando no escritório de projetos ou trabalhando no campo, o engenheiro estará sempre atuando como um líder. Não se pode exigir de um jovem egresso da universidade, que possua as qualificações para exercer uma liderança responsável e ética se não lhe for dada, a priori, a oportunidade de exercitar um treinamento adequado. Este aspecto é relegado a um plano secundário no planejamento escolar de muitos departamentos das escolas de engenharia, quando não são totalmente ignorados.

5.1 Treinamento para Vida Profissional X Treinamento para Vida Estudantil

O relato de uma experiência é suficiente para ilustrar a importância que o treinamento para a vida profissional representa na formação de um engenheiro. Face a uma responsabilidade profissional, é natural que um engenheiro recém formado apresente uma certa insegurança, principalmente se o treinamento a que foi submetido nos bancos escolares foi aquele voltado às responsabilidades estudantis. Como conseqüência, não é raro que este engenheiro volte a universidade para consultar um ex-professor sobre o acerto de uma solução por ele encontrada, mesmo que o problema em questão seja extremamente simples. O professor recorda que problemas mais complexos e difíceis foram tratados na sala de aula, recorda, também, que raramente foi procurado pelos alunos para consulta e que raramente os alunos realizam a devida análise para verificar o acerto destas soluções, etc. A preocupação principal ou única foi a de obter uma nota para passar na disciplina.

Esta experiência mostra que o sistema educacional está priorizando o que se denomina de treinamento para a vida estudantil, isto é, o objetivo principal está centrado na obtenção do diploma. A formação científica e o treinamento para os desafios para a vida profissional são

secundários. Esta é a razão principal para que o engenheiro recém formado apresente tanta insegurança face a menor exigência de responsabilidade profissional.

Pergunta-se, então, se não há a necessidade de uma severa reflexão sobre o assunto, procurando identificar as causas e soluções adequadas ? Será que as responsabilidades dos docentes ficam restritas ao repasse dos conhecimentos técnicos e científicos ? Será que aos departamentos não se deve ser atribuída a responsabilidade de conduzir o treinamento para a vida profissional, através de estágios supervisionados ou outras atividades alternativas? Será que este treinamento não deveria fazer parte das atividades como uma disciplina obrigatória ?

Observe que não se defende a situação atual em que os estudantes dos últimos períodos se julgam na obrigação de realizar um estágio para "garantir" o emprego depois de formado. A situação atual é anti-ética e profissionalmente nociva. O estágio pouco acrescenta à formação do profissional, o estagiário fica iludido com as atividades exercidas relegando as suas atividades acadêmicas a um plano secundário, etc. Por outro lado, não estará o estagiário ocupando o lugar de um engenheiro? Será esta uma posição eticamente correta ?

5.2 Formação Ética e Profissional

Uma análise dos aspectos relacionados à formação ética e profissional dos engenheiros enquadra-se no conjunto de tópicos reservados para uma outra oportunidade. No entanto, não se pode deixar de registrar a importância destes aspectos e de incitar o interesse na sua discussão.

Aqui, fica apenas o registro de que a formação ética e profissional dos estudantes é bastante influenciada pelo comportamento ético e profissional de seus professores, com os quais convivem por cinco anos e, eventualmente, os tem como exemplos.

4. CONCLUSÕES.

Identifica-se, ao longo do trabalho, dois aspectos importantes da formação de um engenheiro e que merecem uma atenção especial; são eles: a necessidade de uma formação multidisciplinar e a necessidade de uma atenção maior aos aspectos profissionais nas escolas de engenharia. Com relação a estes últimos, cabe apenas um alerta as lideranças dentro dos departamentos e das escolas de engenharia.

Propõe-se a utilização de técnicas de modelagem para viabilizar uma formação multidisciplinar dentro de um período de cinco anos ou menos; como resultado auxiliar, porém de igual importância, identifica-se situações nocivas e sugestões são apresentadas.

5. REFERÊNCIAS

HIRATA, M.H. e CONCEIÇÃO, C.A.L. (1976)- "Uma Sistematização na Solução de Problemas", Sociedade Brasileira de Física (8a. Reunião SBPC, Brasília, DF, 1976) e Relatório Técnico 01/82, PEM-COPPE/UFRJ.

POLYA,G. (1975) – " How to Solve it – A New Aspect of Mathematical Method", Princeton University Press, 1975.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1422

MEDIÇÃO DE EMISSIVIDADE E DE TEMPERATURA SEM CONTATO – EXPERIMENTO DIDÁTICO / *EMISSIVITY AND NON-CONTACT TEMPERATURE MEASUREMENT*

VICENTE DE PAULO NICOLAU & SAULO GÜTHS
LMPT- Departamento de Engenharia Mecânica – UFSC
88010-970 - Florianópolis - SC – Brasil- E-mail: vicente@lmpt.ufsc.br

Abstract

This paper describes a quite simple experimental set-up which can be used on undergraduate or graduate studies on thermal radiation heat transfer. It deals with non-contact temperature and emissivity measurements at low temperature (ambient to 400 °C) in the infrared range.

Keywords

Emissividade, temperatura sem contato, equipamento didático, radiação térmica/ emissivity, thermal radiation.

1. INTRODUÇÃO

No ensino da transferência de calor, a radiação térmica representa um desafio considerável, talvez o mais importante. Ao contrário da condução e da convecção, na radiação térmica o transporte de energia é instantâneo e associado a um mecanismo diferente. A energia não é transportada ponto a ponto no interior do meio, mas através de uma troca direta entre as superfícies afastadas e a diferentes temperaturas.

As dificuldades aparecem quando os estudantes são questionados sobre o comportamento de uma superfície negra ou sobre o corpo negro. É aceito o fato de que a superfície negra absorve mais energia que qualquer outra superfície e que o corpo negro absorve completamente qualquer fluxo de radiação incidente. Entretanto, é mais difícil compreender que, à mesma temperatura, a superfície negra emite mais energia que qualquer outra superfície. Outras questões sobre o comportamento de outras superfícies, como a superfície branca, metálica polida ou metálica oxidada não são bem compreendidas, sobretudo quando a radiação envolvida não é está na parte visível e sim na região infravermelha do espectro eletromagnético. Também o comportamento seletivo de certas superfícies é sempre um comportamento inesperado.

O curso de radiação térmica é iniciado com a apresentação da parte conceitual, o modelo de corpo negro e algumas definições, como de emissividade, absortividade, refletividade e transmissividade, usando como texto o livro de Incropera & De Witt (1996). O comportamento espectral também é apresentado e algumas particularidades são discutidas, especialmente aquelas relacionadas com tal comportamento. O caráter seletivo de algumas superfícies é bastante interessante e pode ser usado para motivar os alunos a compreender alguns fenômenos da natureza e da realidade imediata do engenheiro. Diante desta série de

conceitos apresentados, pelo menos uma visita ao laboratório seria aconselhável para uma melhor compreensão do fenômeno e também para gerar discussões adicionais sobre o assunto.

Este artigo descreve um experimento bastante simples, que pode ser usado tanto por alunos de graduação quanto pelos de pós-graduação, estes em uma primeira etapa. Trata-se de um experimento relativo à medição de temperatura sem contato, até cerca de 400 °C, e que é usado também para a realização de uma estimativa sobre a emissividade térmica de superfícies.

2 MONTAGEM EXPERIMENTAL

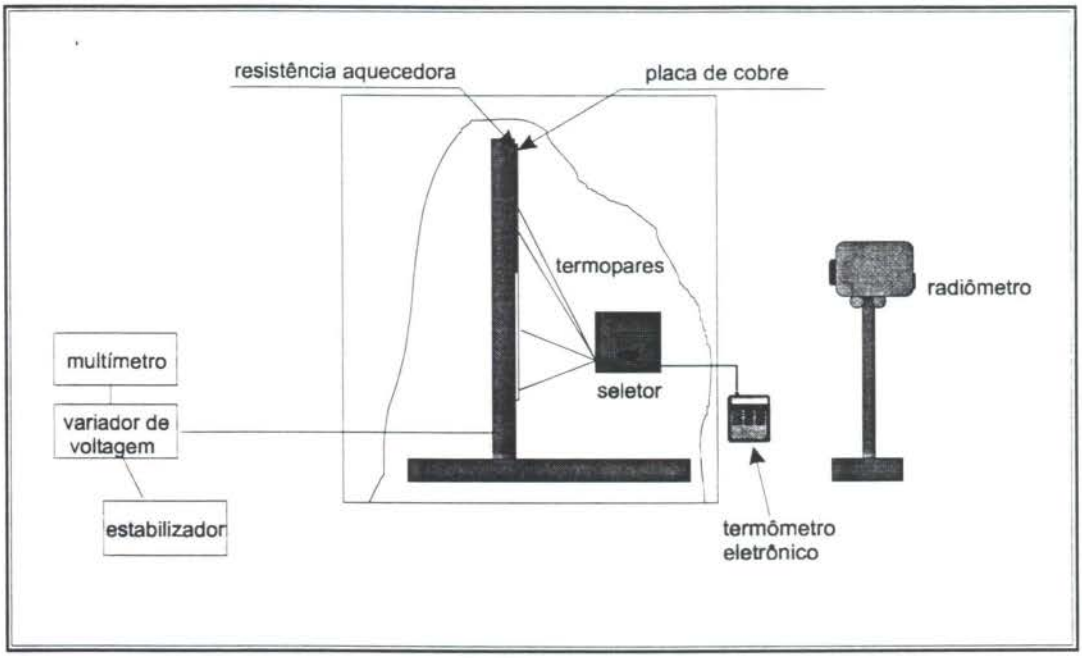


Figura 1 – Montagem Experimental

Um esquema da montagem experimental é apresentado na Figura 1. Uma placa de cobre de 30cm x 30cm, colocada na posição vertical, é aquecida por uma resistência elétrica em forma de filme, colada à superfície posterior desta placa. A parte posterior da resistência elétrica é isolada. A face frontal da placa é usada para as medições, sendo dividida em quatro superfícies de 15cm x 15cm, conforme a Figura 2. A primeira superfície é pintada de branco, a segunda de preto, a terceira é formada por cobre polido, enquanto que na quarta superfície tem-se o cobre nas suas condições normais de oxidação. Um termopar é colado sobre cada superfície de forma a se medir diretamente a sua temperatura.

Um pequeno radiômetro infravermelho (Omega OS71), é usado para estimar a temperatura de cada superfície. Utiliza um detetor piroelétrico, medindo na faixa de 8 a 14μm (Omega, 1992). Para se fazer esta estimativa da temperatura superficial é necessário, entretanto, ajustar o valor da emissividade da superfície no radiômetro. Assim, usando um procedimento inverso ao normal de medição, pode-se tentar igualar as temperaturas medidas pelo radiômetro e aquela medida pelo respectivo termopar. O valor da emissividade ajustado será a própria emissividade da superfície.

A fim de reduzir a influência da vizinhança próxima ao experimento, o conjunto é colocado dentro de uma redoma, formando uma cavidade, com uma pequena janela para a medição com o radiômetro.

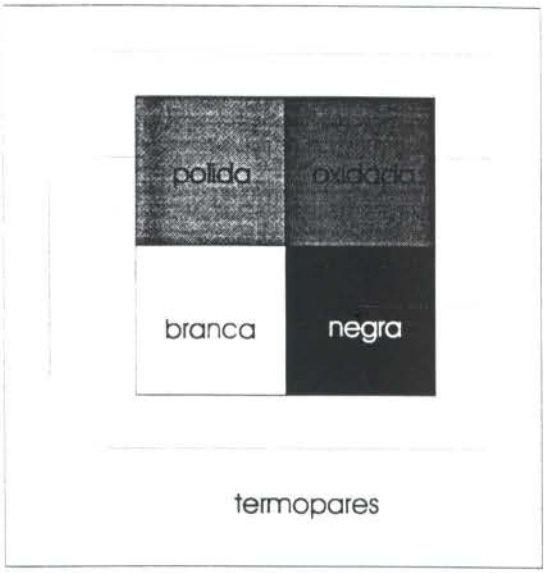


Figura 2 - Placa de medição

3. ANÁLISE

A radiosidade da superfície é composta por uma parcela emitida, função da temperatura da própria superfície e de uma parcela refletida pela superfície, proveniente de uma fonte externa (Incropera & De Witt, 1996; Siegel & Howell, 1992), conforme a equação seguinte:

$$J_s = \varepsilon\, E_{bs} + \rho\, G_s \qquad (1)$$

Onde J_s e G_s são, respectivamente, a radiosidade e a irradiância da superfície. $E_{bs} = \sigma T_s^4$, é a emitância do corpo negro à temperatura T_s e σ é a constante de Stefan-Boltzmann. ε e ρ são, respectivamente, a emissividade e a refletividade da superfície.

Para a faixa de ondas longas, a Lei de Kirchhoff permite estabelecer uma igualdade entre a emissividade e a absortividade. Consequentemente para superfícies opacas:

$$\rho = 1 - \varepsilon \qquad (2)$$

Considerando uma cavidade isotérmica à temperatura Tc, envolvendo a superfície em questão, tem-se que a irradiância G_s será igual a emitância da cavidade, σT_c^4 . A radiosidade pode ser agora representada pela equação seguinte:

$$J_s = \varepsilon\ \sigma T_s^4 + (1-\varepsilon)\sigma T_c^4 \qquad (3)$$

O radiômetro apontado para a superfície à temperatura T_s, recebe um certo fluxo de energia, proveniente da emissão da própria superfície, mas também da reflexão da energia proveniente da cavidade (Gaussorges, 1989; Doebelin, 1990). Como esta soma incide no radiômetro, não há como separar as parcelas descritas, sendo tomadas simplesmente como provenientes da emissão da superfície. Assim, a emissividade ajustada no radiômetro de modo a se ter uma igualdade na indicação da temperatura por este e pelo termopar, é na verdade uma emissividade aparente. A radiosidade da equação (3) pode ser substituída pela emitância da superfície, usando esta emissividade aparente, como mostrado na equação (4).

A equação (4) pode ser colocada em função da emissividade aparente, conforme a equação (5), que mostra esta emissividade aparente determinada pelo radiômetro como uma variável dependente da própria emissividade e também da relação entre as temperaturas da cavidade e da superfície.

$$\varepsilon_{ap}\sigma T_s^4 = \varepsilon\sigma T_s^4 + (1-\varepsilon)\sigma T_c^4 \qquad (4)$$

$$\varepsilon_{ap} = \varepsilon + (1-\varepsilon)\left(\frac{T_c}{T_s}\right)^4 \qquad (5)$$

Uma estimativa da emissividade aparente é feita para diferentes relações entre estas temperaturas e três valores diferentes de emissividade. Para uma superfície em equilíbrio térmico com a cavidade (T_c=T_s), a emissividade aparente é independente da emissividade real e igual a unidade. Para superfícies com temperaturas mais elevadas, a emissividade aparente muda do valor unitário para o seu valor real, relativo a cada superfície. Esta aproximação com o valor real ocorre mais rapidamente para as superfícies de emissividade elevada e mais lentamente para as de baixa emissividade. Este é um comportamento bem conhecido nas medições de emissividade ou de temperatura sem contato.

Tabela 1 – Estimativa da emissividade aparente (T_c=300K)

T_s[K]	ε_{ap} (ε=0,1)	ε_{ap} (ε=0,5)	ε_{ap} (ε=0,9)
300	1,0	1,0	1,0
310	0,89	0,94	0,99
320	0,80	0,89	0,98
330	0,71	0,84	0,97
350	0,59	0,77	0,95
370	0,49	0,72	0,94
400	0,38	0,66	0,93
500	0,22	0,56	0,91
600	0,16	0,53	0,90

Uma análise semelhante pode ser feita para o caso de medição de temperatura sem contato. Baseado no fluxo radiativo que atinge o radiômetro, pode-se associar este fluxo à emissão originária de uma superfície a T_s, que possui uma emissividade ε. No entanto, o fato de haver a adição de uma parcela refletida ao sinal detectado, vai implicar uma temperatura aparente superior à temperatura real para a superfície, cujo valor é $T_{s\ ap}$, equação (6). Isolando-se a temperatura aparente, obtém-se a equação (7). Com base nesta equação, para diferentes valores de T_s e diferentes emissividades, obtém-se os resultados da Tabela 2.

Estes resultados mostram que os maiores erros na determinação da temperatura sem contato são cometidos no caso de superfícies de baixa emissividade, no caso ε=0,1. Para superfícies com alta emissividade o erro é bem menor, como no caso de ε=0,9. O erro também decresce com o aumento da temperatura superficial. Quanto maior a esta temperatura, maior a parcela de radiação emitida, tornando desprezível a parcela refletida proveniente da vizinhança.

$$\varepsilon\sigma T_{sap}^4 = \varepsilon\ \sigma T_s^4 + (1-\varepsilon\ )\sigma T_c^4 \tag{6}$$

$$T_{sap}^4 = T_s^4 + \frac{(1-\varepsilon)}{\varepsilon} T_c^4 \tag{7}$$

RESULTADOS

Alguns resultados experimentais são apresentados na Figura 3. Como esperado, um particular de emissividade está associado a cada uma das quatro superfícies. A ície negra possui a mais alta emissividade enquanto que o menor valor está associado à cie polida. No entanto, a dependência de cada curva com a temperatura da superfície

não é exatamente o comportamento descrito na Tabela 1. De fato, quando as temperaturas estão próximas daquela da cavidade, as emissividades estão próximas da unidade.

Tabela 2 – Estimativa da temperatura aparente (T_c=300K)

T_s[K]	Ts_{ap} (ε=0,1)	Ts_{ap} (ε=0,5)	Ts_{ap} (ε=0,9)
300	533	357	308
310	535	363	317
320	537	369	327
330	540	376	336
350	545	390	355
370	550	405	374
400	560	428	403
500	607	515	502
600	671	609	601

Na medida em que as temperaturas aumentam os valores determinados pelo radiômetro caem além do esperado, fornecendo valores bastante reduzidos. Estes efeitos iniciais não são somente os efeitos da interação com a cavidade, mas possivelmente o resultado de um sinal muito fraco para ser medido pelo radiômetro. Uma indicação disto é que as maiores dispersões são observadas a baixas temperaturas. Para temperaturas maiores os valores de emissividade se tornam constantes, tendendo provavelmente aos valores reais de emissividade de cada superfície. As dispersões na estimativa das emissividades são menores para temperaturas maiores.

5. CONCLUSÃO

A montagem experimental apresentada é uma montagem simples, usada na medição da emissividade de superfícies, sendo adequada para se obter uma estimativa do valor real. Os valores mais confiáveis são obtidos com maiores temperaturas da superfície emissora, traduzindo uma menor influência da temperatura do entorno. O seu uso como equipamento de ensino tem-se revelado muito adequado, uma vez que os estudantes têm enormes dificuldades em assimilar os conceitos associados à radiação térmica em geral. Durante a realização do experimento os conceitos básicos têm de ser revistos e novas dúvidas sempre se manifestam.

O experimento serve também para mostrar as dificuldades inerentes à medição de temperatura sem contato. As variáveis inerentes ao fenômeno são explicitadas, verificando-se a influência da emissividade, da área focalizada pelo sistema ótico do instrumento e da própria temperatura a medir. O experimento serve sobretudo para mostrar as limitações dos instrumentos disponíveis no mercado, pois mostra que um conhecimento prévio da emissividade da superfície é necessário e que o erro associado a medição pode ser bastante elevado.

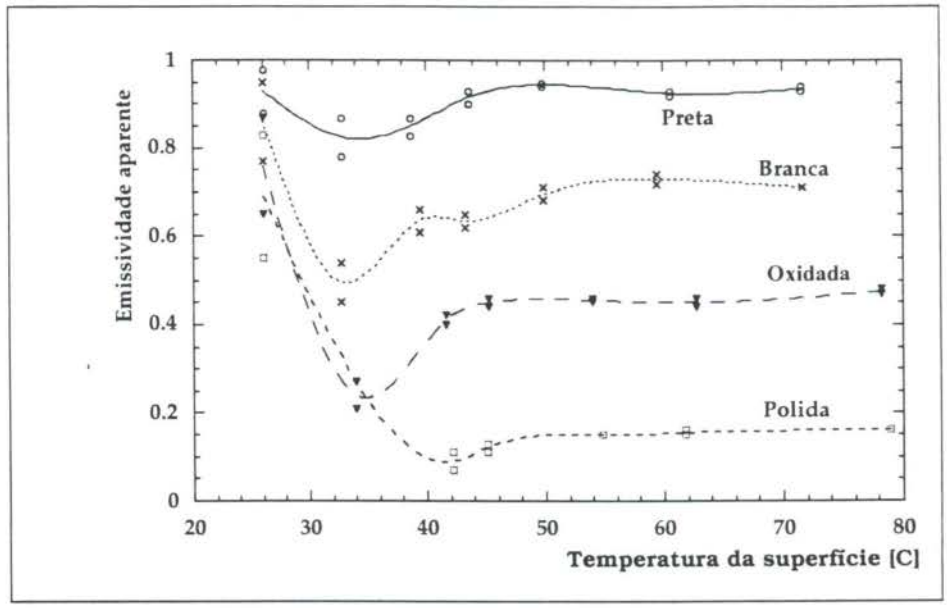


Figura 3 – Emissividade aparente em função da temperatura.

6. REFERÊNCIAS

Doebelin, E.O. *Measurements Systems: Applications and Design*, Mc Graw-Hill, New York, 1990 (4th edition).

Gaussorges, G. *La Thermographie Infrarouge*, Lavoisier, Paris, 1989.

Incropera, F.P. & De Witt, D.P. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*, John Wiley, New York, 1996.

Omega, *Infrared Thermometers: Operator's Manual M761/0392*, Omega Engineering, Stamford – CT, 1992.

Siegel, R. & Howell, J.R. *Thermal Radiation Heat Transfer*, Hemisphere P.C., Washington, 1992 (3rd edition).

UNESP
COBEM 97

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1509

MECHATRONICS, A POWERFUL CONCURRENT ENGINEERING FRAMEWORK

Prof.Dr.ir. Hendrik M.J. Van Brussel
Katholieke Universiteit Leuven, Division PMA
Celestijnenlaan 300B
B-3001 Heverlee
e-mail : Hendrik.VanBrussel@mech.kuleuven.ac.be

Abstract

Mechatronics is emerging as a concurrent-engineering thinking framework in the process of designing complex machines. It is argued that mechatronics can be defined as the science of motion control. The different steps in the evolution from smart machines to intelligent autonomous systems are discussed and illustrated with many examples, mainly taken from the author's research experience.

1. INTRODUCTION

Several well-established industrial paradigms are undergoing dramatic shifts. A first shift is taking place from traditional sequential engineering towards what is being called **concurrent engineering**. All functional aspects of a product -a component, a machine or a machine system for our purposes- have to be considered simultaneously, from the very beginning of the design cycle, and confronted with the capabilities offered by the different engineering disciplines and their interactions.

The second paradigm shift of interest here has to do with how the **meta-products**, i.e. the production machinery, are evolving. In order to cope with changing customers' tastes, present-day products are increasingly personalised. Consequently, the lot sizes per product variant are shrinking, but simultaneously the number of product variants to be produced is exploding. The production infrastructure must therefore be increasingly flexible. **Flexibility** is the key issue in present-day product and meta-product design. The way to cope with this problem is to design and build products and meta-products in terms of **plug-and-play compatible modules**. The mechatronics framework can be a guide to optimise the design of the modules and to provide suitable **interfaces** at all levels, as well between the modules or the machines as with the outside world (task programming, man-machine interface).

Mechatronics is proposed by its advocates as the ultimate solution for a large array of problems associated with designing complex artefacts. Others find it an attractive wrapping of old concepts. Both are probably right. The purpose of this paper is to provide some insight into the discipline and to demonstrate that reasoning with a mechatronics-oriented mind is likely to be beneficial in our quest for better products and production systems.

The paper is organised as follows. First the author's view of mechatronics will be explained. Subsequently, the potential of mechatronics as a thinking framework will be demonstrated, by describing the ongoing evolution from smart machines to intelligent autonomous systems. Many practical examples will be given, mainly taken from the author's own research experience.

2. WHAT IS MECHATRONICS?

In the past, machine and product design has, almost exclusively, been the preoccupation of mechanical engineers. Solutions to control and programming problems were added by control and software engineers, after the machine had been designed by mechanical engineers. This sequential-engineering approach invariably resulted in sub-optimal designs. Recently, machine design has been profoundly influenced by the evolution of micro-electronics, control engineering and computer science. The hype created around these new technologies has provoked an overshoot in the opposite direction. Mechanics were no longer important, and every problem -also inadequate mechanics, one thought- could be solved by smart control algorithms and software. Whatever the power of control engineering and informatics, even today one cannot turn poor mechanics into a good machine.

What is needed, as a solid basis for designing high-performance machines, is a synergetic cross-fertilisation between the different engineering disciplines involved: mechanical engineering, control engineering, micro-electronics and computer science. This is exactly what mechatronics is aiming at; it is a **concurrent-engineering view on machine design**.

During the late eighties, the EU-sponsored IRDAC (Industrial Research and Development Advisory Committee) working group came up with following definition:

"Mechatronics is the synergetic combination of precision engineering, electronic control technology and systems thinking in the design of products and processes."

This definition has been adopted ever since by the EU for defining their research policy. For the sake of this paper, it seems a little too general to be useful. Therefore, the following, more restrictive, working definition is launched here:

"Mechatronics encompasses the knowledge base and the technologies required for the flexible generation of controlled motion."

An essential feature in the behaviour of a machine is indeed the occurrence of controlled and/or co-ordinated motions of one or more machine elements. Typical examples are found in robots, compact-disc players, cars, CNC-machines, computer disc drives, wafer steppers, etc. The generation and co-ordination of the required motions in those machines, such that the increasingly growing performance and accuracy requirements are satisfied, makes up the *raison d'être* of mechatronics. A small excursion into history might illustrate this.

Kinematics and dynamics are the underlying scientific disciplines governing the description and generation of motion of machine elements. Mechanism theory, developed by scientific giants like Chebychev, Lagrange, Reuleaux, ..., was receiving so much attention because mechanics was the only basis to generate complex motions at that time. It was the time of the first industrial revolution and there was a need for systematic methods to solve the motion generation and synchronisation problems in all those newly developed machines, like weaving looms, steam engines, printing presses, etc. Typical in all those machines is the single central source of motion (motor), from which all other motions are derived through appropriate mechanisms. This purely mechanical approach of machine design has been *en vogue* until well into the second half of the 20th century.

The evolution towards high-performance precision equipment, asked for by modern technology, has revealed the limitations of the traditional mechanisms. Their flexibility for generating a wide variety of motions is restricted, and so is their potential for creating complex functional relationships between the motion of the actuator and that of the driven element.

Another limitation of purely mechanical drive systems is their inherent lack of accuracy, caused by friction, backlash, wind-up errors, resonances, dimensional errors, etc... These restrictions can be alleviated by eliminating or simplifying the "forced-motion"-mechanism between actuator and driven elements. Instead, each driven element is provided with a drive motor and a position sensor. A motion controller generates the required relationships between the motions of the different driven elements. The motion synchronisation function is shifted from the error-prone hardware mechanism to the flexible software controller.

By applying the mechatronics approach, a large number of motions can be synchronised, even at long distances away from each other. It suffices that each motion generation mechanism is provided with an actuator and a position sensor. A dramatic example is the synchronisation of tracking telescopes, positioned thousands of kilometers apart from each other, all pointing towards the same point in the sky, and forming one giant "super-telescope".

Under external forces, a range of secondary effects, like vibrations and noise emission, can adversely affect the functional behaviour of machine elements and instruments. Passive damping treatments, materialised in lumped-parameter (e.g. tuned dampers) or distributed form (e.g. damping layers), have been available since long, but they have limited applicability. The mechatronic approach can provide more effective solutions. Based on state information about vibration and noise levels, captured by appropriate sensors, the vibrations are counteracted by actuators, distributed over the structure. The machine elements and structures become active (**smart structures**). Also the name **"adaptive structures"** is coined, when the behaviour of the structure can be changed at will, without mechanical modifications.

Obviously the **sensor function** becomes increasingly important in mechatronic systems. Position sensors are essential; but also other sensor functions, like acceleration and acoustic emission sensing are used for **machine diagnostics**. Sophisticated sensors like force, vision and distance sensors are increasingly used in robotics and inspection applications. **Sensor fusion** has become very important in order to obtain accurate estimates of the measured quantities by combining the outputs of multiple inaccurate sensors.

Figure 1 depicts the general layout of a typical mechatronic machine or machine system (e.g. a flexible manufacturing system).

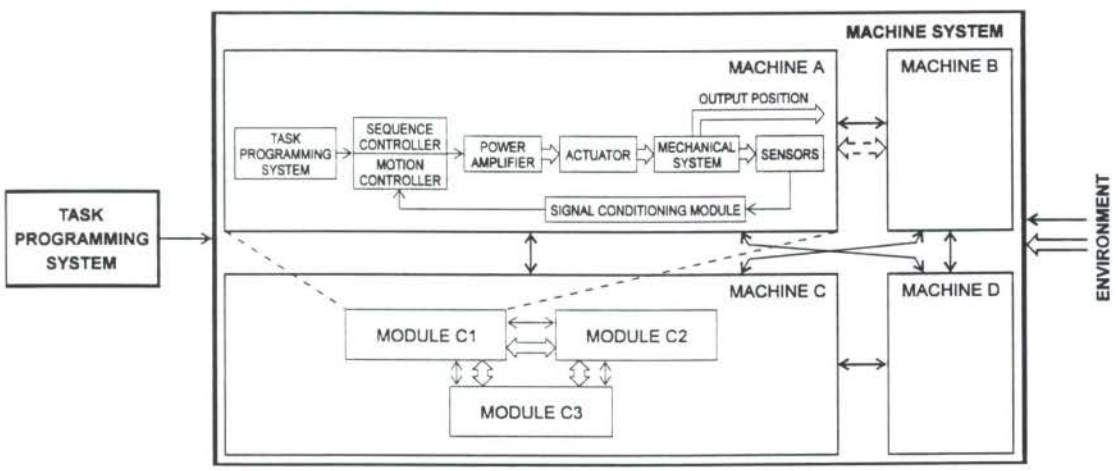


Fig. 1 General lay-out of a typical mechatronic machine system (→ information flow, ⇔ : mechanical interaction).

A complex mechatronic system consists of a hierarchy of levels: the **machine system level**, the **machine level** and the **module** or **component level**. It has a fractal (self-similar) structure. Each level contains a **task programming module** that materialises the **man-machine or machine-machine interaction**. The **motion controller** consists of a **sequence controller**, e.g. realised in a PLC, and a **trajectory controller**, e.g. an NC-controller. The combination motion controller-power amplifier-actuator-sensor completes the loop at the lower levels.

3. FROM SMART MACHINES TO INTELLIGENT AUTONOMOUS SYSTEMS

The remainder of the paper consists of annotated examples, mainly from the author's research experience, through which the above mentioned and many other benefits of the mechatronics-oriented, concurrent-design approach for products and meta-products are to become clear. The section headings are statements of benefits claimed by the mechatronics frame of thinking. They constitute a logical sequence of steps for designers, ensuring the synergetic merger of the underlying disciplines.

3.1. Compensation of mechanical limitations through enhanced control

One of the basic design rules in classical machine design states that the bandwidth of the position servos must be less than half the lowest resonance frequency in the system, in order not to excite the structural resonances. Still today, virtually all machines are designed according to this rule. This rule can be broken and the control bandwidth extended beyond the lowest natural frequency, by applying advanced control algorithms, where the system's structural dynamics behaviour is included in the control model. This requires accurate system identification strategies, especially in the presence of nonlinearities, notoriously ubiquitous in mechatronic systems.

***Example 1**: Control of flexible robots*

In (Faillot, 1991), the results of the ESPRIT project 1561 -SACODY, are described. The project resulted in a set of generic methods for vibration control of flexible robots. The developed algorithms, both linear and based on nonlinear decoupling, have been successfully implemented on a KUKA IR160 spot welding robot. Reductions in settling times from 0.7s down to 0.3s were achieved and tracking errors normal to the (circular) path decreased from 1.6mm down to 0.3mm. Overshoots came down from typically a few mm to zero. Closed-loop system bandwidths of up to 10Hz, with the lowest natural frequency of the mechanical structure, located at 7Hz (due to the compliance in the timing belt transmission in the turret axis), could be obtained. An additional encoder was put on the turret to measure this compliance. **Figure 2** shows some of the obtained results. New identification schemes had to be developed to get reliable control models.

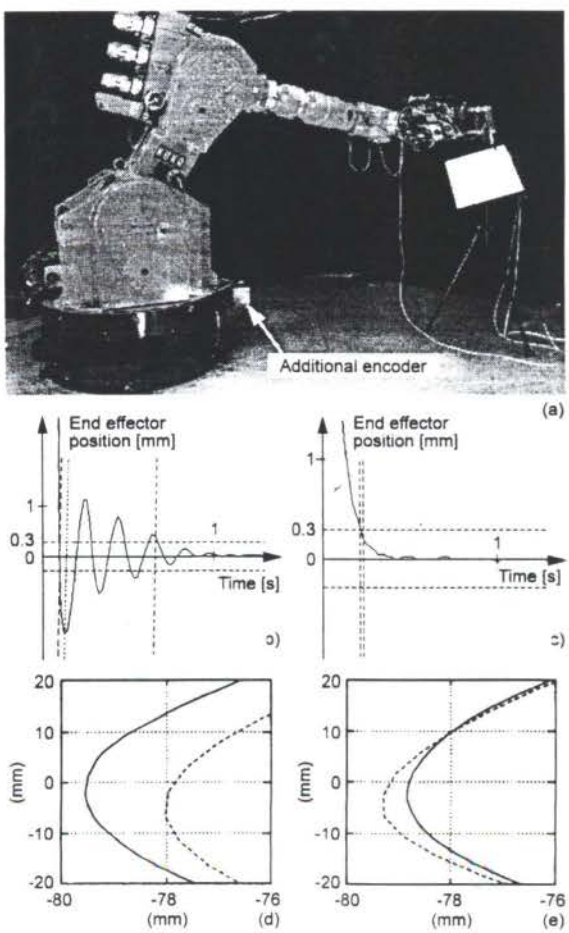
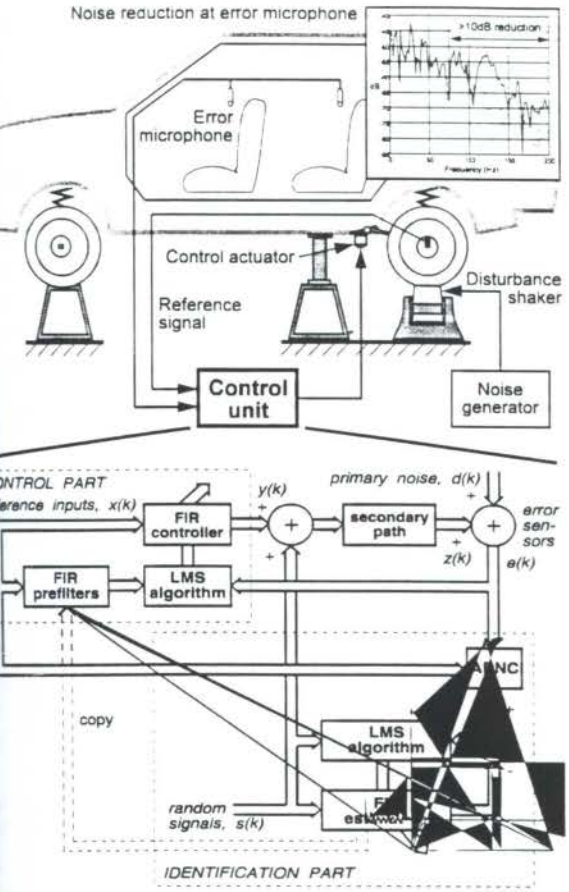


Fig. 2. Control results for the flexible turret joint of a KUKA IR 160 spot welding robot (a).

***Example 2:** Force-controlled robots*

Force control of robots is very important in so called compliant-motion tasks. These are tasks where the robot tool makes contact with the environment during task execution, like in deburring, assembly, contour tracking, polishing, etc. Off-the-shelf robots are position-controlled and therefore the controller must be enhanced to enable simultaneous position and force control. Many hybrid control schemes have been proposed in literature. In (De Schutter and Van Brussel, 1988), an efficient control scheme with a force loop around the existing position loop is described. It has been the basis for many successful applications in real-world environments, for deburring (Van Brussel adn Persoons, 1996), assembly (De Schutter, et al., 1987), contour tracking (De Schutter and Van Brussel, 1988). For this method to be successful, there must be a passive compliance in the force loop, but it allows the robot to behave, upon tool approach and collision, as a highly damped second-order system, limiting the contact forces. The multi-degree-of-freedom



. 3. Cabin noise control through active ıctural vibration control.

add-on compliance, mainly situated in the end-effector, normally has low damping, resulting in local vibrations in the compliance. Active damping of this compliance, based on modal decoupling is proposed in (De Schutter, et al., 1996).

Example 3: *Active noise control*

Active noise control is receiving widespread attention in machine and equipment design. As an example, the active structural acoustic control of structure-borne road noise inside a car cabin is briefly described here (Dehandschutter, 1995). Structure-borne noise can be abated by counteracting the structural vibration with appropriate proof mass exciters at strategic points of the structure. A filtered-X LMS adaptive feedforward controller is used to generate the control signal to the shaker, based upon the resulting noise level measured by error microphones in the cabin. **Figure 3** shows some control results obtained with one error microphone and one shaker. Compared with traditional passive noise enclosures, this mechatronics way of active noise control is particularly effective at low frequencies, where passive methods are completely inadequate. It has been successfully applied also in small aircraft (Sas, et al., 1995).

. Enhanced mechanical precision and robustness against disturbances

Example 4: *High-precision machine tool feeddrives*

Control bandwidth and path accuracy are key features in precision machines. Controllers of most ves in machine tools and robots are still of the traditional PID-type. Modern control theory, like imal state feedback control, combined with the use of state/disturbance observers can enhance control formance considerably. Additional benefits can be obtained, especially for reducing tracking errors, by plying the powerful but underestimated technique of feedforward. For nonminimum-phase (NMP) tems, like compliant mechatronic systems, special precautions have to be taken to prevent that the MP-zeros of the system transfer function turn the feedforward function unstable upon inversion omizuka, 1987, Chen et al., 1995, Torfs and De Schutter, 1994).

Impressive results have been obtained (Van den Braembussche, et al., 1995), like tracking errors of m at table speeds of 1m/s under accelerations of 2g, for a feeddrive with table on roller slideways, ven by a brushless-DC servo motor through a recirculating-ball screw. A second feedforward term, sed upon a pre-rolling friction model further enhances the performance. Similar results have been tained with direct-drive systems using linear motors. Here the cogging term, caused by the permanent gnets of the linear motor, is modelled and fed forward to improve the performance. **Figure 4** shows a ical result.

These state feedback/feedforward controllers have the drawback of not being very robust against anges of system parameters, like e.g. changing mass of the workpiece put on the slide table. Initial periments with sliding mode control indicate a dramatic increase of robustness.

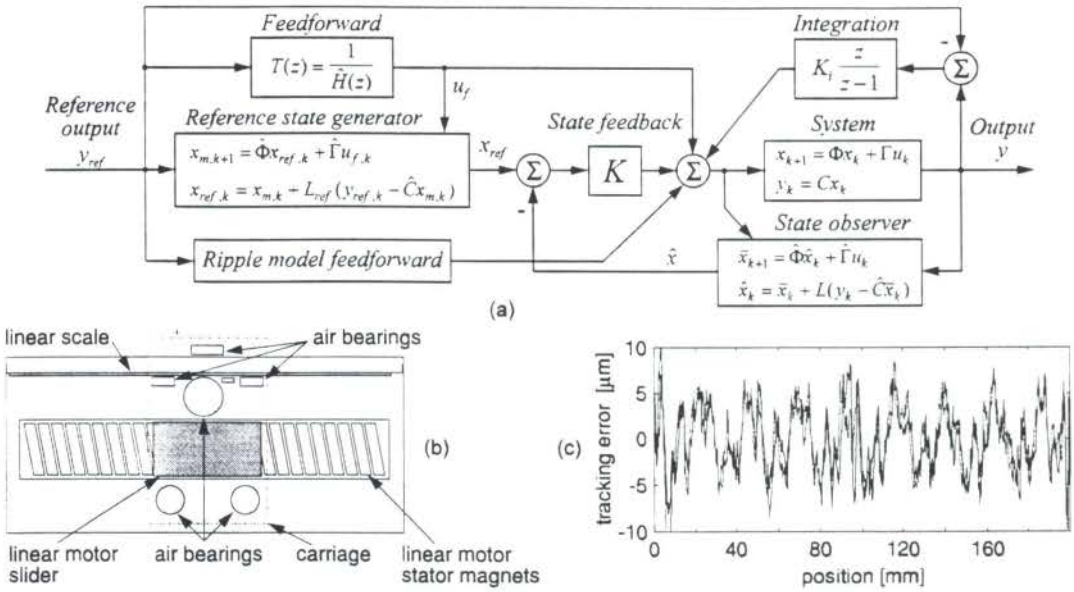


Fig. 4. Control structure (a) for a high-precision linear-motor driven slide on air-bearings (b) gives excellent tracking performance (c).

3.3. Enhanced adaptivity (smart structures)

Example 5: *Active air bearings (Al-Bender and Van Brussel, 1994)*

Aerostatic bearings are interesting machine elements because they provide accurate guidance with negligible friction. At the negative side are their low inherent damping and low stiffness. Active control can dramatically enhance their performance. Damping or dynamic stiffness of the air bearing can be increased by controlling the air pressure, the air gap width or the shape of the air gap. Using an analog PID-controller, the air-gap width variation, due to disturbances, is fed back to a servo-valve that controls the supply pressure. At low frequencies, the dynamic stiffness increased six-fold, from 1.6 N/µm to 10N/µm. In an alternative setup, control of the air gap shape, using piezo-electric actuators, yields an infinite quasi-static stiffness, as shown in **Figure 5**.

This active-bearing technology has large potential for building adaptive high-speed machine-tool spindles. Extremely high stiffnesses can be obtained without the drawbacks of roller-element bearings. Moreover, the active bearings technology allows for a compensation of tool deflections caused by cutting forces, by modifying the position of the spindle in the bearings. Finally, active-bearing technology allows the introduction of active damping into the bearing system, improving the resistance of the machine against self-excited vibrations (chatter).

Example 6: *Novel actuator technology*

The need for enhanced adaptivity of materials and machine elements calls for alternative actuation technologies. Traditional pneumatic, hydraulic and electric actuators are often too bulky or cannot ensure sufficiently high position resolution for present-day high-performance requirements. Several new technologies are rapidly emerging as a consequence of the ongoing mechatronics revolution in machine design. Piezo-electric actuators provide nanometer precision over small distances at relatively high forces and bandwidths (**Figure 5**). Magnetostrictive materials have similar characteristics with an order-of-magnitude-larger displacement range. Shape memory alloys exhibit by far the highest force-to-weight ratio, however at very low efficiency and low bandwidth.

The interesting features of SMA-actuators have been advantageously used for designing a space robot gripper for micro-gravity environments. The smooth low-bandwidth control behaviour enabled to satisfy the severe maximal-acceleration limit of 5 µg during opening or closing the gripper jaws (Reynaerts and Van Brussel, 1995). The actuator mass was only 77g, but it could provide 40N clamping force. Another

application area of SMAs is in microvalves for implantable controlled drug delivery systems (Reynaerts and Van Brussel, 1994). A final application, where the high force-to-volume ratio was essential, was the development of a deformable flap tip for airplanes, aiming at optimizing fuel efficiency. The requirement that the actuator had to be built-in in the flap led unambiguously to SMA-actuators as the only viable alternative, notwithstanding their extremely low energetic efficiency.

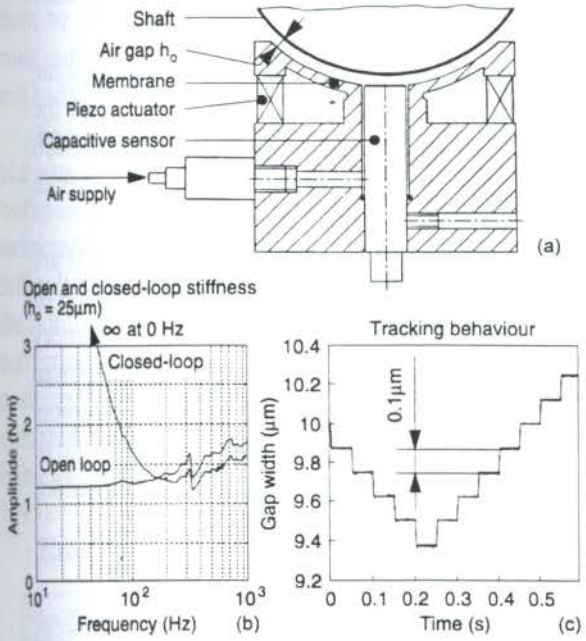


Fig. 5. Active control of air-bearings (a) provides infinite stiffness (b) and ultra-precise tracking behaviour (c).

3.4. Increased autonomy and reliability through model-based programming and hierarchical control

Communicating with machines is preferably done at a very high level, in order to avoid programming errors. There is an outspoken tendency to resort to so called **implicit programming**. In fact, in production systems, all the information necessary to produce the product is implicitly present in the model of the product and of the processes used. Therefore, model-based programming is a desirable feature of mechatronic systems. Decomposing the implicit or high-level explicit task description into lowest-level actuator commands is preferably done in a hierarchical way.

Example 7: *Model-based robotic deburring*

A graphical off-line programming systems for deburring is described in (Van Brussel and Persoons, 1996). The grinding path is interactively composed on a CAD model of the part, taking into account the geometric requirements asked by the process. In a first run, the (calibrated) robot is used as a measuring machine. By tracking the programmed contour on the part under force control, the contour is accurately measured. Subsequently, this measured contour is matched in the computer with the nominal CAD-model. From this step, the burrs can be localised and their size determined. In a second step, the burrs are removed under force control; a grinding model determines the process parameters, like feed velocity, online. There is no explicit programming and the system is smart in the sense that only material is removed where there are effectively burrs.

A similar system has been developed for model-based coating of complex surfaces.(Persoons, 1993).

Example 8: *Task-driven programming and control of a dextrous robot hand* (**Figure 6**).

In (Van Brussel, et al., 1989), a three-finger dextrous hand is described, each finger with 3 degrees of freedom (dof), provided with 3-dof force sensors in each finger. Its control system is hierarchically structured, such that it can autonomously execute high-level tasks like e.g. inserting a peg into a hole, by decomposing this task into low-level commands. First the task is decomposed, using an appropriate insertion algorithm, like the one described in (Van Brussel and Simons, 1979), into motions of the contact plane formed by the contact points between fingers and peg. This motion is transformed into commands to the individual finger-dofs through appropriate kinematic transformations.

By providing software-spring behaviour in three directions in the three contact points, through active force feedback, backlash in gears and other mechanical errors can easily be compensated for, thereby preventing the peg from slipping out of the fingers.

In a similar way, the two-finger hand, described in (Reynaerts and Van Brussel, 1993), allows whole-finger manipulation and rolling, guided by built-in tactile sensors, starting from a high-level task description.

machine tool design (EU-DG XII, 1993). Presently, about ten EU-sponsored projects are being carried out or are to be started about the development of modules for next-generation machine tools.

3.7. Self-diagnosing, self-correcting and self-learning machines

Plug-and-play machine modules have to be highly autonomous and hence they have to contain provisions to maintain that autonomy under extreme working conditions and disturbances. At least they must be aware of the fact that they eventually do not function properly (**self-diagnosis**), or better, they must autonomously correct their behaviour (**self-correction**). Still better is it when they take their (good and bad) experiences into account to steadily improve their behaviour (**self-learning**).

Example 9:*Compensation of thermally induced errors in machine tools*

Machine tools warm up during operation. This may give rise to relative displacements between tool and workpiece, resulting in geometric errors. As cooling and warming cycles follow basically different temperature distribution patterns, the temperature distribution over the machine tool structure is very difficult to predict with linear models for arbitrary work cycles. Neural nets are very suitable for mapping the nonlinear relation between temperature distribution, measured by an array of thermocouples and the correction signal to be sent to the machine controller to compensate for the thermally induced tool position error. Very good results were obtained on a 5-axes milling machine, with 14 thermocouples mounted on the head spindle housing, were a properly trained neural-net based compensator was able to bring an initial error of 0.07 mm accumulating over a one day period, down to 0.01 mm (Dehaes, et al. 1995).

Example 10: *Learning in assembly operations*

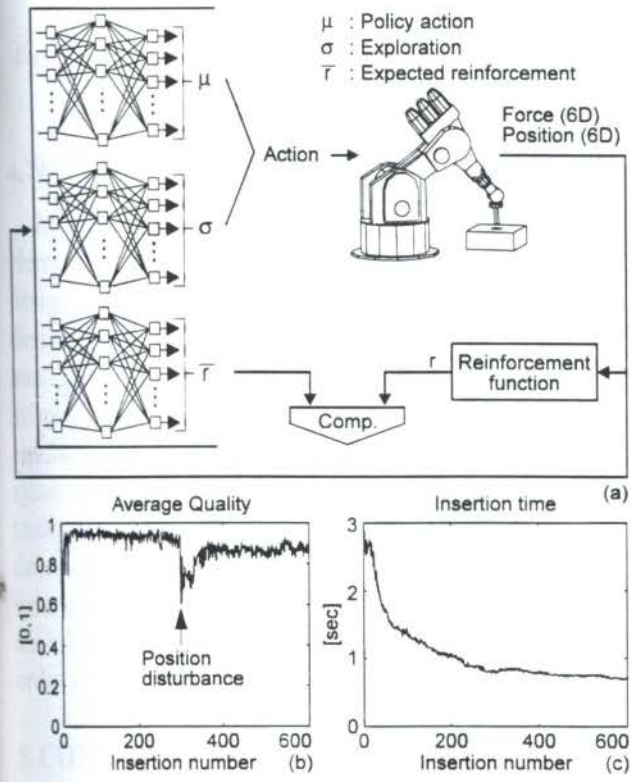


Fig. 7. Peg-into-hole insertion by reinforcement learning, (a) Algorithm, (b) Insertion quality restores quickly after a position disturbance, (c) Typical evolution of insertion time (learning curve).

The ESPRIT BRA project B-LEARN II has resulted in several learning strategies for robot applications. Neuro-fuzzy controllers have been successfully used to reduce the insertion times for pin-into-hole assemblies. Also for complex non-cylindrical parts, like the base parts of light switches, insertion efficiency could be improved according to the well known learning curve, even in the presence of tolerances on the parts and on the pallet fixtures (Nuttin, et al., 1994), Nuttin et al., 1995). **Figure 7** shows some typical results obtained for peg-into-hole assembly.

3.8. Behaviour-based vs. hierarchical control systems

Hierarchical control is well suited for modularisation but notorious for its rigidity. The increasing call for flexibility has led researchers to look for other, more flexible, control architectures. Several architectures, more or less inspired by the control mechanisms acting in living systems, have been successfully proposed recently. They have supporters and opponents, but one thing is sure: our future flexible machines will not be exclusively controlled anymore by purely hierarchical control structures.

Example 11: *Behaviour-based control of mobile robots*

Mobile robots are predominantly controlled according to some variation of the hierarchy: world modelling, path planning, path following, servo control (Van Brussel et al., 1993). In (Xu and Van Brussel), a behaviour-based architecture is proposed, consisting of a set of parallelly-acting elementary behaviours, like: move forward, avoid obstacles, be attracted to a goal, ... These behaviours are combined in a "blackboard" architecture, as shown in **figure 8**. Arbitration between behaviours is ruled by the concept of "attention", just like in human beings (Xu and Van Brussel). The autonomy of such a behaviour-controlled system is much higher than for a hierarchically controlled system, at much less programming expenses.

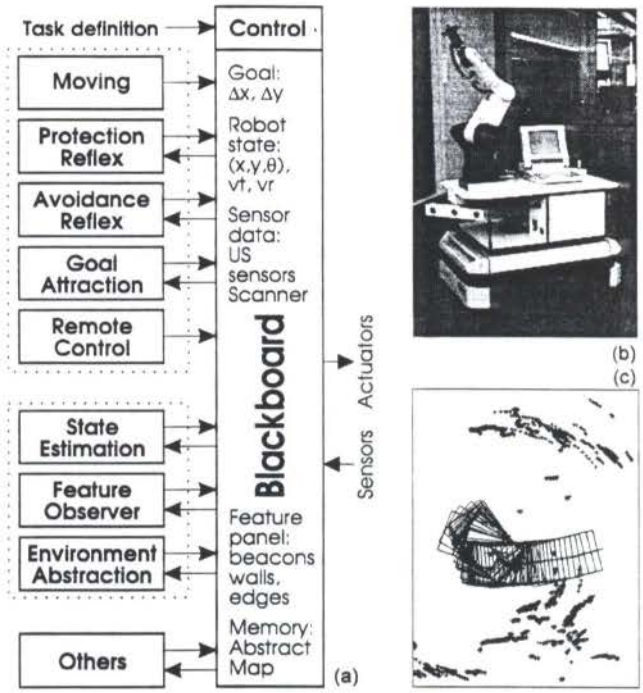


Fig. 8. Blackboard architecture (a) for controlling the LIAS robot (b), results in autonomous navigation capabilities (c).

3.9.. Emergence of holonic behaviour

The plug-and-play modules, developed according to the mechatronic approach, have to be combined into working machines and machines into complete machine systems. By their conceptual structure, the modules in a machine and the machines in a machine system act as, autonomous units, but they combine their efforts to achieve a global machine or system goal. In AI-terminology: they are **co-operative distributed agents**. In modern terminology, these agents are called **holons**. Holon is a term, defined by A. Koestler (Valckenaers et al., 1994), and is a contraction of holos (Greek for whole) and the suffix -on (like in proton, electron, referring to the'partness'). In a hierarchy of holons (called a **holarchy**), each holon is at the same time whole (with repect to the lower levels in the hierarchy) and part (with respect to the higher levels). Hence, each holon has an **assertive tendency** (autonomy), exteriorised by properties like self-diagnostics, self-repair, self-learning, self-organisation and an **integrative tendency**, exteriorised by properties like goal-orientation, flexibility, extendibility.

Holonic machines or machine systems have following features:

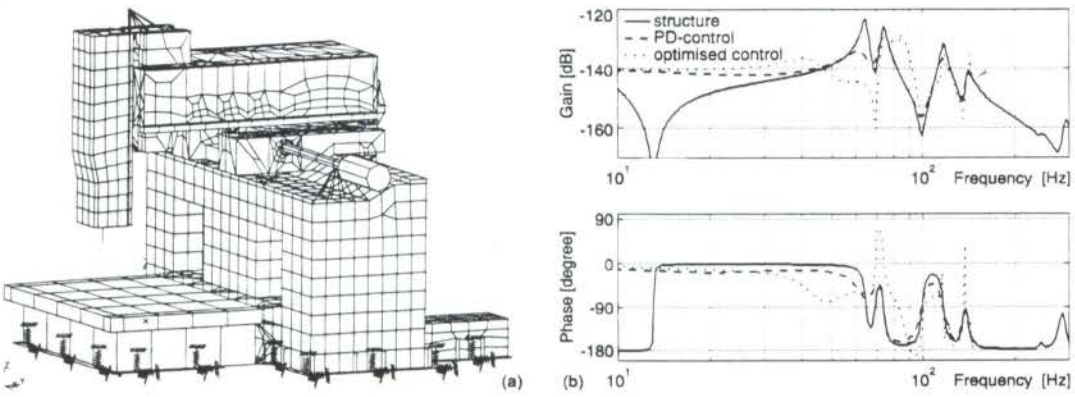
- they consist of autonomous modules (holons); these are intermediate solutions (not final products), able to survive disturbances (Van Brussel and Valckenaers, 1993);
- have distributed control;
- connected through negociation and communication protocols;
- allow self-(re)configuration, driven by task description (flexible interfacing at all levels);
- exhibit self-diagnosis (condition monitoring);
- self-repair (redundancy);
- self-learning (learning curve) behaviour;
- task-driven programming.

Already in 1985, Mechanical Engineering Laboratory (MEL) in Japan demonstrated a production plant which exhibited features of holonic systems. It consisted of modular machine tools and assembly machines. Initially the modules were stored individually in a warehouse. When a production order was launched, the proper modules were fetched from the warehouse and they self-assembled into machines. Upon finishing the production, the machines were dismantled and the modules stored again in the warehouse. Everything was driven by the task specification.

Also the CEDAM framework of EU can be considered as a step in the development towards holonic ıufacturing systems (EU-DG XII, 1993).

The cellular robot CEBOT, developed at the University of Nagoya, is a similar development, where ots are configuring themselves from a set of modules, driven by the task description (Fukuda and yama, 1994).

At PMA/KULeuven (Valckenaers et al., 1994), a holonic assembly cell, consisting of four robots und a pallet transport system, is in operation. It serves as a testbed in the framework of the ongoing rldwide research programme IMS (Intelligent Manufacturing System). It can work in a hierarchical, erarchical or holonic mode. It is self-reconfigurable when disturbances occur (rush order, empty der,...).



ig. 9. A distributed machine tool model (a) allows a more accurate optimisation of the drive controllers (b).

NEED FOR AN INTEGRATED DESIGN ENVIRONMENT

In recent years, a wealth of CAD-tools have appeared on the market, for structural design (finite lements, ..), vibro-acoustic modelling, mechanism design, control system design, and for physical system esign, where mainly lumped-parameter physical system models can be combined with control system esign (Mann and Van Brussel, 1994, Scholliers and Yli-Pietilä, 1995). More difficult, but still not vailable, is the combination of distributed models of physical systems (finite-element models, vibro-coustic models, flexible multi-body system models) with control models, in one integrated design nvironment. There is an urgent need for such a "**mechatronic compiler**", able to accept high-level ystem specifications and to turn them, (semi)-automatically, into optimal system parameters. Work is nder way in several places to achieve this goal. In (Bianchi, 1996), some preliminary results are escribed of the optimisation of a machine tool drive controller, taking into account the dynamic machine ehaviour and slideway friction models (**Figure 9**).The ultimate aim is to arrive at an integrated system, nabling the simultaneous optimisation of the machine structure and the controllers, in the design stage, in rder to achieve optimal positioning, tracking, dynamic, vibro-acoustic, ...behaviour.

5. CONCLUDING REMARKS

Mechatronics has been defined as the science of motion control. More than being another term for electro-mechanics, it provides **a framework for thinking in terms of concurrent engineering**. It leads to superior overall system behaviour and to a new perception of the notion "machine". **A mechatronic machine (system) consists of cooperating, autonomous plug-and-play compatible modules and is programmed implicitly from a high-level task specification. It behaves in a holonic way in a society of machines**. At the design side, **there is a need for integrated design environments or "mechatronic**

compilers", that turn system requirements and specifications (semi)-automatically into optimal system models.

6. ACKNOWLEDGEMENTS

This research is carried out in the framework of several ESPRIT and BRITE/EURAM projects sponsored by the European Union. It also presents research results of the Belgian Programme on Interuniversity Poles of Attraction initiated by the Belgian State, Prime Minister's Office, Science Policy Programming. The scientific responsibility is assumed by its authors.

7. REFERENCES

AL-BENDER, F., VAN BRUSSEL, H., *Active dynamic stiffness control of aerostatic bearings*, Proc. 3rd International Conference on Ultraprecision in Manufacturing Engineering, (M. Weck, H. Kunzmann, eds.), Verlag Franz Rhiem Duisburg, ISBN 3-926832-11-8, pp. 143-146, 1994.

BIANCHI, G., et al., *Towards Virtual Engineering in Machine Tool Design*, Annals of the CIRP, Vol.45/1, 1996.

CHEN, C.-H., VAN BRUSSEL, H., SWEVERS, J., *Extended Pole Placement Method With Noncausal Reference Model for Digital Servo-Control*, J. of Dyn. Syst. Meas. and Control, Vol. 117, pp. 641-644, 1995.

DE SCHUTTER, J., et al., *Active force feedback in industrial robotic assembly:A case study*, Int. J. for Adv. Man. Techn., 2(4), pp.27-40, 1987.

DE SCHUTTER, J., TORFS, D., BRUYNINCKX, H., & DUTRE, S., *Invariant hybrid position/force control of a velocity controlled robot with compliant end effector using modal decoupling*, Accepted for *Int. Journal of Robotics Research,* 1996.

DE SCHUTTER, J., VAN BRUSSEL, H., *Compliant robot motion. I. A formalism for specifying compliant motion tasks, II. A control approach based on external control loops*, Int. Journal of Robotics Research, Vol.7, No.4, pp.3-33, 1988.

DEHAES, KLEWAIS, J.-P., NUTTIN, M., & VANHERCK, P., *Compensation of thermal deformations in machine tools with neural nets*, Preprints Second International Workshop on Learning in Intelligent Manufacturing Systems, Budapest , pp. 746-756, 1995.

DEHANDSCHUTTER, W., et al., *Active structural acoustic control of structure borne road noise: theory, simulations and experiments*, Proc. ACTIVE 95, pp. 735-746, 1995.

DEMEY, S., DUTRE, S., PERSOONS, W., VAN DE POEL, P., WITVROUW, W., DE SCHUTTER, J., VAN BRUSSEL, H., *Model based and sensor based programming of compliant motion tasks*", Proc. International Symposium on Industrial Robots, Tokyo 1993, 393-400.

EU-DG XII, *Machine Tool Sector: A Prospective Study", Study executed for the EC by a selected group of machine tool builders, component suppliers, end users and research institutes*, March 1993.

FAILLOT, J.-L., (Ed.), *Vibration Control of Flexible Servo Mechanisms*, ISBN 3-540-56142-0, Springer Verlag, 1991.

FUKUDA, T., UEYAMA, T., *Cellular robotics and micro robot systems*, World Scientific in Robotics and Automated Systems, Vol. 10, World Scientific, 1994.

MANN, H., VAN BRUSSEL, H., *Metamodel and design methodologies for mechatronics*, Proc. Tampere Int. Conf. on Machine Automation, ISBN 951-722-107-X, pp. 671-686, 1994.

UTTIN, M., VAN BRUSSEL, H., BAROGLIO, C, & PIOLA, R., *Fuzzy Controller Synthesis in Robotic ssembly: Procedure and Experiments*, Proc. FUZZ-IEEE-94: Third IEEE International Conference on uzzy Systems, World Congress on Computational Intelligence, pp. 1217-1223, 1994.

UTTIN, M., VAN BRUSSEL, H., PEIRS, J., SOEMBAGIJO, A.S, & SONCK, S., *Learning the Peg-to-Hole Assembly Operation with a Connectionist Reinforcement Techniqu*", Preprints of the Second ternational CIRP Workshop on Learning in Intelligent Manufacturing Systems, Budapest, Hungary, pp. 5-357, 1995.

ERSOONS, W., *CAD-based Robotic coating of highly curved surfaces*, Proc. 24th Int. Symposium on dustrial Robots, pp. 611-618, 1993.

EYNAERTS, D. & VAN BRUSSEL, H., *A two-fingered transputer controlled robot hand*, Journal "A", l. 34, no. 1, pp. 61-68, 1993.

EYNAERTS, D. & VAN BRUSSEL, H., *Shape memory alloy micro-actuators for medical applications*, oc. Brite-Euram Workshop on Biomaterials and Medical Devices, pp. 124-127, 1994.

EYNAERTS, D., VAN BRUSSEL, H., *Design of a shape memory alloy actuated space gripper*, etenschappelijk ruimte-onderzoek in België, part IV, DPWB, 1995.

AS, P., BAO, C., AUGUSZTINOVICZ, F., DESMET, W., *Active control of sound transmission through double panel partition*, Journal of Sound and Vibration, 180(4), 1995, 609-625.

CHOLLIERS, J., YLI-PIETILA, T., *Analog circuit simulation of multitechnical systems*, Automation echnology Review 1995, VTT Automation, Finland, pp.60-70, 1995

WEVERS, J., VAN BRUSSEL, H., INDRAWANTO, & TORFS, D., *Accurate motion control of an verhead crane*, Proc. Symposium on Active Control of Vibrations, pp. 33-39, 1994.

HIELEMANS, H., *HEDRA: Heterogeneous Distributed Real-Time Architecture*, Proc. Tampere Int. onf. on Machine Automation, ISBN 951-722-107-X, pp.627-639, 1994

OMIZUKA, M., *Zero Phase Error Tracking Algorithm for Digital Control*, J. of Dyn. Syst., Meas. and ontrol, Vol.109, No.3, pp.65-68, 1987.

ORFS, D. & DE SCHUTTER, J., *Optimal feedforward prefilter with frequency domain specification for on-minimum phase systems*, Proc. ASME Winter Annual Meeting, Manufacturing Science and ngineering, PED vol. 68-2, pp. 799-808, 1994.

ALCKENAERS, P., BONNEVILLE, F., VAN BRUSSEL, H., *Results of the holonic control system enchmark at K.U.Leuven*, Proc. 4th International Conference on Computer-Integrated Manufacturing and utomation Technology, Troy, pp.128-133, 1994.

AN BRUSSEL, H. & VALCKENAERS, P., *Information infrastructure requirements for preserving lexibility of flexible manufacturing systems*, Proc. Design of Information Infrastructure Systems for anufacturing, Tokyo, pp. 209-224, 1993.

AN BRUSSEL, H., et al., *Active vibration control by eigenstructure assignment*, Mechatronic Systems ngineering, Vol.1, No.4, pp.329-341, 1992.

AN BRUSSEL, H., PERSOONS, W., *Robotic Deburring of Small Series of Castings*, Annals of the IRP, 45/1, 1996.

AN BRUSSEL, H., SANTOSO, B., REYNAERTS, D., *Design and control of a multi-fingered robot and provided with tactile feedback*, Proc. NASA Conf. on space telerobotics, Pasadena, 1989, 3-89-3.101.

VAN BRUSSEL, H., SAS, P., DEHANDSCHUTTER, W., VAN DEN BRAEMBUSSCHE, P., INDRAWANTO, *New methods for active and semi-active vibration control in machines*, Proc. Tampere International Conference on Machine Automation, Tampere, 1994, 297-314.

VAN BRUSSEL, H., SIMONS, J., *Robot assembly using active force feedback accommodation*, CIRP-Annals , Vol.28/1, 1979, 397-401.

VAN BRUSSEL, H., VANDORPE, J., HUANG, G.-J., *An integrated control system for enhanced autonomous navigation of mobile robots*, Proc. of 2nd Conf. on Mechatronics & Robotics, Moers, Germany, 27-29 Sept. 1993, 297-318.

VAN DEN BRAEMBUSSCHE, P., SWEVERS, J., VAN BRUSSEL, H., VANHERCK, P., *Accurate tracking control techniques for high- performance machine tool axes*, Proc. of International Conference on Recent Advances in Mechatronics, ICRAM '95, Istanbul, vol. II, pp.562-567, 1995.

XU, H., VAN BRUSSEL, H., *A behaviour-based blackboard architecture for reactive and efficient task execution of an autonomous robot*, to appear in Robotics and Autonomous Systems, 1997.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB226

MÉTODO KELLER EN MECÁNICA BÁSICA Y DE TECNOLOGÍA DE MECÁNICA INDUSTRIAL

ALEXIS TEJEDOR DE LEÓN
Vicedecanato de Investigación, Postgrado y Extensión; Facultad de Ingeniería Mecánica
Universidad Tecnológica de Panamá Apartado Nº 64 Panamá
E- mail atejedor@fim.utp.ac.pa.

Abstract

The traditional system in college education, specifically in Mechanical Engineering, is not appropiate to deal with the ever increasing amount of knowledge. In this regard, and as an alternative, the Keller Methods can be considered as an innovation to the education system, based on independent learning; due to the fact that until now changes in higher education have been applied to a curse in Basic Mechanics in an Industrial Mechanics Associate Degree Program at the Universidad Tecnológica de Panamá, Centro Regional de Veraguas. This paper discuses about its implementation, and after two years of application, a comparative study on the academic performance of the students that were under the Keller Method and those under the traditional method is made; taking as a reference those curses with requeriments for registration.

Keywords

- Higher education
- Independent learning
- Academic Methodoly
- Methods of learning
- Academic performance

1. INTRODUCCIÓN

La ciencia y la tecnología, son elementos preponderantes para el desarrollo social, económico y político de toda nación; por ello la variable científico debe ser incorporada adecuadamente en los planes de estudio, de forma tal que se logre satisfacer las necesidades básicas y mejorar la calidad de vida del hombre.

Corresponde a la Universidad Tecnológica de Panamá como institución superior, encargarse de promover y guiar el desarrollo académico y profesional, en lo que a ciencia y tecnología se refiere, a través de las carreras a nivel de tecnología, de ingeniería y de post-grados que imparte, y mediante la realización de investigaciones que respondan a los programas de desarrollo de nuestro país.

En el presente documento, se discute la aplicación del Método Keller como instructivo universitario en la asignatura Mecánica Básica I de la carrera de Técnico en Mecánica Industrial. Posteriormente se realiza un análisis comparativo del rendimiento académico en los estudiantes que siguieron el Método Tradicional de enseñanza-aprendizaje, con aquellos que optaron por el Instructivo Keller.

2.- CENTRO REGIONAL DE VERAGUAS

El Centro Regional de Veraguas de la Universidad Tecnológica de Panamá tiene su génesis en la Facultad de Ingeniería de la Universidad de Panamá e inicia la enseñanza de las carreras de ingeniería en el año de 1971 con una matrícula inicial de 25 estudiantes (Guerra, 1994). En este Centro se ofrecen carreras tanto a nivel de licenciatura (ingeniería y tecnología), como a nivel de técnicos en mecánica; para el Primer Semestre de 1997 se tenía una población, en el área de mecánica de 101 estudiantes (Panamá, 1997).

Por medio de la aplicación de un modelo matemático, diseñado y utilizado por el Dr. Humo (1994), se concluye que la Universidad Tecnológica de Panamá tiene la siguiente clasificación de sus asignaturas en el área de ingeniería: parámetro de núcleo de 0,1557; parámetro liberal de 0,0549 y parámetro profesional de 0,7893. Esta clasificación nos indica que en este Centro de Estudios Superiores se le da mucha más importancia a la parte profesional tecnológica en el curriculum, que en las otras áreas del pensum curricular; de tal manera que cualquiera modificación o implementación de un programa académico tecnológico nacional, debe tener presente esta situación planteada.

3. ENFOQUES HACIA LA ENSEÑANZA UNIVERSITARIA EN EL ÁREA DE MECÁNICA: ROMPIENDO LAS TRADICIONES.

A través de los años los expertos en docencia universitaria han tratado de buscar soluciones a ciertos problemas educativos, entre los cuales figuran los fracasos académicos y han llegado a la conclusión de que éstos se pueden evitar si se utilizan métodos adecuados, como es el caso del aprendizaje al ritmo del estudiante, instrucción basada en la capacidad (IBC) o basados en el aprendizaje independiente. Así se tiene que los métodos que tratan de individualizar el aprendizaje no sólo son más eficaces, menos costosos que los métodos tradicionales; sino que por adecuarse a la individualidad de cada estudiante permiten que cada quien marche según su ritmo y sus capacidades.

Esto es, de acuerdo a sus disponibilidades de tiempo, recursos y capacidad intelectual, es decir, tanto el estudiante rápido, como el estudiante lento pueden estudiar y dominar los mismos hechos y conceptos, sólo que uno lo hará en menos tiempo que otro. En este moderno sistema pedagógico el estudiante adquiere nuevos conocimientos por sí solo y se apoya en la tutoría o control, frente a cualquier dificultad para la adquisición de estos conocimientos. Estos métodos se basan en programas de carácter individual y flexibles que le permiten tanto al docente universitario como al estudiante avanzar a su propio ritmo sin el mínimo temor al fracaso.

En nuestro Centro Regional, en el área de la mecánica, se utiliza básicamente el Método Tradicional de Orientación-Aprendizaje, en la que l proceso se inicia con una selección de los estudiantes de Primer Ingreso a través de exámenes de clasificación divido en varias fases. Por medio de este programa ingresan un número plural de estudiantes, pero el número de egresados es pequeño (Universidad Tecnológica, 1995).

Quizás uno de los principales factores de esta situación es que todos los estudiantes tienen que ajustarse a un mismo ritmo de instrucción y se descuida un poco la parte de la capacidad individual.

3.1. Método Keller de Instrucción Universitaria.

Este es un sistema global para la enseñanza de datos y conceptos basados en la Instrucción de Ritmo Propio o Autotutorial y fue elaborado por Keller en 1988 y sus asociados en la Western Michigan University. El Método se basa principalmente en tres fundamentos: el didáctico, el psicológico y el epistemológico y comprende, por lo menos un examen parcial semanal, la comunicación inmediata de los resultados e incluye sesiones de recuperación. Todo el material del curso se organiza en forma de unidades o módulos y cada estudiante debe dominar el material de cada unidad antes de pasar a la siguiente.

Los estudiantes que reprueban asisten a sesiones de recuperación y siguén tomando otras versiones paralelas del examen semanal hasta aprobarlo. La concepción didáctica de Keller consagra los principios de aprender según las posibilidades y ritmos de avance de cada cual, reducir al mínimo las clases magistrales y aumentar al máximo la participación de los estudiantes.

Según Donald Rush (1984) y Pedro Lafourcarde (1987), el Método de Keller establece características propias que lo tornan exitoso. Lafourcade (1987) y Tejedor (1955), señalan que el método se aplica en algunos cursos del Instituto de Tecnología de Massachusetts, en la Universidad del Estado de Arizona, en los Departamentos de Física de la Universidad de Brasilia y en la Universidad Federal do Rio Grande do Sul.

En nuestro caso particular, se aplicó el Método Keller en el Centro Regional de Veraguas de la Universidad Tecnológica de Panamá, durante el Primer Semestre de 1995 en la asignatura Mecánica Básica I, la cual corresponde al primer semestre de estudio de la carrera de Técnico en Mecánica Industrial. Vale la pena aclarar que estos estudiantes son estudiantes de Primer Ingreso, esto es, vienen de las diferentes escuelas secundarias de la región y muchos de ellos están por primera vez dentro de un recinto universitario.

La cantidad de alumnos matriculados en la asignatura fueron de 36 estudiantes; sin embargo, aquellos que optaron por el Método Keller fueron 25, lo cual representa 64.44% de la matrícula total.

4. DESARROLLO DEL MÉTODO KELLER

Al inicio del semestre se les explicó a todos los estudiantes la manera de cómo opera el Método Keller como instructivo de aprendizaje. Para tal efecto se hicieron las consultas pertinentes, de manera tal que la aplicación del método no contraviniera ningún acuerdo legal aprobado por el Consejo Académico de la Universidad Tecnológica de Panamá.

Tal como lo establece el método, se le entregó a los estudiantes el desglose de los diferentes módulos de aprendizaje, los cuales serían cubierto por igual número de pruebas formativas, en total de diez. De igual modo se estableció que la cantidad de pruebas formativas realizadas por semanal sería de dos, ha realizarse los días martes y viernes a las 3:00 p.m. y 2:00 p.m. respectivamente, con una duración de una hora cada una.

4.1 Resultados obtenidos

Concluida la aplicación del Método Keller en Mecánica Básica I, se presentan los resultados obtenidos en la realización de las pruebas formativas de seguimiento.

Tabla 1 Cantidad de intentos realizaados por los estudiantes para aprobar una unidad de aprendizaje

Estudiantes	Unidad Académica									
	P1	P2	P3	P4	P5	P6	P7	P8	P9	P10
1	1	2	2	2	2	1	1	1	1	1
2	4	1	1	1	1	1	1	1	1	1
3	2	2	3	1	1	1	1	1	1	2
4(*)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
5	4	1	1	1	1	1	1	2	1	1
6(*)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
7	1	1	2	1	1	1	1	1	1	1
8	1	1	2	1	1	1	1	1	1	2
9(*)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
10	1	1	2	1	1	1	1	1	1	1
11	2	1	2	1	1	1	1	2	1	1
12	1	3	1	1	1	1	1	2	1	2
13	2	2	2	1	1	1	1	4	1	1
14	1	1	2	1	1	1	1	2	1	1
15	2	1	1	1	1	1	1	1	1	1
16	1	1	2	1	1	1	1	3	1	2
17	1	1	2	1	1	1	1	1	1	1
18	3	1	2	1	1	1	1	3	1	1
19(*)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
20	4	1	2	1	1	1	1	2	1	1
21	1	1	2	1	1	4	1	2	1	2
22	1	1	2	1	1	1	1	1	1	3
23	1	2	2	1	1	1	1	1	1	1

(*) Desertaron del Método

Inicialmente dos estudiantes optaron por abandonar el método sin haber realizado la primera unidad de aprendizaje, quedando un total de 23 estudiantes en el método. Sin embargo, de los 23 estudiantes restantes, cuatro desertaron del método por considerarlo que les exigía demasiado tiempo de dedicación, lo cual nos representó un 17% de deserción del método.

En la Tabla 1 están representados los datos referentes a la cantidad de intentos realizados por los estudiantes para aprobar una unidad de aprendizaje, según la prueba formativa aplicada.

Los datos de la tabla indican por ejemplo, que el Estudiante 1 aprobó la primera unidad de aprendizaje (P1) en un sólo intento; sin embargo aprobó la segunda (P2) y la tercera (P3) unidad después de haber realizado dos intentos consecutivos en cada módulo hasta obtener la nota de pase a la siguiente unidad, que en nuestro caso fue de 81 puntos de un total de 100.

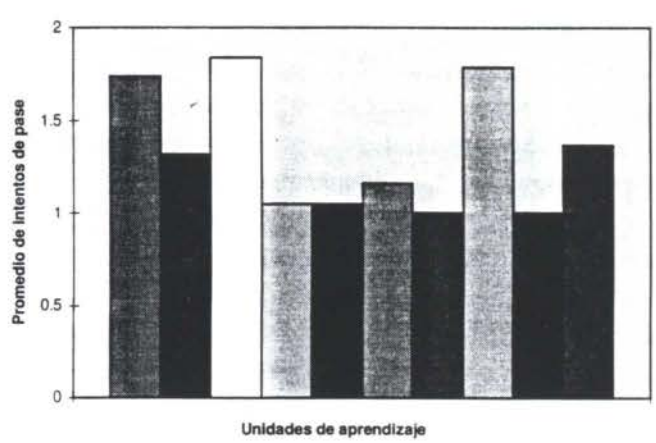


Figura 1 - Promedio de la cantidad de intentos de pase por unidad académica

Se observa además, que no todos los estudiantes rinden homogéneamente en términos de aprendizaje; lo que para algunos resulta trivial y fácil (un intento de pase), para otros les resulta más difícil y problemático. Esto último se comprueba ya que después de haber realizado más de cuatro intentos de aprobación para una unidad de aprendizaje, el estudiante aún encuentra dificultades para dominarla.

Presentamos en la Figura 1, la representación esquemática entre las diferentes unidades de aprendizaje y la cantidad promedio de intentos para aprobarla. Se puede apreciar que todos

los estudiantes (100%), han aprobado los diferentes módulos, ya sea después de un único intento de pase o bien después de más de tres. Este mismo aspecto se puede observar en la Figura 2, en donde se aprecia, además aquellos módulos de aprendizaje en que los estudiantes presentan mayores dificultades de aprendizaje.

Se observa por ejemplo, que para el caso del Módulo P1, doce estudiantes lo aprobaron en un único intento, tres lo aprobaron e dos intentos, un estudiante lo aprobó en tres intentos y tres estudiantes lo aprobaron en cuatro intentos. Observamos además que a medida que se avanza en los módulos, disminuye el número de intentos para aprobar, lo cual podemos pensar es indicativo de que el estudiante va creando conciencia de su autoinstrucción y se torna más fácil su aplicabilidad. En la misma figura, se observa que todos los módulos no son aprobados de igual manera; ésto lo atribuimos al hecho, de que a medida que el estudiante intenta avanzar, no lo puede hacer a la misma rapidez que los demás.

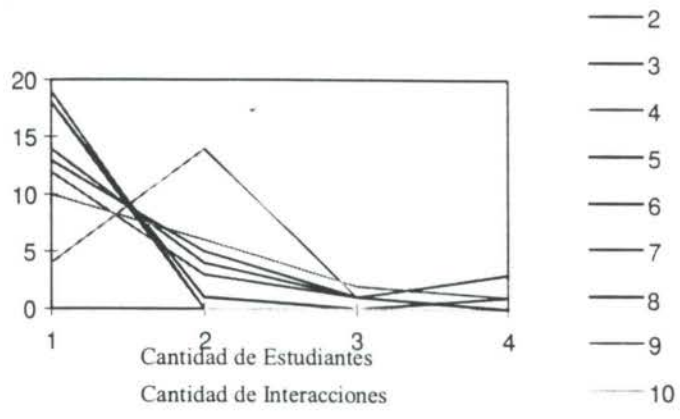


Figura 2 - Cantidad de Interacciones en Función de los Módulos de Aprendizaje

Por ejemplo, los módulos de fácil aprendizaje fueron P7 y el P9 (Reacciones de equilibrio y Trabajo Mecánico, respectivamente); sin embargo los módulos de mayor dificultad de aprendizaje fueron P3 y P8 (Movimiento Rectilíneo Uniformemente Acelerado y Momento, respectivamente). Este último planteamiento refuerza el hecho de que no todos aprendemos a la misma velocidad, razón por la cual esta situación tan evidente, exige del docente universitario un cambio de actitud, de metodología académica y de recursos didácticos de tal manera que los objetivos inicialmente trazados sean cumplidos en su totalidad.

Del total de estudiantes que optaron por el Método Keller, el 100% de los estudiantes aprobaron la asignatura con los siguientes conceptos: 18 estudiantes con concepto A y un estudiantes con concepto B. Observamos que es un buen rendimiento académico, por el hecho de que todas las unidades de aprendizaje el estudiante las domina completamente, caso que no hubiese sido posible detectar por el método tradicional.

4.2 Análisis comparativo.

Después de transcurrido dos años de haberse aplicado el Método Keller, se procedió a realizar un estudio comparativo del rendimiento académico de los estudiantes que tomaron el método en cuestión y aquellos que siguieron el sistema tradicional de enseñanza-aprendizaje, específicamente en aquellas asignaturas posteriores, e la cual Mecánica Básica I es pre-requisito. Además se consideraron las deserciones globales de la carrera, bien como la cantidad de estudiantes que transcurrido dos años de carrera universitaria en el área de la mecánica llevan completo su plan de estudio.

En la Tabla 2 aparecen registrados los datos académicos correspondientes, tanto de los estudiantes del método tradicional como los del Método Keller. Significa que despuúes de dos años, 6 estudiantes abandonaron completamente sus estudios universitarios, de éstos 2 habían tomado el Método Keller.

4.3 Diseño estadístico.

Para tal efecto se planteó el siguiente problema: ¿resulta la enseñanza a través de los módulos de autoinstrucción más efectivos que la enseñanza presencial?. A partir de allí se establecieron los grupos de trabajo de la siguiente manera: Grupo N° 1 Grupo Control (Método Tradicional) y Grupo N° 2 (Método Keller); seguidamente se plantearon las hipótesis de trabajo correspondiente.

Tabla 2: Comparación entre el Método Tradicional y el Instructivo Keller, sobre el rendimiento académico dos años después

Instructivo	Estudiantes	Aprobación		Plan		Abandono	
Tradicional	17	47.2	16	47.1	7	41.2	4	23.5
Keller	19	52.8	28	73.7	14	73.7	2	10.5
Total	36		44/72	61.1	21/36	58.3	6	16.7

$$H_o = R_1 \leq R_2 \qquad (1)$$

El Rendimiento Académico (H_o) del Grupo N°! 1 (R_1) es menor o igual que el Rendimiento Académico del Grupo N° 2 (R_2).

En virtud de que se trabajar{a con el estadígrafo de Student (Mendenhall, 1981) se hizo necesario establecer la hipótesis alterna, en los siguientes términos:

$$H_o = R_1 \geq R_2 \qquad (2)$$

El rendimiento Académico (H_o) del Grupo N° 1 (R_1) es mayor o igual que el Rendimiento Académico del Grupo N° 2 (R_2).

En el análisis estadístico de una investigación tipo experimental se hace necesario establecer, en primer lugar, cuáles son los niveles de significación esperado; sin embargo en términos educativos el nivel de significación a considerar debe ser de 0.05 (4).

Existen múltiples problemas en los cuales, en vez de estimar el valor de un parámetro, debemos decidir si una afirmación relativa a un parámetro, esto se conoce como prueba de una hipótesis estadística; en nuestro caso particular utilizamos la hipótesis relativa d dos media o prueba t bimuestral o t de Student.

Una vez utilizado el estadígrafo mencionado y calculadas las grandezas solicitadas, tales como media de datos agrupados y no agrupados, errores de la diferencia entre las dos media; tanto para el Grupo Control, como para el Grupo Experimental se procede a calcular el valor de t, para compararlo con el valor teórico; de tal manera nos permita rechazar o aceptar la hipótesis nula anteriormente definida.

Tabla N 3 Datos estadísticos del Grupo Control y del Grupo Experimental

Grupo	Desviación	Varianza	Error	Promedio
Control	0.6724	0.4522	0.1402	1.3828
Experimental	0.7177	0.5151	0.1231	1.1667

En la Tabla N 3 se presentan los datos estadísticos obtenidos tanto para el Grupo Control como para el Grupo Experimental. En esta tabla se pueden apreciar los datos estadísticos para ambos grupos de estudio.

Por otro lado, en la Tabla N 4 se esquematizan los datos obtenidos por medio de cálculos, según el estadígrafo indicado. En esta tabla se presentan los datos relacionados con el valor de la diferencia de errores calculada, el valor de la t calculada, los grados de libertad

(según la población en estudio) y la significación; que como hemos explicado con anterioridad, para las investigaciones académicas corresponde al valor tabulado; sin embargo el valor de la t de Student fue obtenida de tablas estadísticas.

Tabla N 4 Datos calculados según el estadígrafo indicado

Grandeza	Valor calculado
Diferencia	0.1866
t calculada	1.1587
grados	57
signficación	0.05
t teórica	2.003

Como se puede observar el t teórico o de la tabla (2.003), es mayor que el valor de t calculado que en nuestro caso corresponde a un valor de 1.1587. Por lo anteriormente expuesto, la hipótesis nula planteada debe ser considerado o aceptada. Esto significa que el rendimiento académico del Grupo Control es menor que el rendimiento del Grupo Experimental (Método Keller).

5. CONCLUSIONES.

Una vez terminado el presente trabajo estamos en condiciones de concluir lo siguiente:

- Todo Docente Universitario debe tener claro que ninguna clase de experiencia es siempre la mejor. Las diferencias de los alumnos determinan la clase de experiencias que son mejores para él.
- La educación universitaria, en el área de la mecánica, requiere del docente una participación directa, de tal manera que su esfuerzo se vea compensado con la alta calidad profesional con que salen nuestros egresados.
- Sobre la aplicación del Método Keller, podemos decir que el mismo funciona, si el estudiante, por ejemplo, crea conciencia de que su formación depende de gran medida del esfuerzo y dedicación que éste le dedique al aprendizaje.
- Al aplicar el estadígrafo t de Student a los datos obtenidos del rendimiento académico de los estudiantes, después de dos años de aplicado el Método; fue aceptada nuestra hipótesis nula, en el sentido de que los estudiantes que tomaron el Método Keller tienen un mejor rendimiento académico que los estudiantes del método tradicional.

6. REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS.

GUERRA, Doris. *Diseminación selectiva de información manual en el Centro Regional de Veraguas*. Santiago de Veraguas, 1994, 171 p.

HUMO, Emir. *Método para el análisis comparativo y diseño de nuevas carreras de Ingeniería.* Panamá: Universidad Tecnológica de Panamá, 1994, 9 h

LAFOURCADE, Pedro. *Planeamiento, conducción y evaluación de la enseñanza superior.* 9° ed.-- Buenos Aires: Editorial Kapeluz, 1987

LEVIN, Richard. *Estadística para administración.* 2° ed.-- México: Pretince Hall Hispanoamericana, 1990.-- 940 p.

LOMBARDO, Miguel. *Paquete de autoinstrucción o clases regulares: Modelos en Psicología.*-- Panamá: Editorial Universitaria, 1985.

MENDENHALL y REINHHMUTH. *Estadística para administración y economía.* México: Grupo Editorial Iberoamérica, 1981. 707 p.

PALAU, Esperanza. *El papel del tutor en los sistemas de educación a distancia.* México: Universidad Pedagógica Nacional, 1985.

PANAMÁ, Universidad Tecnológica de Panamá. *Boletín Informativo 1996.* Panamá, 1996. 220p.

PANAMÁ, Universidad Tecnológica de Panamá, Centro Regional de Veraguas, Secretaría Académica. *Estadísticas estudiantiles 1997.*

POCZTAR, Jerry. *Teoría y práctica de la enseñanza programada.* Barcelona: Editorial Teide, S.A. UNESCO, 1971.

ROUSH, Donald C. *Estrategias para una efectiva enseñanza universitaria.* Universidad Estatal de Nuevo México. Programa de Intercambio Educativo Fullbrigth del Servicio Informativo y Cultural de los Estados Unidos, 1983. 183 p.

SACRISTAN, José. *Teoría de la enseñanza y desarrollo del curriculum.* México: Editorial Amaya, 1980

TEJEDOR-DE LEÓN, Alexis. *Método Keller de instrucción universitario.* Centro Regional de Veraguas-UTP. San Antonio, Panamá, 1995.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB303

ANÁLISE DE REDES DE TUBULAÇÃO: DESENVOLVIMENTO DE INSTALAÇÃO EXPERIMENTAL E MODELAGEM MATEMÁTICA / *ANALYSIS OF PIPELINE NETWORKS: DEVELOPMENT OF EXPERIMENT AND MATHEMATICAL MODELING*

JORGE ANDREY WILHELMS GUT, TAH WUN SONG & JOSÉ MAURÍCIO PINTO
Departamento de Engenharia Química, Escola Politécnica - USP
CEP 05508-900 São Paulo, SP Brasil - E-mail: jompinto@usp.br

Abstract

An experiment on Fluid Mechanics for educational purposes regarding pipeline flows and pump association is designed. Also, a mathematical model for steady-state, isothermal flow of an incompressible fluid is developed. The model is especially suitable for extensive pipeline networks. The solution method for the system comprised of non-linear algebraic equations is based on the quasi-linearization technique. Simulation results are discussed.

Keywords

fluid mechanics, pipeline networks, educational experiment, pipeline modeling, quasi-linearization / mecânica dos fluidos, redes de tubulação, experimento didático, modelagem de redes de tubos, quasi-linearização

1. INTRODUÇÃO

Inegavelmente, a Mecânica dos Fluidos constitui uma das ciências básicas para quase todas as modalidades de engenharia num curso de graduação. Por outro lado, a apresentação de certos tópicos, restritos a aulas expositivas, em geral com carga horária exígua, compromete uma consolidação segura dos conceitos envolvidos. Dentre estes tópicos, cita-se o estudo de um sistema de rede de tubulação e da operação de bombas em série ou paralelo. A disponibilidade de uma boa infra-estrutura de laboratório, então, constitui um eficaz suporte didático complementar.

A primeira proposta do presente trabalho consiste no projeto e montagem de uma instalação, concebida para experiências sobre escoamento de água em rede de tubos e associação de bombas, em série ou paralelo. Além disso, de acordo com o posicionamento das válvulas de bloqueio do sistema, pode-se realizar variantes desses ensaios. Assim, a cada grupo de alunos nas aulas de laboratório, pode-se solicitar um estudo ligeiramente diferenciado. Essa experiência proposta será incluída no curso de graduação em engenharia química da Escola Politécnica da USP.

Um outro aspecto didático relevante refere-se à comparação e discussão dos resultados obtidos experimentalmente com os calculados a partir de informações e correlações generalizadas, disponíveis na literatura.

Vários métodos de solução de redes de tubos já foram desenvolvidos. O primeiro a ser largamente utilizado é o método de Hardy Cross (Ingels e Powers, 1964; Daniel, 1966), restrito à solução de circuitos fechados de tubulação, uma vez que dispensa dados de pressão.

Casos simples, como o escoamento newtoniano incompressível em sistemas de tubulação horizontais, sem bombas, foram abordados por Carnahan *et al.* (1969), Coker (1991) e Cochran (1995). Em geral, as equações resultantes compõem um sistema algébrico não linear. Para a sua solução, pode-se aplicar métodos genéricos (Kahaner *et al.*, 1989) ou, em alguns casos, algoritmos específicos tem sido propostos (Shacham e Mah, 1978; Mah, 1989). Recentemente, Houache *et al.* (1996) estudaram o escoamento de fluidos compressíveis, cuja solução foi obtida através de algoritmos da teoria de grafos.

Mas, para os cálculos nos casos de sistemas de tubulação mais complexos ou extensos, torna-se quase imprescindível o uso de recursos computacionais mais robustos. Atualmente, dispõem-se de diversos programas computacionais específicos para a simulação de redes de tubulação, como Pipe-Flo, Pipe-Pro, Pipecalc, Pipeline Multiphase Flow with Total Energy Balance (CEP Annual Software Directory, 1997).

Entretanto, apesar dessa disponibilidade, é importante na formação do engenheiro a capacidade de representar e resolver matematicamente processos físicos e químicos de interesse. É fundamental que o engenheiro não se torne apenas um mero usuário dos programas computacionais disponíveis, mas que conheça sua estrutura e metodologia de modelagem matemática.

A segunda proposta deste trabalho é desenvolver um modelo matemático para a simulação de redes de tubos com fluido newtoniano incompressível, utilizando exclusivamente as equações de Mecânica dos Fluidos apresentadas nas aulas do curso de graduação.

A seguir será descrito o experimento, com detalhes da instalação física e serão apresentados o desenvolvimento do modelo, o algoritmo de solução e resultados de um exemplo de simulação.

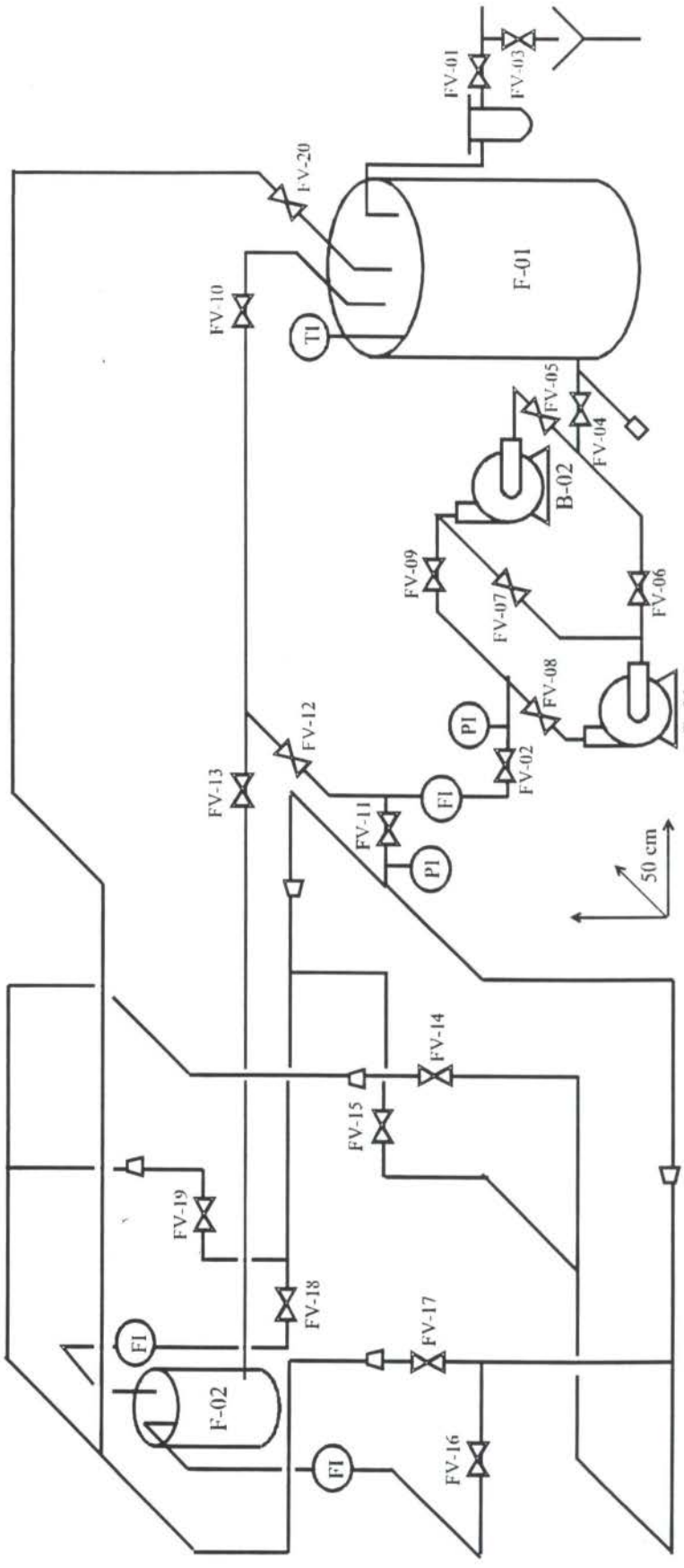
2. DESCRIÇÃO DO EXPERIMENTO

A instalação constitui-se de tanque de alimentação, bombas para recirculação da água pela rede de tubulação, tanque de recebimento, medidores de vazão, pressão e corrente elétrica. O esquema da instalação e as especificações dos equipamentos e dos componentes do sistema estão mostrados na Figura 1. Para os comprimentos das tubulações, pode-se consultar a escala representada na própria figura, válida para os trechos a jusante da válvula FV-11. Os diâmetros das tubulações estão compatíveis com os das válvulas, mostrados na Figura 1.

A instalação foi concebida para experiências sobre associação de bombas, em série ou paralelo, e escoamento de água em rede de tubos. Além disso, de acordo com o posicionamento das válvulas de bloqueio do sistema, pode-se realizar variantes desses ensaios. Assim, a cada grupo de alunos nas aulas de laboratório, pode-se solicitar um estudo ligeiramente diferenciado. Ao todo, o sistema permite 52 configurações distintas, todas com pelo menos duas saídas externas.

Para as bombas centrífugas usadas, é feito previamente o levantamento experimental das curvas características (altura manométrica, potência consumida e rendimento em função da vazão).

O nível de água no tanque de alimentação deve ser mantido constante. Estabelecido o regime permanente, medem-se, através dos respectivos rotâmetros, a vazão de escoamento na saída das bombas e as vazões em cada saída. Mede-se também a pressão antes da ramificação. O valor poderá ser usado como um dado de entrada para a simulação matemática a ser feita posteriormente. Os resultados medidos no laboratório serão comparados com os calculados através desta simulação matemática.



Válvulas	Tipo	Diâmetro
FV-01 e FV-02	Globo	32 mm
FV-03 a FV-13	Esfera	32 mm
FV-14 a FV-19	Esfera	25 mm
FV-20	Esfera	20 mm

Bombas	Material	Descrição
B-01 e B-02	Ferro Fundido	Centrífuga 0.5 HP Q_{MAX} = 40 l/min H_{MAX} = 40 m

Tanques	Material	Descrição
F-01	Plástico	100 litros
F-02	Plástico	50 litros

Figura 1: Esquema da instalação experimental.

3. MODELAGEM MATEMÁTICA

O modelo matemático a ser desenvolvido representa o escoamento isotérmico, em regime permanente, de um fluido newtoniano incompressível, em uma rede de tubulação de um único material de construção.

Os dados gerais são a densidade ρ, a viscosidade μ do fluido e a rugosidade do material da tubulação ε.

Uma rede de tubulação pode ser representada por um conjunto de nós e arcos. Os nós podem ser as uniões de três ou mais tubos, as reduções ou expansões e as entradas e saídas de fluido da rede. Os nós são numerados de *1* até N_{NOS}, e cada nó j é representado por um conjunto de arcos (tubos) *Ij* a ele conectados, uma cota Z_j e pela pressão do fluido P_j. E ainda, se o nó for uma entrada ou saída, ele também será representado por uma vazão externa F_j.

Os arcos são ligações entre os nós e são formados por um tubo de diâmetro interno constante com as respectivas singularidades. Os tubos são numerados de *1* até N_{TUB}, e cada tubo i é representado pelo par de nós terminais (j_i, k_i), diâmetro interno D_i, comprimento do trecho reto L_i, comprimento equivalente das singularidades Leq_i e vazão de fluido Q_i.

Serão aplicados o balanço de massa em cada nó e o balanço de energia mecânica (equação de Bernoulli) em cada arco. Ainda serão usadas especificações de pressões em alguns nós P_J, e de vazões externas F_J, conforme será discutido a seguir.

Como o sentido da vazão nos tubos é desconhecido, será adotado o sentido positivo de vazão no tubo como aquele que leva o fluido do nó de menor índice para o de maior índice. Quanto às vazões externas, seu sentido é dado como positivo se o fluido estiver entrando na rede.

As equações de balanço de massa são definidas para cada nó j e envolvem a somatória de vazões Q_i dos tubos a ele conectados (definida pelo conjunto I_j) e eventuais vazões externas F_j, dadas por:

$$\sum_{i \in I_j} Q_i + F_j = 0 \qquad j = 1,...N_{NOS} \qquad (1)$$

É importante observar que, para os nós internos, o termo F_j não aparece em (1).

A equação de Bernoulli de balanço de energia mecânica aplicada ao escoamento de um fluido incompressível, num tubo de diâmetro constante, é dada por:

$$\rho.g.\Delta z + \Delta P + \rho.lwf = 0 \qquad (2)$$

Para simplificar a representação, define-se como pressão total P^T_j em um nó j como sendo a soma da pressão estática do fluido P_j com o termo $\rho . g . Z_j$.

$$P^T_j = P_j + \rho . g . Z_j \qquad j = 1,...N_{NOS} \qquad (3)$$

Portanto a equação de Bernoulli para um trecho reto i que liga os nós j_i e k_i é dada por:

$$P^T_{j_i} - P^T_{k_i} + \rho.lwf_i = 0 \qquad i = 1...N_{TUB} \qquad (4)$$

O termo lwf_i para um tubo i genérico é dado por :

$$lwf_i = \frac{32}{\pi^2}\frac{f_i \cdot L_i^T \cdot Q_i \cdot |Q_i|}{D_i^5} \qquad i = 1,...N_{TUB} \tag{5}$$

onde L^T_i é a soma do comprimento do trecho reto L_i com o comprimento equivalente Leq_i de suas singularidades. Substituindo (5) na equação (4), tem-se:

$$P_{ji}^T - P_{ki}^T + \rho\frac{32}{\pi^2}\frac{f_i \cdot L_i^T \cdot |Q_i|}{D_i^5} Q_i = 0 \qquad i = 1,...N_{TUB} \tag{6}$$

É importante notar que a representação da vazão Q_i na equação (6) permite compatibilizar o sentido do escoamento com a variação das pressões nos nós (Bending e Hutchison, 1973). O fator de atrito de Fanning f_i é função da vazão (variável) e da rugosidade, densidade, viscosidade e diâmetro (parâmetros). Este fator pode ser calculado pela equação de correlação de Churchill (1977):

$$f_i = 2\left[\left(\frac{8}{\mathrm{Re}_i}\right)^{12} + \frac{1}{(A_i + B_i)^{3/2}}\right]^{1/12} \tag{7a}$$

onde os termos da correlação são dados por:

$$A_i = \left\{-2{,}457 \cdot \ln\left[\left(7/\mathrm{Re}_i\right)^{0,9} + 0{,}27\varepsilon_i / D_i\right]\right\}^{16} \qquad B_i = \left[\frac{37.560}{\mathrm{Re}_i}\right]^{16} \tag{7b}$$

E o número de Reynolds Re_i, para um tubo circular, é definido por:

$$\mathrm{Re}_i = \frac{\rho \cdot D_i \cdot vb_i}{\mu} = \frac{4 \cdot \rho \cdot Q_i}{\pi \cdot \mu \cdot D_i} \tag{7c}$$

Tabela 1: Variáveis e equações envolvidas no problema.

Variáveis	Número total	Equações	Número total
F_j	N_F	Balanço de massa (1)	N_{NOS}
P_j	N_{NOS}	Bernoulli (6)	N_{TUB}
Q_i	N_{TUB}		
f_i	N_{TUB}	Correlação (7)	N_{TUB}
$N_{VAR} = N_F + N_{NOS} + 2\,N_{TUB}$		$N_{EQ} = N_{NOS} + 2\,N_{TUB}$	

A Tabela 1 mostra as variáveis e as equações do sistema. Há portanto $N_{VAR} - N_{EQ} = N_F$ especificações a serem definidas. Assim, para que o sistema seja determinado, é necessário que o número de especificações seja igual ao número de entradas e saídas do sistema (vazões externas F_j). Além disso, é importante verificar que, como a equação de Bernoulli (6) envolve variações de pressões, pelo menos um valor de pressão deve ser conhecido, para a obtenção dos demais. Se nenhum dado de pressão for disponível, deve ser atribuído um valor de

referência a um dos nós, de modo que se possa calcular as variações de pressões. Neste caso, evidentemente, não serão obtidas as pressões absolutas nos nós.

As equações de balanço de massa (1) são lineares, envolvendo somatórias de vazões internas e externas. As equações (6) e (7) são não-lineares. O método adotado para a solução do sistema de equações não lineares é o quasi-linear. Este procedimento iterativo envolve a linearização do sistema a cada iteração (k) e posterior solução de um sistema linear. O balanço de energia mecânica (equação (6)) é linearizado na iteração (k) da seguinte forma:

$$P^T{}_{j_i}{}^{(k)} - P^T{}_{k_i}{}^{(k)} + \beta_i{}^{(k-1)} Q_i{}^{(k)} = 0 \qquad i = 1,...N_{TUB} \qquad (8)$$

onde $\beta_i{}^{(k-1)}$ é determinado a partir das vazões na iteração (k-1):

$$\beta_i{}^{(k-1)} = \frac{32}{\pi^2} \cdot \frac{\rho \cdot f_i(Q_i{}^{(k-1)}) \cdot L^T{}_i \cdot \left|Q_i{}^{(k-1)}\right|}{D_i{}^5} \qquad i = 1,...N_{TUB} \qquad (9)$$

A cada iteração, o sistema linearizado, composto pelas equações (1) e (8) e pelas especificações, será resolvido pelo método da eliminação de Gauss com condensação pivotal, obtendo-se $Q_i{}^c$, $P_j{}^{(k)}$ e $F_j{}^{(k)}$.

É importante notar que o procedimento proposto reduz a dimensão do sistema de equações a ser resolvido, principalmente quando o número de tubos que compõem a rede é elevado, pois o fator de Fanning $f_i(Q_i{}^{(k-1)})$ é determinado pela equação (7), à parte do sistema linearizado.

Os valores iniciais de vazão são estimados pela equação de diâmetro econômico, dada em unidades em S.I. (Sinnott, 1996):

$$Q_i{}^{(0)} = 10{,}137 . D_i{}^{1{,}89} . \rho^{-0{,}302} \qquad i = 1,...N_{TUB} \qquad (10)$$

Adota-se, no algoritmo, um fator α de amortecimento das variações de vazão, em iterações subseqüentes. Portanto ao fim da iteração (k), onde se determinou $Q_i{}^c$, calcula-se:

$$Q_i{}^{(k)} = Q_i{}^{(k-1)} + \alpha\left(Q_i{}^c - Q_i{}^{(k-1)} \right) \qquad i = 1,...N_{TUB} \qquad (11)$$

Ao final de cada iteração, todas as vazões são comparadas com os valores da iteração anterior para verificar a convergência, através de uma tolerância relativa dada. O algoritmo de solução da rede de tubos é dado por:

1) Ler os dados de entrada:
   N_{NOS}, Z_j, N_{TUB}, j_i, k_i, L_i, Leq_i, D_i, N_F, nós externos, F_j, ρ, μ, ε,
   pressões e vazões especificadas nos nós;
2) Ler fator de amortecimento α e erro relativo Tol para as vazões;
3) Calcular os comprimentos totais $L^T{}_i$ e pressões totais $P^T{}_j$;
4) $k = 0$. Gerar a estimativa inicial de vazões $Q_i{}^{(0)}$ pela equação (10);
5) Fazer $k \leftarrow k + 1$. Montar a matriz linear de equações e o vetor de constantes;
6) Resolver o sistema por eliminação de Gauss com condensação pivotal, obtendo P_j, $Q^c{}_i$, F_j
7) Se $\left|Q_i{}^c - Q_i{}^{(k-1)}\right| \Big/ Q_i{}^{(k-1)} \leq Tol \qquad i = 1,...N_{TUB}$ então {PARE}
   Senão {calcular $Q_i{}^{(k)}$ pela equação (11) e voltar para 5}.

4. EXEMPLOS DE SIMULAÇÃO

O modelo e o algoritmo de solução foram implementados em linguagem C. O modelo foi utilizado para simular a instalação experimental completa, cuja representação esquemática é mostrada na Figura 2. O sistema consta de 17 nós, 19 arcos, 4 vazões externas e três circuitos. O fluido adotado é água a 20°C e o material de construção é PVC (rugosidade adotada ε = 0.002 mm). As dimensões da rede são as mesmas da Figura 1. As especificações são a vazão na entrada da rede F_1 (ver Tabela 2) e as pressões nos nós externos 10, 11 e 12, iguais a 1 atm.

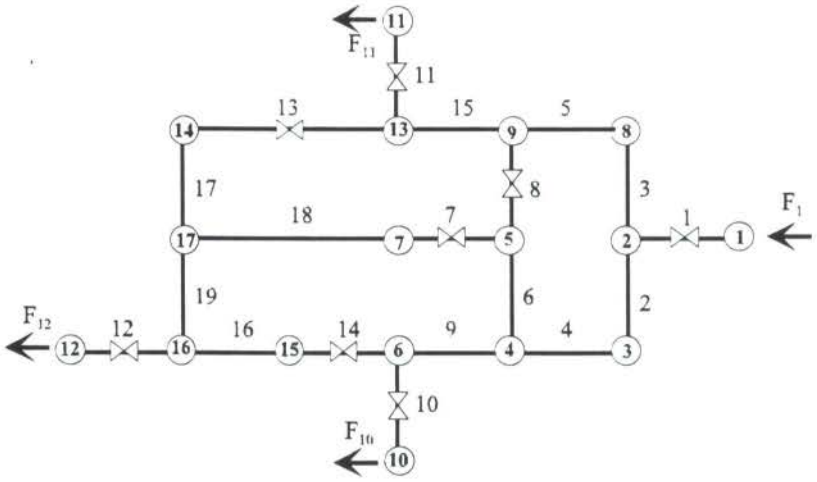


Figura 2: Esquema da rede de tubos para a configuração simulada.

Como exemplo, dois casos com diferentes vazões F_1 são ilustrados; os resultados para os nós externos são mostrados na Tabela 2. Pode-se observar que uma menor pressão na entrada da rede (Caso II) é insuficiente para superar a perda de carga no sistema (F_{10} positivo). Este comportamento não ocorre no Caso I.

Tabela 2: Resultados dos exemplos simulados.

Caso	F_1 (m^3/h)	F_{10} (m^3/h)	F_{11} (m^3/h)	F_{12} (m^3/h)	P_1 (atm)
I	+ 3,000	- 0,786	- 1,046	- 1,168	1,184
II	+ 1,000	+ 0,116	- 0,018	- 1,097	1,108

5. CONCLUSÕES

A experiência proposta, sobre escoamento em redes de tubos e associação de bombas, serve como um importante suporte didático em Mecânica dos Fluidos. Os resultados experimentais podem ser comparados com os calculados a partir do modelo matemático desenvolvido. O método de solução proposto baseia-se na técnica de quasi-linearização, reduzindo a dimensão do sistema de equações não-lineares, o que é sobremodo conveniente para redes extensas e complexas.

6. NOTAÇÃO

Índices

i índice de nós

j índice de tubos

j_i , k_i índice do nó j , k terminal do arco i

Parâmetros (cont.)

Parâmetros

D_i diâmetro interno do tubo i

g aceleração da gravidade

I_j conjunto de tubos conectados ao nó j

L_i comprimento do trecho reto

Variáveis

L^T_i comprimento total do tubo i
Leq_i comprimento equivalente das singularidades do tubo i
N_{EQ} número de equações
N_F número de vazões externas
N_{NOS} número de nós
N_{TUB} número de tubos
N_{VAR} número de variáveis
Z_j cota do nó j
ρ densidade do fluido
μ viscosidade do fluido
ε rugosidade do material de construção.
f_i fator de atrito de Fanning no tubo i
F_j vazão externa no nó j
lwf_i perda por atrito no tubo i
P_j pressão no nó j
P^T_j pressão total no nó j
Q_i vazão no tubo i
Re_i número de Reynolds no tubo i
vb_i velocidade média no tubo i
α fator de amortecimento
β_i coeficiente de linearização da equação (8)

AGRADECIMENTOS - Os autores agradecem o apoio financeiro da Fapesp (processo 96/12295-8) e do Padct-Capes (Projeto 1310/95-QEQ, 1995).

7. BIBLIOGRAFIA

BENDING, M.J. & HUTCHISON, H.P. The calculation of steady state incompressible flow in large networks of pipes. *Chemical Engineering Science*, vol.28, no.10, pp.1857-1864, 1973.

CARNAHAN, B.; LUTHER, H.A. & WILKES, J.O. *Applied numerical methods*. John Wiley & Sons, New York, 1969.

CEP ANNUAL SOFTWARE DIRECTORY. Supplement to *Chemical Engineering Progress,* vol.93, no.1, 1997.

CHURCHILL, S.W. Friction-factor equation spans all fluid-flow regimes. *Chemical Engineering,* vol.84, no.24, pp.91-92, 1977.

COCHRAN, T.W. Simplifying piping network analysis. *Chemical Engineering*, vol.102, no.4, pp.104-106, 1995.

COKER, A.K. Program evaluates pressure drop for single phase fluids. *Hydrocarbon Processing*, vol.70, no.2, pp.53-56, 1991.

DANIEL, P.T. The analysis of compressible and incompressible fluid networks. *Trans. Instn. Chem. Engrs.*, vol.44, pp.T77-T84, 1966.

HOUACHE, O.; KHEZZAR, L. & BENHAMZA, M.H. Matrix methods for pipe network analysis: Observations on partitioning and cut methods. *Chem. Engng. Research & Design,* vol.74A, pp.321-328, 1996.

INGELS, D.M. & POWERS, J.E. Analysis of pipeline networks. *Chemical Engineering Progress,* vol.60, no.2, pp.65-70, 1964.

KAHANER, D.; MOLER, C. & NASH, S. *Numerical methods and software.* Prentice Hall, Englewood Cliffs, 1989.

MAH, R.S.H. *Chemical process structures and information flows.* Buttleworth Publishers, Stoneham (MA), 1989.

SHACHAM, M. & MAH, R.S.H. A Newton type linearization method for solution of nonlinear equations. *Comput. Chem. Engng.*, vol.2, pp.64-66, 1978.

SINNOTT, R.K. *Coulson & Richardson's Chemical Engineering.* vol.6, Butterworth Heinemann, Oxford, 1996.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB407

SISTEMAS ESPECIALISTAS - ESPECIFICAÇÃO DE CORRENTES DE ROLOS / *EXPERT SYSTEMS - SELECTION OF ROLLER CHAINS*

Sandim, Christiane L. - Programa de Engenharia de Produção - PEP - UFRJ
de Marco Filho, Flávio - Departamento de Engenharia Mecânica - DEM - UFRJ
CEP 21945-970 - Caixa Postal: 68503, Brasil - E-mail: flavio@serv.com.ufrj.br

Abstract

Our intention was to help the mechanical engineering designer in the specification of machine components and diminish the time expended on machine design, we succeeded in elaborating an expert computational system for the evaluation and selection of Roller Chains. The algorithm was based on recomendations and specifications found in the IBAF chain manufacturer catalog.

Keywords

Palavras chaves: Correntes de Rolos, Sistemas Especialistas, Elementos de Máquinas, Projeto de Máquinas/Roller Chains, Expert Systems, Machine Elements, Machine Design.

INTRODUÇÃO

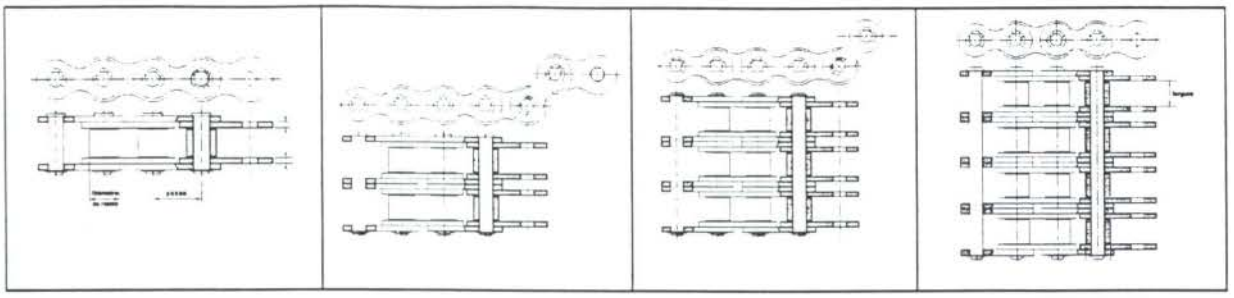
Os sistemas especialistas têm por finalidade auxiliar o projetista durante o desenvolvimento de projetos mecânicos, utilizando o computador para executar as tarefas mais cansativas e repetitivas, como a procura de dados em tabelas e gráficos, eliminando a possibilidade de erros de cálculos durante o processo, reduzindo o tempo gasto na elaboração de projetos e permitindo a rápida avaliação de diversas possibilidades de montagem.

É importante salientar que um sistema especialista deve apresentar o melhor resultado, de acordo com critérios preestabelecidos e também permitir ao projetista a avaliação e a escolha de outros resultados.

O sistema especialista desenvolvido neste trabalho tem como tarefa principal, a especificação da corrente de rolo mais adequada às condições de operação especificadas pelo projetista. Tem ainda como tarefa "secundária" a determinação dos parâmetros principais necessários à montagem, como especificação do pinhão e da coroa, estimativa da eficiência da transmissão e determinação do número de elos.

As correntes escolhidas para a elaboração deste sistema foram as correntes ISO tipo A (ANSI), nas séries 35 , 40, 50, 60, 80, 100, 120, 140, 160 e 200, nas configurações SIMPLES, DUPLA, TRIPLA e QUÁDRUPLA, conforme a figura 1, podendo ser encontradas em configurações de até oito correntes (óctuplas).

O programa foi codificado em Visual Basic, linguagem que apresenta uma interface amigável com o usuário. A apresentação é agradável e tem-se as facilidades encontradas em qualquer "software for Windows". Isto torna possível que qualquer usuário, utilizando o programa pela primeira vez, já se sinta familiarizado com o ambiente.



Corrente SIMPLES Corrente DUPLA Corrente TRIPLA Corrente Quádrupla

Figura 1 - Configurações das correntes.

SELEÇÃO DE CORRENTES DE ROLOS

As correntes de rolos são amplamente utilizadas nos mais diversos tipos de máquinas, como motocicletas, automóveis, bicicletas, máquinas elevadoras, etc. e nas mais variadas condições de trabalho. Suas principais características são:

- a adequação para transmissões entre eixos distantes,
- bom rendimento (90 % a 98%) quando projetadas adequadamente,
- transmissão de grandes potências,
- sem perigo de deslizamento.

As correntes de rolos são normalmente especificadas levando-se em consideração os seguintes fatores:

- potência a ser transmitida,
- relação de transmissão e rotação do pinhão,
- vida e confiabilidade,
- número de dentes do pinhão,
- tipo de serviço,
- velocidade da corrente.

Para a especificação das correntes de rolos é necessário determinar a potência de projeto, P_{proj}, que é a potência transmitida pelo motor acrescida de um fator de correção que é função do grau de choque na transmissão e do tipo de máquina motora, conforme a equação (1).

$$P_{proj} = P_m \cdot K_s \qquad (1)$$

Na equação (1), P_m é a potência do motor. As condições de operação, tipos de trabalho, tipos de motor e respectivos fatores de serviço, K_s, utilizados neste trabalho estão listadas nas Tabelas 1.

Tabela 1 - Coeficientes para correção da potência (K_s).

Tipo de Trabalho	motor de combustão interna (com acionamento hidráulico)	motor de combustão interna (com acionamento mecânico)	motor elétrico ou turbina
Leve	1.0	1.0	1.0
Médio	1.4	1.0	1.0
Pesado	1.6	1.0	1.0

Para a seleção da corrente mais adequada à transmissão, a potência de projeto, Pproj, de ser comparada com a potência transmitida por diversas configurações de correntes. Esta potência efetiva é calculada pela equação (2).

$$P_{efetiva} = P_{simples} \cdot K_1 \cdot K_2 \qquad (2)$$

A potência $P_{simples}$, que uma corrente simples de série selecionada e na velocidade especificada, pode transmitir é determinada pelo fabricante, através de ensaio realizado com pinhão de 17 dentes. Ela é normalmente fornecida em forma de tabelas, fórmulas ou gráficos e varia de fabricante para fabricante, em função do material com o qual a corrente é fabricada. O algoritmo determina seu valor através do Gráfico 1, $P_{simples}$ x rpm do pinhão.

O fator de correção K_1 modifica a potência transmitida pela corrente, devido as variações de velocidade provenientes do efeito poligonal ou cordal, característico nas transmissões por corrente.

O efeito cordal é diminuído a medida que se aumenta o número de dentes do pinhão. O Gráfico 2 mostra o fator de correção - K_1 - utilizado pelo algoritmo.

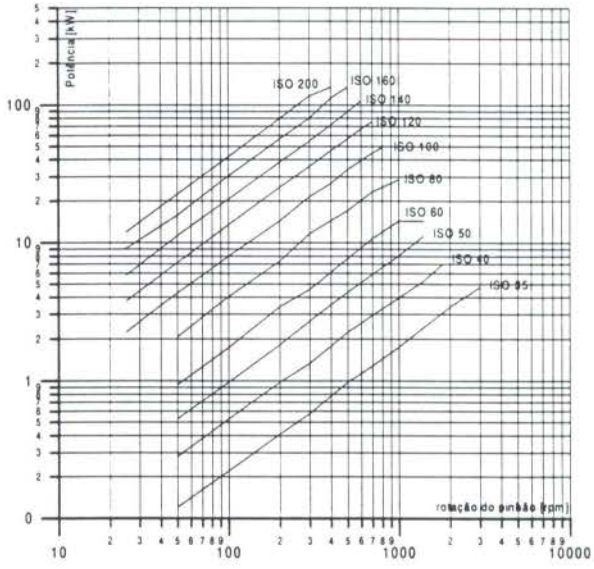


Gráfico 1 - Capacidade de transmissão das correntes das diversas séries. (Z_{pin} = 17 e corrente simples)

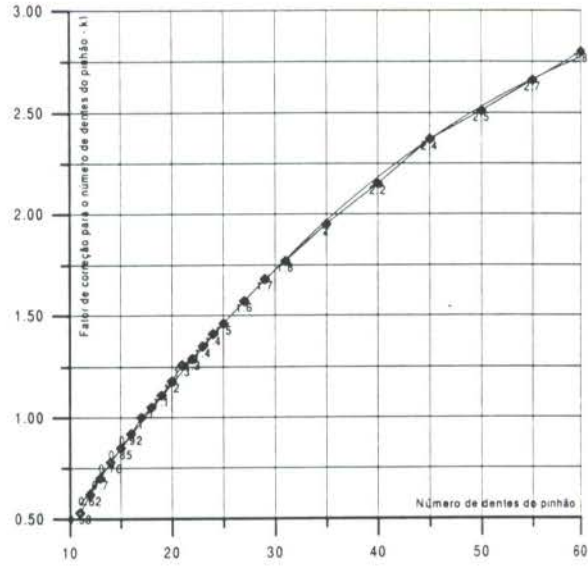


Gráfico 2 - Fator de correção - K_1 - para o número de dentes do pinhão.

A variação de velocidade é calculada pela equação (3) e (4), abaixo.

$$\frac{\Delta V}{V} = 100\left[\sec\left(\frac{180}{Z}\right) - 1\right]\left(\cos\frac{180}{Z}\right) \qquad (3)$$

$$V = \frac{\pi \cdot D \cdot n}{60} = \frac{Z \cdot p \cdot n}{60} \qquad (4)$$

onde: $V \Rightarrow$ velocidade da corrente [m/s] $\quad Z \Rightarrow$ nº de dentes do pinhão
$p \Rightarrow$ passo da corrente [m] $\quad n \Rightarrow$ rotação do pinhão [rpm]
$D \Rightarrow$ diâmetro do pinhão [m]
$\Delta V/V \Rightarrow$ variação de velocidade devido ao efeito poligonal [%].

O fator de correção K_2, na equação (2), corrige a capacidade de transmissão da corrente, de acordo com a sua configuração. A Tabela 2 fornece os valores do fator K_2 utilizados pelo algoritmo.

Tabela 2 - Valores para o fator de correção para o número de correntes - K_2.

Número de correntes	Fator de correção - K_2
Simples	1.0
Dupla	1.7
Tripla	2.5
Quádrupla	3.3

Calculadas a potência de projeto (1) e as potências transmitidas pelas quatro configurações, a corrente mais adequada à transmissão será aquela em que as duas potências estiverem mais próximas.

Para que a especificação se complete resta a determinação do número de elos da corrente. Este é calculado, pela equação (5), abaixo.

$$\frac{L}{p} = \frac{2 \cdot C}{p} + \frac{Z_1 + Z_2}{2} + \frac{(Z_2 - Z_1)^2 \cdot p}{4 \cdot \pi^2 \cdot C} \qquad (5)$$

onde: Z_1 e Z_2 $\Rightarrow$ número de dentes do pinhão e da coroa.

$\frac{L}{p}$ $\Rightarrow$ número de elos da corrente.

C $\Rightarrow$ distância entre centros.

Caso a distância entre centros não seja conhecida, a seguinte recomendação é indicada:

$$30.p \leq C \leq 50.p$$

A distância entre os centros não deve ultrapassar 80.p para evitar uma flecha excessiva e perda de eficiência.

Substituindo-se o valor de C na equação (5), o número de elos da corrente é determinado. A especificação da corrente está completa.

Após a especificação, uma estimativa da vida desta corrente pode ser feita. O ponto essencial é a análise da ordem de grandeza desta vida. Se ela não atender os critérios de projeto, existem parâmetros que podem ser alterados para obtenção de uma alternativa possível.

Os fatores que influenciam a variação da vida de uma corrente são: a carga de tração, o efeito cordal, o desgaste devido ao atrito e os efeitos centrífugos. Baseado nestes conhecimentos, algumas observações podem ser feitas: quanto menor o número de dentes do pinhão e quanto maior a velocidade, mais severa a transmissão e menor a vida da corrente.

A vida de uma corrente é determinada estatisticamente e estimada em 15000 hs, correspondente a uma confiabilidade de 90%. O cálculo da vida e da confiabilidade das correntes é feito da mesma forma que para os rolamentos de rolos, conforme a equação (6).

$$L_{10} = \left(\frac{C}{P}\right)^{\frac{10}{3}} \qquad (6)$$

A equação (7) determina a confiabilidade da corrente para uma vida diferente de L_{10}.

$$R = \exp\left\{\left[\frac{L}{6.97 \cdot L_{10}}\right]^{1.17}\right\} \tag{7}$$

O próximo passo é uma estimativa da eficiência da corrente. Esta eficiência depende, principalmente, dos seguintes fatores:

- atrito nas juntas e articulações,
- atrito entre as placas,
- atrito entre o pinhão e o rolete.

Dobrovolky propõe que o cálculo da eficiência das correntes seja feito da seguinte forma:

$$\eta = \frac{P_m}{P_m + L} \tag{8}$$

$$L = 4.902 \cdot P_m \cdot \mu \cdot \frac{D_{rol}}{D_{pin}} \tag{9}$$

onde: $P_m \Rightarrow$ potência transmitida [kW]
$L \Rightarrow$ perdas por atrito [kW]
$D_{rol} \Rightarrow$ diâmetro do rolete [mm]
$D_{pin} \Rightarrow$ diâmetro do pinhão [mm]
$\eta \Rightarrow$ eficiência da corrente.

$\mu \Rightarrow$ coeficiente de atrito $\begin{cases} \mu_{wet} = 0.005 \\ \mu_{dry} = 0.150 \end{cases}$

Esta eficiência, acoplada à eficiência dos mancais, resultará na eficiência da transmissão.

As principais causas de falha de correntes são:

- alongamento da placa lateral devido à tração,
- alongamento do pino devido à flexão e ao cisalhamento,
- desgaste dos roletes, dos pinos e dos dentes do pinhão,
- cargas dinâmicas e inerciais.

Algumas recomendações se fazem necessárias para o durável e confiável funcionamento da transmissão:

- lubrificação e proteção contra poeira e sujeiras,
- utilização de óleos pouco viscosos,
- limpeza regular das correntes,
- utilização de estiradores para compensar o alongamento,
- utilizar pinhões com número de dentes acima de 17,
- não ultrapassar velocidades acima de 10 m/s, devido às altas cargas provenientes dos efeitos centrífugos.

A seguir será visto como o algoritmo trabalha, os critérios de dimensionamento adotados e suas as limitações.

CARACTERÍSTICAS PRINCIPAIS DO PROGRAMA

O programa desenvolvido chama-se CORRENTES1. Ele foi codificado em Visual Basic, utiliza banco de dados no padrão Access e desenhos importados de outros "softwares". Ele pode ser executado em qualquer equipamento que suporte o ambiente operacional Windows.

Ao ser executado, o programa apresenta uma Tela inicial onde quatro opções de menu são oferecidas ao usuário: Opções, Arquivos, Ajuda e Sair. Esta última permite o retorno ao sistema operacional.

A opção Opções habilita uma nova escolha: Pinhão ou Correntes. Na opção Pinhão, o usuário insere a largura da corrente a ser utilizada e o número de dentes do pinhão. O programa apresenta então todas as características do pinhão recomendada de acordo com os parâmetros dados. Esta tela é apresentada na Figura 3. O programa lê um arquivo e busca os valores mais adequados, com suas respectivas tolerâncias. Nenhum cálculo é executado.

A opção Correntes habilita uma tela que está dividida em três partes:

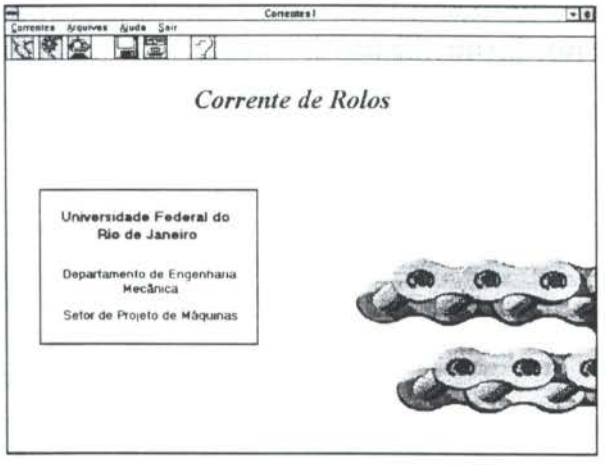


Figura 1 - Tela inicial

Figura 2 - Tela de Dimensionamento e Especificação.

1. A entrada de dados (lado esquerdo), onde o usuário insere os valores necessários para a correta seleção das corrente e aciona o botão "calcular". Se algum valor digitado for considerado inadequado, o programa apresenta mensagens de erro que mostram os problemas da configuração escolhida pelo usuário. Estes problemas são decorrentes das limitações impostas ao programa, que tenta prever as limitações de fabricação e montagem e erros ocasionais do operador.

As limitações do programa são:
- faixa de potências: 0.01 a 550 kW
- faixa de rotações: 10 a 2000 rpm
- máxima relação de transmissão: 1:8
- velocidade máxima de 10 m/s
- número de dentes do pinhão: 11 até 60

As mensagens de erro e advertências são:
- condição de funcionamento imprópria
- tipo de trabalho impróprio,
- distância entre centros acima do limite máximo (80.p)

2. Os resultados da configuração recomendada (lado direito, em cima), onde o usuário obtém os valores para a corrente que melhor se adequa às condições de operação previamente estabelecidas. O critério utilizado para seleção da corrente, baseia-se na potência real mais próxima da potência de projeto. Os resultados são:

- o número, o tipo e o comprimento/número de elos da corrente mais adequada.
- a distância entre centros recomendada.
- as dimensões e as especificações da corrente de acordo com a normalização.
- as características do pinhão e da coroa.
- a eficiência da transmissão.
- a estimativa de vida das correntes.

3. Os resultados de configurações alternativas (lado direito, embaixo). Nesta parte da tela é permitido ao usuário a análise, comparação e verificação de outros resultados, tentativas de melhoramentos e, principalmente, a seleção da corrente, talvez não a mais adequada, mas a possível, quando as recomendações do fabricante não puderem ser seguidas. Este é justamente o objetivo principal do programa: permitir que sejam feitos inúmeros cálculos com rapidez para que se obtenha o melhor conjunto de correntes, para as condições iniciais especificadas.

Na tela Correntes aparecem as três opções de saída permitidas pelo programa; Gravar Arquivo, Imprimir e Sair.

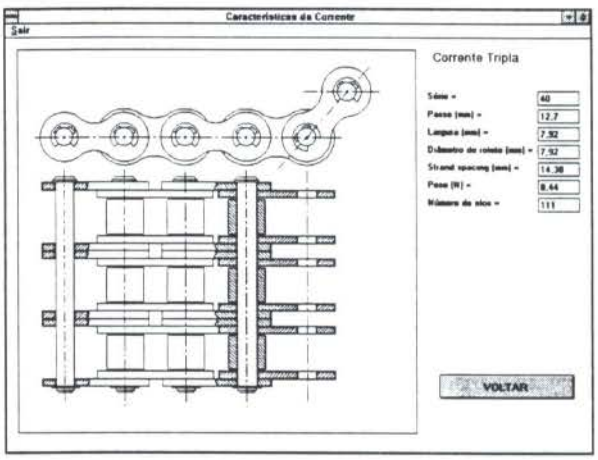


Figura 3 - Tela da opção Correntes

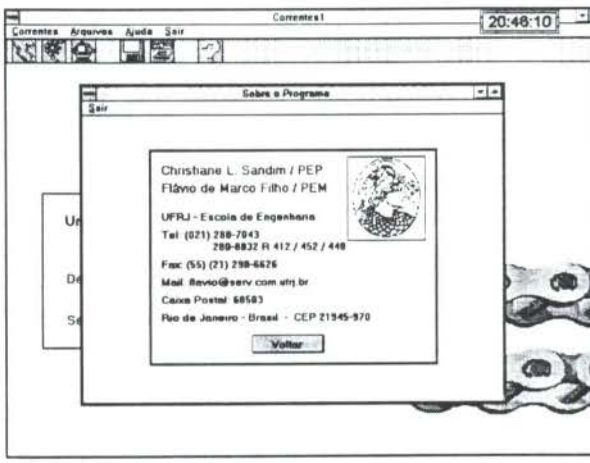


Figura 4 - Tela Ajuda - Informações e Referências

A opção Grávar Arquivo permite que os dados da tela sejam gravados em arquivos denominados Result1.dat, para os resultados relativos a corrente recomendado e Result2.dat, para os resultados relativos a
corrente alternativa, quando escolhida. Estes resultados poderão ser utilizados como entrada de dados para outros dimensionamentos e/ou especificações.

A opção Imprimir permite a impressão da tela Correntes e a opção Sair permite o retorno ao sistema.

A opção Ajuda oferece três opções ao usuário: Utilizando o Programa Correntes, onde o usuário obtém informações sobre a correta utilização do Programa; Informações e Referências, onde estão colocadas as informações sobre os autores e onde conseguir informações e novos produtos e Suporte ao Produto, onde o usuário encontra informações sobre normas e bibliografia sobre correntes de rolos. A Figura 4 mostra uma da telas de Ajuda.

CONCLUSÕES E COMENTÁRIOS FINAIS

O algoritmo desenvolvido determina, com rapidez e exatidão de cálculos, a corrente de los mais adequada a uma transmissão, de acordo com as recomendações do fabricante. etermina, também, as características principais da montagem e realiza uma estimativa da da da corrente escolhida para futura manutenção e previsão de substituição. Determina, nda, a eficiência da transmissão e a carga atuante nos eixos, possibilitando seu posterior mensionamento. Todos os resultados apresentados nos vários testes realizados se mostraram tisfatórios e coerentes com os exemplos encontrados na literatura usual.

O algoritmo gera ainda um arquivo com as informações principais e necessárias para o mensionamento de outros componentes mecânicos e a impressão de um relatório com os dos mais importantes.

O algoritmo foi desenvolvido sempre com a preocupação de torná-lo simples, eficiente, toexplicativo e de fácil compreensão, tudo isto em um ambiente amigável.

Este programa é um sistema especialista do Módulo Elementos de Máquinas, mponente do Sistema Computacional de Projetos, desenvolvido no **LEPAC** - Laboratório e Ensino e Projeto Assistido por Computador - do **DEM/UFRJ**. Outros sistemas pecialistas já foram desenvolvidos ou encontram-se em fase de desenvolvimento, tais como:

molas helicoidais de compressão,
correias trapezoidais,
engrenagens cilíndricas de dentes retos,
chavetas planas, chavetas meia-lua e estrias paralelas,
parafusos de união e transmissão.

O acoplamento destes sistemas especialistas permitirá o desenvolvimento rápido e ficiente de projetos de máquinas.

EFERÊNCIAS

obrovolsky, V., and others, "Machine Elements - A textbook" First edition, Mir Publishers, Ioscow, 1965.

eshetov, D.N., "Machine Design", First edition, Mir Publishers, Moscow, 1978.

uvinal, R.C., "Fundamentals of Machine Components Design", First edition, John Wiley & ons, Singapore, 1983.

potts, M.F., "Design of Machine Elements", 6th edition, Prentice-Hall Inc., 1985.

higley, J.E., "Mechanical Engineering Design", First Metric Edition, McGraw Hill, New ork, 1986

andim, C.L., de Marco, F.F. "Sistemas Especialistas - Especificação de Correias rapezoidas" - Anais do COBEM/CIDIM - 1995, Belo Horizonte, Brasil.

lorma ABNT-PB 479/78 - Correntes de Rolos Industriais Clássicas, 1983

atálogo de Correntes de rolos - Indústrias IBAF - 1992

ADLOG - "Sistema computacional para seleção de rolamentos" - SKF, 1991.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB408

O ENSINO DA CIÊNCIA E ENGENHARIA DE MATERIAIS NOS CURSOS DE GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA / *THE TEACHING OF MATERIALS SCIENCE AND ENGINEERING IN THE MECHANICAL ENGINEERING COURSES*

CÍCERO MURTA DINIZ STARLING, MARIA TERESA PAULINO AGUILAR & PAULO ROBERTO PEREIRA ANDERY
Departamento de Engenharia de Materiais e Construção - Escola de Engenharia da UFMG
R. Espírito Santo, 35 - Belo Horizonte - 30160-030 - Belo Horizonte - MG - E-mail: demc@cce.ufmg.br

Abstract

This work presents general concepts and viewpoints regarding teaching of Materials Science and Engineering for Mechanical Engineering courses. Some trends of the Materials Engineering area are pointed out, focusing aspects like basic programs, compatibility between theoretical and practical approaches, as well as integration of laboratory experiences and lectures. Some experiences of the authors in teaching Materials Science and Engineering are briefly discussed.

Keywords

Materials Science Teaching, Mechanical Engineering Curricula - Ensino de Ciência dos Materiais, Currículo de Engenharia Mecânica

1. INTRODUÇÃO

As contínuas e crescentes alterações na ordem econômica e social, que conta com fatores como as transformações mercadológicas introduzidas pela globalização da economia , ou o impacto das novas tecnologias nos produtos e serviços, têm feito com que a comunidade acadêmica repense ás características que tem de ter a formação dos futuros engenheiros.

Embora o âmbito das discussões seja bastante rico, com posições por vezes contraditórias, algumas tendências tem sido observadas. Uma delas é a preocupação com a modernização dos *curricula* dos cursos de Engenharia, de modo a tornar os futuros profissionais aptos a satisfazerem as expectativas do mercado de trabalho.

Como fruto de inúmeras discussões, viu-se a necessidade de proporcionar aos futuros engenheiros um sólido conhecimento das ciências básicas, bem como o desenvolvimento do espírito de pesquisa e da capacidade de conceber e operar sistemas complexos. (ABENGE, 1990).

Nesse contexto, um conjunto de estudos vem sendo realizados na Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais (EE UFMG), no sentido de modernizar os vários padrões curriculares. O presente trabalho reflete algumas conclusões dos trabalhos que vem sendo conduzidos por professores da área de Ciência e Engenharia dos Materiais (CEM),

particularmente no que diz respeito ao ensino das disciplinas ligadas a essa área nos cursos de graduação em Engenharia Mecânica.

Inicialmente são feitas algumas considerações com relação ao que se acredita ser, em função das tendências mais recentes, o perfil mais adequado de um curso da área de Ciência e Engenharia de Materiais no âmbito dos cursos de Engenharia Mecânica. São discutidos aspectos como nível de abrangência das disciplinas, seu programa básico, e o método de ensino baseado nos estudos dirigidos e na condução de atividades em laboratório. Mencionam-se algumas experiências da EE UFMG, e são brevemente delineadas algumas tendências de ensino nessa área.

2. O PERFIL DE UM CURSO DE CIÊNCIA E ENGENHARIA DE MATERIAIS NOS CURSOS DE GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

O enfoque que um curso de CEM, em nível introdutório, tem de ter, parece ter sido claramente delineado quando as disciplinas dessa área estão voltadas à formação específica de engenheiros de materiais (Padilha, 1996, Shackelford, 1993, Geiger, 1989, Tomasi, 1995, Silva, 1995).

No caso dos cursos de graduação em Engenharia Mecânica, nos quais as disciplinas da área de CEM tem um caráter tipicamente subsidiário, o perfil dos cursos e, conseqüentemente, os programas das disciplinas, variam consideravelmente no âmbito das instituições de ensino superior. Essa variação estende-se também às cargas horárias dedicadas a essas disciplinas, bem como a sua inserção na grade curricular.

Esse fato deve ser, de per si, um incentivo às discussões em torno do perfil que tem de ter um curso de CEM para futuros engenheiros mecânicos. As discussões internas conduzidas na EE UFMG, e as conseqüentes alterações que vem sendo introduzidas nos programas dos cursos e na condução de atividades didáticas, apontam para a definição de um curso cujas características básicas são brevemente delineadas a seguir

(a) O objetivo principal dos cursos de CEM deve ser proporcionar aos alunos um conjunto de conhecimentos que possibilitem a correlação entre a estrutura dos materiais - com ênfase dada a caracterização microestrutural -, bem como as formas de processamento, com as suas propriedades e aplicações. Com base nisso, conclui-se que os cursos da área tem de ter um enfoque mais científico que tecnológico. Um curso de CEM deve formar engenheiros que saibam entender o efeito do processamento na estrutura dos materiais, e vice-versa (Geiger, 1989). Sem esse enfoque, os futuros de engenheiros, no que diz respeito ao emprego de materiais para a construção mecânica, converteriam-se em meros técnicos, eventualmente portadores de um sofisticado banco de dados. Aspectos tecnológicos e a descrição de formas de processamento, embora importantes, teriam um caráter secundário, até porque normalmente são abordados em disciplinas correlatas a área de CEM.

(b) Deve ser dada ênfase à caracterização das propriedades mecânicas dos materiais, e sua relação com as transformações microestruturais resultantes do processamento termo-mecânico.

(c) Durante os cursos, devem ser estabelecidas relações entre as classes de materiais, reforçando a interdisciplinaridade típica da área de CEM (Silva, 1989, Oare, 1992), em contraposição a apresentação individualizada dos tipos de materiais, o que é prática comum de ensino.

Nesse sentido, as discussões conduzidas na EE UFMG caminham no sentido de reforçar posturas mais recentes que enfocam o ensino da CEM com uma visão fundamentalmente holística. Do ponto de vista científico, uma visão isolada dos tipos de materiais não leva em

conta que aspectos estruturais e fenomenológicos, tais como a termodinâmica das reações, os fundamentos cristalográficos, as imperfeições nas estruturas cristalinas ou aspectos cinéticos das transformações de fase tem muito em comum em praticamente todos os grupos de materiais (Padilha, 1996).

Uma visão isolada de cada classe de materiais não fornecerá a necessária visão geral, indispensável para a condução de atividades de seleção de materiais voltados a aplicações específicas.

Por outro lado, em função do destaque que os materiais metálicos tem para o engenheiro mecânico, em termos de aplicações no projeto, fabricação e manutenção de componentes e sistemas, exige-se das disciplinas da área de CEM uma atenção especial à caracterização da estrutura e propriedades dos materiais metálicos, e em particular dos materiais ferrosos.

(d) As disciplinas da área de CEM devem, do ponto de vista didático, vincular aspectos práticos, abordados e discutidos nas aulas de laboratório, aos conhecimentos teóricos introduzidos nas aulas normalmente expositivas. Essa postura exige que as aulas de laboratório mereçam especial destaque, em contraposição a idéia, em algumas situações ainda vigente, de que tais aulas tem um caráter simplesmente complementar e acessório.

Assim, por exemplo, o estudo dos diversos ensaios mecânicos de materiais metálicos, realizado em aulas de laboratório, ressalta, mais do que a própria técnica de ensaio ou a normatização a ela correspondente, os fenômenos mecânicos e metalúrgicos envolvidos.

A título de ilustração, a realização de ensaios de tração pode dar margem a discussão de aspectos como:

- deformação plástica de materiais metálicos
- a determinação de critérios de escoamento, sob o ponto de vista da mecânica dos materiais
- a correlação entre microestrutura e propriedades mecânicas, como por exemplo a influência da forma e tamanho de grão nas ductilidade e resistência mecânica de um aço
- a análise da influência da temperatura nas propriedades mecânicas.

Sob esse ponto de vista, as aulas práticas não teriam como objetivo primordial destacar técnicas ou métodos de avaliação de propriedades mecânicas, mas seriam como que um "fio condutor " para que, a partir da análise desses métodos, discutam-se aspectos relacionados com a influência da estrutura e do processamento nessas propriedades.

(e) Os programas de ensino na área de CEM devem ter também um enfoque voltado ao aprendizado de técnicas de seleção de materiais, considerando as diversas aplicações, e não cada tipo de material (metálico, polimérico, cerâmico, composto ou compósito) considerado isoladamente. Sugere-se que sejam abordados aspectos como:

- critérios de seleção baseados nas propriedades dos materiais, bem como a evolução dessas propriedades com a forma de processamento;
- critérios de seleção baseados na análise de valor e custos, compreendendo uma introdução a conceitos de engenharia de valor;
- critérios de seleção baseados no impacto ambiental dos materiais, e suas formas de reprocessamento e reciclagem
- critérios de seleção baseados na confiabilidade e rastreabilidade dos materiais, em concordância com os requisitos nas normas ISO 9001 e 9002.
- compatibilização entre seleção do material e projeto do produto, projeto do processo de fabricação e normatização aplicável a cada caso.

(f) Deve ser dada ênfase à utilização de métodos didáticos alternativos às aulas expositivas, e em especial o recurso a estudos dirigidos, seminários e condução de trabalhos práticos em laboratório, nos moldes de uma iniciação à pesquisa.

(g) Por fim, destaca-se a necessidade de coadunar a formação básica e introdutória na rea de CEM com as disciplinas de caráter tecnológico ou científico do ciclo profissionalizante".

Ocorre que, em não poucos casos, as disciplinas da área de CEM são ministradas nos quatro primeiros semestres dos cursos de engenharia mecânica, período no qual concentra-se formação básica dos alunos. Já as matérias de caráter mais técnico são ministradas nos emestres subseqüentes, o que dificulta ao aluno ver a aplicação dos conhecimentos obtidos a área de CEM nas diversas áreas de atuação do engenheiro mecânico. A isso se soma o fato le que, nas instituições de ensino superior onde vários departamentos contribuem para a ormação da grade curricular, os professores da área de CEM normalmente pertencem a grupos de trabalho distintos dos professores responsáveis pelas matérias consideradas profissionalizantes", o que dificulta a interação entre as atividades de ensino e pesquisa.

Em função dessas questões de ordem prática, pode ocorrer uma falta de coordenação ntre os conteúdos das disciplinas da área de materiais e as disciplinas técnicas. Como onseqüência, em algumas situações os professores da área de CEM "esquecem-se" que estão ormando engenheiros mecânicos, e não engenheiros de materiais. Por outro lado, os rofessores das matérias tidas como técnicas ou tecnológicas algumas vezes vêem a área de EM como demasiadamente "científica", ou somente recorrem a ela para a obtenção de nformações técnicas necessárias a condução das suas atividades.

Necessário é, portanto, que os professores da área de CEM tenham em mente que estão ormando profissionais que, em sua maioria, atuarão na área de produção, manutenção e ssistência técnica. Conseqüentemente, devem ressaltar aspectos que ilustrem a aplicação dos onhecimentos da sua área nessas atividades. E, por outro lado, os professores do "ciclo rofissionalizante" devem destacar, nas atividades de projeto, dimensionamento, fabricação, anutenção, etc., a importância dos conceitos ligados a CEM.

3. ALGUNS ASPECTOS DA EXPERIÊNCIA DA EE UFMG

No caso particular da EE UFMG, a área de CEM no curso de graduação em Engenharia Mecânica compreende duas disciplinas: "Ciência dos Materiais", com uma carga horária de 90 horas semestrais, e "Materiais para a Construção Mecânica", que conta com 60 horas semestrais. Ambas as disciplinas envolvem aulas teóricas e atividades práticas em laboratório, e são tratadas como sendo um único "bloco" de conhecimentos, ou seja, as duas disciplinas formam uma unidade, sob uma mesma coordenação. As disciplinas são ministradas no segundo e terceiro período do curso, quando os alunos encontram-se no chamado ciclo básico.

Em forma resumida, os principais tópicos abordados nessas disciplinas são os seguintes:

1. Introdução a Ciência e Engenharia de Materiais. Objeto de estudo. Caráter multidisciplinar da área. Importância dos conhecimentos de CEM para o Engenheiro Mecânico. Exemplos e aplicações práticas. Tipos de propriedades.

2. Classes de materiais: materiais metálicos, cerâmicos, polímeros, materiais compostos. Exemplos de aplicação. Linhas de pesquisa na área de CEM.

3. Estrutura eletrônica dos materiais

4. Interações atômicas.

5. Sólidos cristalinos. Estrutura cristalina dos materiais. Estrutura cristalina dos materiais metálicos. Cerâmicas cristalinas. Particularidades relativas a polímeros.

6. Sólidos não cristalinos. Formação e estrutura dos materiais vítreos. Polímeros Amorfos.

7. Relação entre estrutura, propriedades e processamento dos materiais. Aplicações dos conceitos anteriores às classes de materiais.

8. Imperfeições na estrutura cristalina. Lacunas. Deslocações. Aplicação aos tipos de materiais.

9. Deformação plástica (com ênfase na caracterização da deformação plástica de materiais metálicos).

10. Caracterização das propriedades mecânicas

11. Relação entre microestrutura, processamento e propriedades mecânicas.

12. Ensaios mecânicos dos materiais metálicos. Discussão dos fenômenos mecânicos e metalúrgicos envolvidos no estudo das propriedades ligadas a cada ensaio.

13. Noções básicas de termodinâmica.

14. Noções básicas de difusão e reações difusionais

15. Mudanças de fase por nucleação e crescimento.

16. Formação de soluções sólidas difusionais

17. Estudo dos diagramas de fase.

18. Aplicação do estudo dos diagramas de fase ao caso dos aços. Diagrama Fe-C.

19. Obtenção e produção dos produtos siderúrgicos. Estudo dos materiais ferrosos: aços e ferros fundidos

20. Transformações fora do equilíbrio

21. Aplicação das transformações fora do equilíbrio ao caso dos aços.

22. Conceitos básicos ligados a tratamentos térmicos dos aços

23. Análise macro e micro estrutural. Aplicação das técnicas de metalografia

24. Materiais metálicos não ferrosos e ligas metálicas.

25. Fundamentos de materiais cerâmicos

26. Fundamentos de materiais poliméricos

27. Tópicos de seleção de materiais (de acordo com as diretrizes especificadas na seção 2 acima).

28. Materiais para as distintas aplicações

29. Conceitos básicos de corrosão e deterioração dos materiais

30. Reciclagem e reaproveitamento dos materiais.

31. Seleção dos materiais do ponto de vista da Gerência da Qualidade Total. Rastreabilidade e confiabilidade.

Para ministrar o extenso conjunto de tópicos descritos acima, especial destaque tem sido dado a formas "não convencionais" de ensino. Assim, os alunos são incentivados a apresentarem seminários sobre temas diretamente ligados aos tópicos do programa, e que não são abordados sob a forma de aulas expositivas. Por outro lado, a localização geográfica da EE UFMG, situada próxima a um polo siderúrgico, facilita a realização de visitas técnicas em empresas siderúrgicas e de transformação mecânica, precedidas por seminários específicos conduzidos pelos docentes ou alunos. Através da visita a uma plana industrial, como por exemplo de uma siderúrgica, os alunos tem a oportunidade de acompanharem, em escala real, todas as etapas de fabricação e processamento de um aço. Por representar um primeiro contato com a indústria, esta atividade torna-se bastante participativa e desperta grande interesse, motivando os alunos para posteriores discussões e questionamentos.

Nas atividades de laboratório, em um primeiro momento os alunos aprendem e familiarizam-se com as técnicas relativas a determinação de propriedades mecânicas (através do estudo de ensaios mecânicos e dos tópicos teóricos ligados a obtenção e interpretação de propriedades mecânicas), bem como as técnicas de caracterização microestrutural.

Em cada disciplina, é proposta a realização de um trabalho prático, nos moldes de uma pequena iniciação científica. Os alunos, divididos em grupos, recebem um material, e,

lizando-se dos conhecimentos teóricos e dos recursos laboratoriais disponíveis, procuram abelecer correlações entre a microestrutura e as propriedades mecânicas, propondo licações específicas para o material em questão. Os alunos são orientados a estabelecerem plano de trabalho, que envolve, por exemplo, a identificação do material, a realização de tamentos térmicos, bem como ensaios mecânicos e metalográficos. O nível de motivação s alunos tem levado a excelentes resultados. Constata-se também que essa atividade prática rmite a discussão de aspectos técnicos em um nível que dificilmente seria alcançado em a de aula. A título de ilustração, alguns pontos discutidos são, por exemplo:

- critérios para estabelecer parâmetros como tempo e temperatura de tratamentos térmicos
- informações que podem ser obtidas a partir de consultas às curvas de resfriamento ntínuo e isotérmico de aços
- critérios para definir os tratamentos térmicos mais adequados a uma liga em função de a aplicação
- discussão para a realização de ensaios mecânicos em polímeros
- motivos que levam a possíveis discrepâncias entre os resultados obtidos e dados da eratura
- estabelecimento de critérios para projeto e análise de experimentos.

Na apresentação dos trabalhos, os alunos tem a oportunidade de promoverem uma rica oca de experiências, analisando e criticando os resultados obtidos pelos colegas. Os sultados obtidos também são confrontados com bancos de dados informatizados e com oftwares" específicos utilizados para a seleção de materiais.

Um obstáculo à condução das atividades didáticas e ao aprendizado é o fato de que, a emplo da EE UFMG, na maioria das instituições os cursos de CEM são ministrados nos imeiros semestres. Nessa etapa, além de carecerem de uma visão suficientemente ampla do rso para poderem correlacionar os conhecimentos obtidos na área de ciência dos materiais m os adquiridos em disciplinas de caráter mais tecnológico, os alunos tem apresentado um o nível de imaturidade, que sem dúvida prejudica seu desempenho.

Associa-se a isso o fato de que os alunos vem do segundo grau com uma visão masiadamente teórica dos problemas físicos, quase sempre elementares, e vistos de maneira mplificada. A maioria dos alunos, na primeira etapa de seu curso universitário, tem uma ande dificuldade de ver os fenômenos físicos sob a óptica da engenharia.

Uma solução para o problema só poderá ser concebida no âmbito de uma ampla revisão s curricula dos cursos de engenharia mecânica.

CONCLUSÕES

Acompanhando tendências mais recentes, o ensino da Ciência e Engenharia dos Materiais s cursos de graduação em engenharia mecânica deve ter um enfoque predominantemente entífico, dando ao estudante subsídios para que possa relacionar a estrutura e o ocessamento dos materiais com as suas propriedades, especialmente as propriedades ecânicas.

Sob essa óptica, um curso de CEM deve dar uma abordagem holística ao tratamento dos versos tipos de materiais, e o modelo tradicional de ensino, que estuda cada material paradamente, é deixado de lado.

Deve ser dada ênfase à condução de atividades práticas de laboratório, que sirvam como trutura de suporte a fixação e ampliação de conceitos vistos em sala de aula. Na EE UFMG m dado excelentes resultados a condução de atividades de laboratório nos moldes de uma equena iniciação científica.

Destaca-se ainda a necessidade de serem estabelecidas formas de interação entre as disciplinas da área de CEM e as disciplinas de caráter mais tecnológico do curso de Engenharia Mecânica.

5. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Associação Brasileira de Normas Técnicas. *Perfil do Engenheiro do Século XXI.* Versão 2. Brasília, 1993.

Geiger, H. Preparing the Entry-level Materials Professional in the 1990s. *JOM*, pp. 32-33, 1989.

Oare, G.A. Materials Education, in SILVA, J.R., Materials: Science and Technology. *Anais do 38º Congresso Brasileiro de Cerâmica,* pp. 2-25, Blumenau, 1994.

Padilha, A.F. A Ciência dos Materiais Existe e é Única. *Revista Metalurgia e Materiais, ABM,* pp. 546, 1996.

Shackelford, J. Fronteiras e Desafios para a Ciência e Engenharia de Materiais. *Revista Metalurgia e Materiais*, ABM, vol. 49, pp. 48-53, 1993.

Silva, J.R. Proposta de Mini-Reforma Curricular do Curso de Graduação em Engenharia de Materiais da UFSCar. *Anais do Simpósio sobre Engenharia de Materiais,* pp. 27-31, São Carlos, 1995.

Silva, J.R. Materials: Science and Technology. *Anais do 38º Congresso Brasileiro de Cerâmica,* pp. 2-25, Blumenau, 1994.

Tomasi, R. Reformulação do Currículo de Engenharia de Materiais na UFSCar. *Anais do Simpósio sobre Engenharia de Materiais,* pp. 13-19, São Carlos, 1995.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB424

AMBIENTE INTEGRADO PARA TREINAMENTO EM CONTROLE DE SISTEMAS DINÂMICOS A EVENTOS DISCRETOS / *INTEGRATED ENVIRONMENT FOR TRAINING ON CONTROL OF DISCRETE EVENT DYNAMIC SYSTEMS*

CRISTINA TOSHIE MOTOHASHI M. & PAULO EIGI MIYAGI
Departamento de Engenharia Mecânica/Mecatrônica, Escola Politécnica da USP
CEP:05508-900, São Paulo, SP, Brasil - E-mail: cristm@usp.br pemiyagi@usp.br

Abstract

In academic environment, generally, dynamic systems are approached from the point of view of continuos variable dynamic systems (CVDS). Only in very special cases, the other class of dynamic systems, i.e., discrete event dynamic systems (DEDS) are considered. However, most of the large-scaled and complex man-made systems requires control systems based on the concept of DEDS. One of the problem is the lack of an effective tool for assimilation of fundamental concepts involved in DEDS. Without a practical experience it is very difficult to understand the idea of "events", "conditions", "control object", "control realization device", etc. The existing didactic simulators and systems with programmable controllers are very limited to this goal because of their particularities. These tools do not consider a methodology for design of whole control systems neither a general technique to describe the control strategies. Therefore, we introduce an Integrated Environment for teaching and training of control systems for DEDS. The case of a manufacturing cell is used to exemplify the task of validation of control strategies developed in a systematic approach based on Production Flow Schema/Mark Flow Graph (PFS/MFG) technique.

Keywords

Discrete event dynamic systems, control system design, computer aided training system, PFS/MFG Methodology
Sistemas dinâmicos a eventos discretos, projeto de sistemas de controle, ferramenta para treinamento auxiliado por computador, metodologia MFG/PFS.

1. INTRODUÇÃO

Um Sistema Dinâmico a Eventos Discretos (SED) pode ser definido como um sistema dinâmico cujas transições de estado são função da ocorrência de eventos discretos. Nestes sistemas, o controle é a sua condução através de uma seqüência de estados desejados que é expressa por um algoritmo de controle. Sistemas dessa natureza não podem ter seu comportamento dinâmico expresso satisfatoriamente por meio de equações diferenciais como ocorre nos Sistemas de Variáveis Contínuas (SVC), exigindo teorias e técnicas adequadas para o seu estudo (Ho, 1989; Cao, 1990; Cassandras, 1990).

Atualmente, para fins de treinamento prático, são utlizados os simuladores de sistemas específicos, onde é difícil para os interessados distingüir conceitos como "modelo do objeto de controle", "algoritmo de controle", "dispositivo de realização de controle, etc. além de princípios básicos como "eventos" e "condições". Existem evidentemente muitas ferramentas didáticas de controle de SVC, mas infelizmente não são utilizáveis para SED. Existem tentativas para utilização de controladores lógicos progamáveis (PLC), mas eles têm uma

3176

linguagem de programação específica e diferente para cada controlador, portanto podem dificultar a assimilação de conceitos genéricos envolvidos no controle de SED.

De fato, ainda não existem ferramentas satisfatórias para fins didáticos sobre conceitos de SED, nem ferramentas para treinamento em técnicas de controle de SED ou ferramentas de avaliação de estratégias de controle de SED. Assim procuramos desenvolver ferramentas didáticas e de treinamento, que tenham embasamento teórico sólido e que possam ser utilizadas para qualquer aplicação de SED.

O estudo de SED e seu controle envolve: estudo das técnicas de modelagem, estudo de metodologias de "design"[1], estudo de estratégias de controle, etc. E neste contexto, uma das técnicas que tem comprovado ser eficiente em modelagem e controle de SED, principalmente em sistemas produtivos, é o PFS/MFG (Hasegawa, 1988; Miyagi, 1988; Miyagi, 1997).

Este trabalho apresenta um Sistema Integrado desenvolvido para o treinamento em controle de SED e a sua utilização para o desenvolvimento de um sistema de controle de célula de manufatura, onde é aplicada a Metodologia PFS/MFG.

A Figura 1 ilustra a estrutura básica do sistema de controle de SED utilizada para o desenvolvimento de um Ambiente Integrado para treinamento em controle de SED.

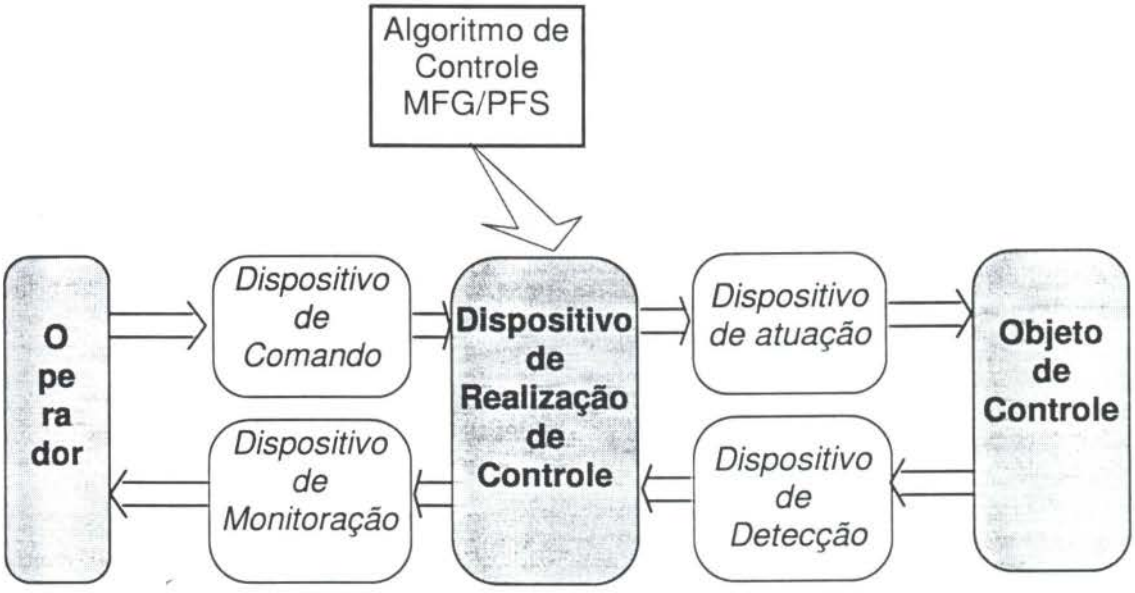


Figura 1: Estrutura do Sistema de Controle de SED.

[1] O termo "design" é utilizado por não se identificar um termo em português que expresse o conjunto dos conceitos de plano, projeto, desenho, esboço, intenção e desígnio.

2. METODOLOGIA DE "DESIGN" DE SISTEMAS DE CONTROLE E A METODOLOGIA PFS/MFG

A adoção de uma metodologia de "design"[1] adequada influencia diretamente nos resultados do projeto. De acordo com as metodologias tradicionais de um projeto de engenharia, devidamente interpretado para o caso do projeto de sistema de controle de um SED, o projeto e desenvolvimento de um sistema de controle pode ser dividido em: Análise de necessidade, Definição das necessidades, Projeto do sistema de controle, Projeto do software de controle, desenvolvimento do software, Teste, Operação e Manutenção (Miyagi, 1996).

A metodologia estabelece uma forma organizada e efetiva de conduzir sistematicamente as várias atividades das etapas acima mencionadas, incluindo aspectos de facilidade de gerenciamento do projeto, padronização de recursos, otimização de ferramentas utilizadas e documentação.

A Metodologia PFS/MFG para Modelagem de SED (Hasegawa, 1988; Miyagi, 1988; Miyagi, 1997) incorpora estas características, aliando conceitos de modularização e reutilização, que possibilitam um projeto estruturado, especificação detalhada dos procedimentos de controle, procedimentos de monitoração, análise e desempenho, etc. A Figura 2 ilustra os principais passos da metodologia de desenvolvimento do algoritmo de controle em PFS/MFG.

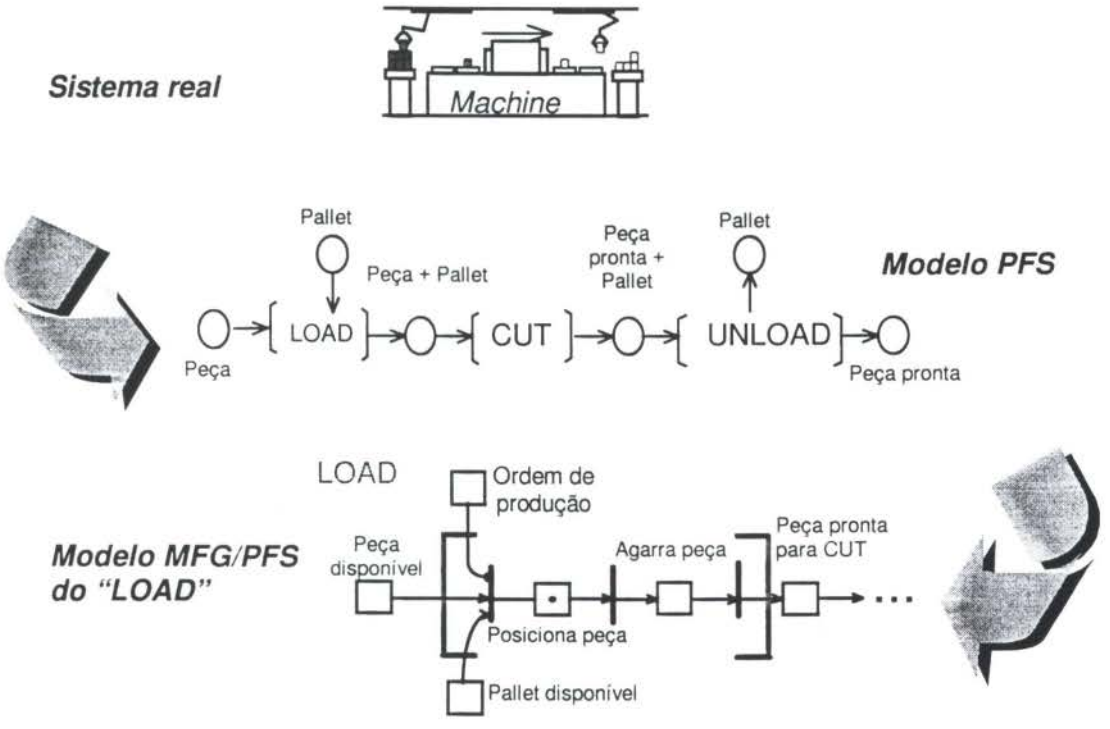


Figura 2 : Exemplo de PFS/MFG.

3. AMBIENTE INTEGRADO PARA TREINAMENTO

O Ambiente Integrado reúne ferramentas computacionais para o "design" de sistemas de controle de SED baseados na Metodologia PFS/MFG. São três os grupos de ferramentas (módulos de software: Controlador, Simulador do objeto de controle, Driver de interface com equipamentos.

O Ambiente Integrado funciona em dois modos distintos de operação:

1) Modo Testes: Controlador + Simulador do objeto de controle

2) Modo Operação: Controlador + Drivers de interface + objeto real (equipamentos)

No Modo Teste, testa-se por simulação a validade do algoritmo de controle (desenvolvido em PFS/MFG), observando o comportamemto dinâmico do sistema controlado. A vantagem deste Ambiente Integrado, que separa o controlador (que executa o algoritmo de controle) do simulador é a completa desvinculação entre o dispositivo de realização de controle e o modelo do objeto de controle.

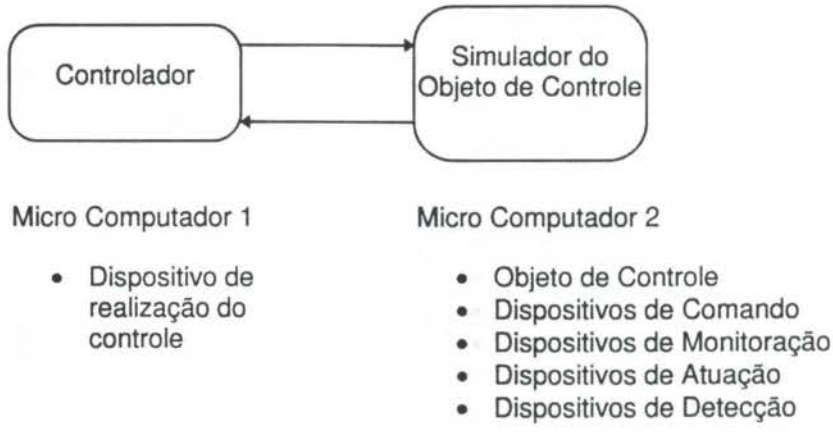


Figura 3: Treinamento no Modo Teste.

No Modo Operação, os sinais do controlador são manipulados e interpretados pelos Drivers de interface para envio de comandos e recepção de sinais dos equipamentos como robôs industriais, máquinas CNC, etc.

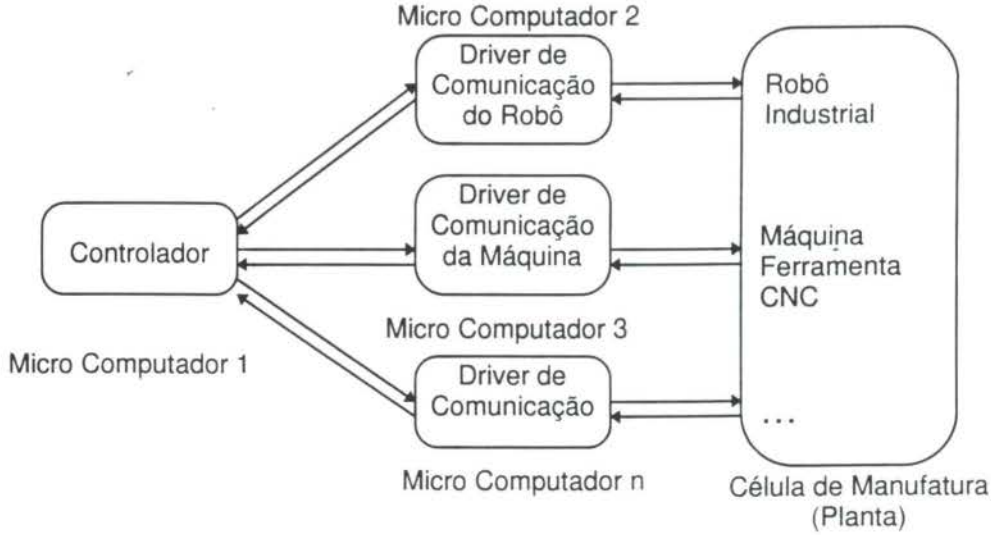


Figura 4: Treinamento no Modo Operação.

3.1 Controlador

O algoritmo de controle (um arquivo texto, com o algoritmo descrito em lingugem PFS/MFG), previamente escrito, é carregado no Controlador. O Controlador compila o algoritmo para uma base de dados interna. Quando ativado, o Controlador emite comandos de controle e recebe sinais de detecção provenientes de dispositivos externos, segundo a lógica do algoritmo de controle. No Modo Teste, o Controlador estará conectado ao simulador do objeto de controle. No Modo Operação, o Controlador estará conectado ao sistema real a ser controlado (planta) através de Drivers que interfaceiam os sinais do controlador e da planta.

3.2 Simulador

Para cada objeto de controle é desenvolvido um simulador (não necessariamente descrito em MFG). Assim, para analisar técnicas de gerenciamento de elevadores, foi desenvolvido anteriormente um simulador de conjunto de elevadores (Kagohara, 1995). Para avaliar o desempenho de uma célula de manufatura desenvolveu-se um simulador de célula. É importante ressaltar que o simulador é essencialmente um modelo passivo do objeto de controle sendo sua natureza a de uma entidade que apenas reage aos comandos do controlador e do operador.

O simulador recebe comandos externos (comandos do controlador ou intervenção manual do operador) e muda o seu estado interno, atualizando "flags" deste novo estado que são devidamente traduzidos (sinais de detecção). Assim, o simulador indica ao usuário/operador o estado do sistema, ressaltando aspectos importantes (sinais de monitoração) do sistema.

O simulador possui ainda um monitor para visualizar o comportamento dinâmico do sistema. O monitor procura explorar os recursos gráficos, com aspecto visual semelhante ao sistema real, para facilitar a observação de parâmetros e variáveis importantes.

O Simulador também realiza a coleta de dados (valores históricos, valores instantâneos) dos parâmetros do sistema para posterior análise.

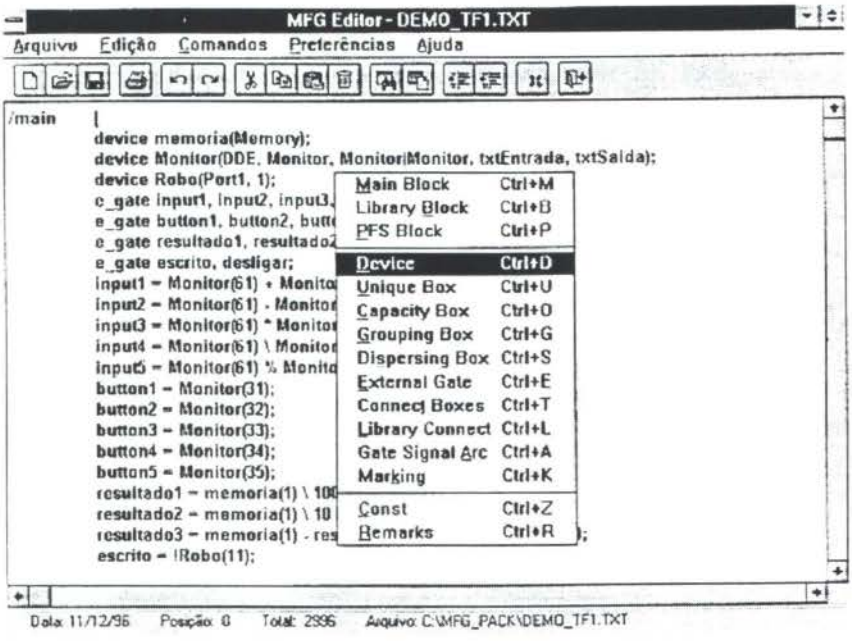


Figura 5: Exemplo de algoritmo de controle em MFG.

3.3 Drivers de Interface

Os sinais de comando gerados pelo controlador podem ou não estar num nivel compreensível do dispositivo controlado (equipamentos, máquinas, etc). Além disto, existem as peculialidades dos protocolos de comunicação de cada dispositivo. Os Drivers de interface implementam a comunicação entre o controlador e o dispositivo, traduzindo os comandos do controlador para o "comand set" específico do dispositivo e mapeando os sinais enviados pelo dispositivo para os sinais de detecção requisitados pelo controlador. Assim, assegura-se a reutilização dos algoritomos de controle, apenas trocando-se as bibliotecas de tradução de comandos e protocolos dos Drivers.

Por exemplo, no caso do Driver de interface do robô IRB-6 da ABB, este driver interfaceia o controlador da célula com o controlador do robô, através de comunicação serial, nos dois sentidos: traduz os comandos emitidos pelo controlador para o "comand set", específico do robô utilizado, e mapeia os sinais emitidos pelo robô para os sinais de detecção requisitados pelo controlador. O protocolo utilizado no envio e recepção de dados entre o driver e o controlador do robô é o especificado pela ABB (ASEA).

4. EXEMPLO DE UTILIZAÇÃO: CONTROLE DE CÉLULA DE MANUFATURA

Apresenta-se a seguir uma experiência de treinamento em controle de célula de manufatura, utilizando-se o Ambiente Integrado, sempre baseado na Metodologia PFS/MFG.

O objeto de controle é a Célula Flexível de Manufatura instalada no Laboratório de Automação e Sistemas do Departamento, composta por um torno DNC, uma fresa CNC, um robô manipulador, uma mesa de medição CNC e um AGV para transporte do material da célula. Estes elementos conectam-se com o controlador da célula através dos Drivers de interface e uma comunicação serial.

O Ambiente Integrado foi utilizado principalmente nas fases de teste do sistema de controle e na operação (start-up) do sistema.

4.1 Teste e Validação do Algoritmo de Controle

Utilizando o Ambiente Integrado no modo teste, isto é, controlador acoplado ao simulador, testou-se o algoritmo de controle. Este algoritmo de controle, é escrito na linguagem PFS/MFG, que implementa o intertravamento entre máquinas para a operação correta, a seqüência de processos para um dado mix de produção, o tratamento de anomalias e exceções, etc. Todos os procedimentos são simulados e o algoritmo de controle é avaliado de acordo com critérios de desempenho especificados pelo usuário.

4.2 Operação da Célula

Utilizando o Ambiente Integrado no modo operação, isto é, o controlador conectado aos equipamentos da célula através de seus respectivos Drivers, realiza-se inicialmente um teste funcional de operação passo-a-passo do sistema. Uma vez que este procedimento é realizado e nenhum problema for identificado, pode-se realizar o start-up da célula.

Dentre as máquinas existentes (disponíveis) na célula real (objeto de controle), apenas o robô industrial possui um elevado grau de versatilidade que resulta numa grande interação com o controlador. As outras máquinas possuem um grau de versatilidade menor, envolvendo apenas o down-load de programas ou sinais equivalentes a "on/off". Assim, os esforços nesta etapa foram concentrados apenas no Driver de interface do robô.

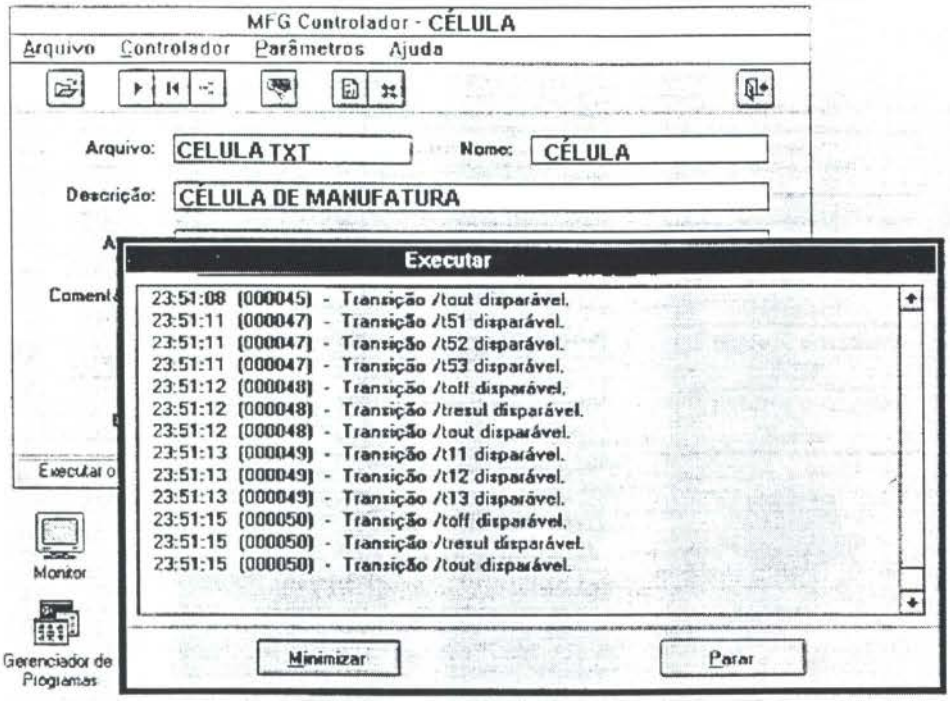


Figura 6: Uma tela do Controlador em execução.

5. OBSERVAÇÕES FINAIS

Foi apresentado o Ambiente Integrado para treinamento em controle de SED que é utilizado para a assimilação dos conceitos relacionados a SED. Este sistema permite também analisar através de simulação diferentes estratégias de controle, sendo assim uma ferramenta para a validação do algoritmo de controle também.

O Ambiente Integrado desenvolvido opera sobre microcomputadores padrão IBM-PC com Windows. Considerando-se as necessidades de um sistema de controle real, esta não é uma plataforma adequada para controladores, em relação à robustez e confiabilidade do sistema. No entanto, apresenta resultados eficazes na compreensão e treinamento em controle de SED.

O algoritmo de controle pode ser gerado textualmente (num editor de texto) ou graficamente (num editor gráfico de PFS/MFG). Em ambos os casos,recomenda-se a utilização de ferramentas de geração de algoritmos, com funções além das de um simples editor. Isto é, ferramentas computadorizadas, de auxílio ao projeto de controle, que direcionam o projetista a cometer menos erros, através de verificações e sugestões de algumas técnicas de controle.

Dentro deste enfoque de Ambiente Integrado, pretende-se desenvolver outros simuladores de objeto de controle e drivers de comunicação para os dispositivos, a fim de ilustrar diversas áreas de aplicação (comercial, serviços, tráfego, etc) além da manufatura. Estes simuladores não precisam ser obrigatoriamente baseados em redes de Petri; no entanto, como são simuladores de SED, a metodologia PFS/MFG é a indicada para o desenvolvimento de tais simuladores, principalmente quando se trata de sistemas produtivos onde a sua eficácia é comprovada.

6. AGRADECIMENTOS

Ao CNPq, FAPESP e CAPES que financiaram parcialmente a realização do trabalho e aos engenheiros Marcos E.L. Meneguzzi, Ériko R. Bagatim (ABB) e Afonso Sugiyama (IBM) que participaram da equipe que implementou e testou o Ambiente Integrado para treinamento.

7. REFERÊNCIAS

ASEA ROBOTICS; *Assynchronous Communications for Computer Link - ASEA Robot Application Protocol.*

CAO, X.R., HO, Y. C.; Models of Discrete Event Dynamics Systems, *IEEE Control Systems Magazine*, vol.10 , nº 10, pg. 69-76, 1990.

CASSANDRAS, C.G.; RAMADGE, R.J.; Towards a Control Theory for Discrete Event Systems, *IEEE Control Systems Magazine*, vol. 10, nº 4, pg.66-68, 1990.

HASEGAWA, K.; TAKAHASHI, K.; MIYAGI, P.E.; Application of the Mark Flow Graph to Represent Discrete Event Production Systems and System Control, *Transactions of the Society of Instrument and Control Engineers*, vol.24, nº 1, pg. 69-75, 1988.

HO, Y.C.; Dynamics of Discrete Event Dynamic Systems, *Proceedings of IEEE*, vol. 77, nº 1, pp 3-6, 1989.

KAGOHARA, M.Y.; MOTOHASHI, C.T.; TSUGAWA, M.F. MIYAGI, P.E.; Ferramenta para Treinamento em Controle de Sistemas Dinâmicos a Eventos Discretos, *Anais do XIII Congresso Nacional de Engenharia Mecânica,* ABCM, CD-ROM, Belo Horizonte, MG, 1995.

MIYAGI, P.E., *Controle Programável*, Ed. Edgard Blücher, 1996.

MIYAGI, P.E.; ARATA, M.A.; MOSCATO, L.A.; Application od PFS Model (Production Flow Schema) Based Analysis of Manufacturing Systems for Performance Assessment, *Revista Brasileira de Ciências Mecânicas*, ABCM, vol.19, nº 1, pg. 58-71, 1997.

MIYAGI, P.E.; HASEGAWA, K.; TAKAHASHI, K.; A Programming Language for Discrete Event Production Systems Based on Production Flow Schema and Mark Flow Graph, , *Transactions of the Society of Society of Instrument and Control Engineers*, vol.24, nº 2, pg. 183-190, 1988.

UNESP
COBEM
97

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB446

USO DA SIMULAÇÃO NO ENSINO DE ENGENHARIA / *USE OF SIMULATION FOR ENGINEERING TEACHING*

ELÍDIO DE CARVALHO LOBÃO, ARTHUR JOSÉ VIEIRA PORTO
Departamento de Eng. Mecânica, Escola de Engenharia de São Carlos - EESC/USP
Caixa Postal 359, CEP 13560 - 970, São Carlos/SP, Brasil

Abstract

The economic globalization brings a dramatic increase in the competition among companies. It emerges hen the necessity to search higher competitive levels with the remodelling of the productive systems (with the ubstitution of obsolete equipment and acquisition of more labour qualification). These two factors are deeply orrelated since new equipment is more complex, and handles a larger number of variables, demanding then, nore qualified labour. This requered qualification of labour demands news methods of teaching and training to extend the escope of traditional methods, and simulation arises as a powerful tool for this goal. It allows the nowledge transmission in a richer and more interactive manner than expositive methods, with reduced cost when ompared with real systems. It also prevents people and equipment from being exposed to some risks that ormally are present at learning stage. This works aims at standing out the possibilities of improvement of the eaching process in engineering within academic and industrial environment using of simulation resources. Also omments on some cases where the simulation is used with success to teaching and training are made and, finally, prognostic with the trends in development of simulators systems is presented.

Key-words

Simulação, Ensino e Treinamento, Sistemas Especialistas, Realidade Virtual. - Simulation, Teaching and Training, Expert Systems, Virtual Reality.

1. INTRODUÇÃO

O acelerado desenvolvimento tecnológico observado nos últimos anos trouxe consigo uma série de modificações nas relações entre as nações, seja do ponto de vista do relacionamento político, social ou econômico. Dentre estas modificações, talvez a mais importante seja a globalização da economia em escala mundial, com a queda das barreiras comerciais entre as nações - permitindo o fácil acesso das empresas de qualquer parte do globo aos mercados nacionais. Isso implica num drástico aumento do nível de competição dentro destes mercados que até recentemente eram cativos das "empresas nacionais". Dentro deste contexto, há necessidade das empresas buscarem obter maiores níveis de competitividade para poder enfrentar os novos concorrentes que vêm disputar uma fatia de mercado; e isto implica em uma total remodelação dos sistemas produtivos - desde a substituição de equipamentos obsoletos e de baixa produtividade por outros mais modernos e produtivos até a necessidade de maior qualificação da mão de obra utilizada. Estes dois fatores citados interrelacionam-se fortemente: os novos equipamentos são cada vez mais complexos e manipulam um número sempre crescente de variáveis durante sua operação, com um menor tempo de resposta disponível ao operador; exigindo assim o emprego uma de mão

3184

de obra cada vez mais qualificada nos diversos estágios do processo produtivo (desde o projeto do processo e do produto até a operação das máquinas no chão de fábrica).

2. VANTAGENS DO USO DA SIMULAÇÃO EM DE ENSINO E TREINAMENTO

Esta exigência de maior qualificação da mão de obra coloca em cheque os métodos tradicionais de ensino e treinamento meramente expositivos correntemente empregados, e exige novos métodos e ferramentas de ensino que permitam amplificar o alcance destes métodos tradicionais. Uma possível alternativa para solução deste problema seria a implementação de laboratórios para ensino abastecidos com os diversos equipamentos cuja operação deve ser aprendida. No entanto essa opção traz consigo uma série de inconvenientes que, quando comparados com a alternativa do emprego da simulação (comentados a seguir) mostram ser esta uma opção mais viável, sob diversos pontos de vista. São eles:

- **dispêndio de tempo:** muitas vezes, o tema que se apresenta como objeto de estudo de simulação pode ser encarado como composto por duas fases: a fase de desenvolvimento (confecção de um programa CNC, programação do seqüenciamento de uma linha de produção, etc.), e fase de execução. Esta segunda fase muitas vezes tem a função somente de validar o trabalho executado pelo aprendiz na primeira fase, não havendo portanto necessidade da observação do processo, bastando somente um relatório do comportamento do sistema. Em casos como este, a simulação permite a aceleração do funcionamento do equipamento (Ranky, 1983), possibilitando uma economia de tempo que pode aumentar sensivelmente o rendimento do processo.
- **nível de detalhamento:** a simulação permite que o processo seja estudado a um nível bastante detalhado, pois na execução do modelo de simulação, o ritmo do tempo pode ser alterado (acelerado ou desacelerado, conforme ressalta Akbay, (1996)), permitindo então que o enfoque seja dirigido para as fases mais interessantes do processo sob o ponto de vista da eficiência da aprendizagem.
- **riscos envolvidos:** a utilização de equipamentos reais para atividade de ensino e treinamento traz consigo uma série de riscos de acidentes com conseqüências para os operadores e/ou para as instalações. Estes acidentes poderão ocorrer principalmente devido a inexperiência do aprendiz, e resultarão em algumas despesas adicionais, tais como indenizações (ao aprendiz e/ou ao instrutor), manutenção, tempo gasto com socorro aos envolvidos (o que conseqüentemente diminui a eficiência do processo), etc. A simulação, além de evitar estas despesas adicionais, elimina também a exposição desnecessária de pessoas e equipamentos a riscos de acidentes bastante comuns nesta fase de aprendizagem (Lobão e Porto, 1995).
- **demanda de mão de obra especializada:** quando o processo de ensino é realizado com a utilização de sistemas reais, normalmente há necessidade da presença de ao menos um instrutor presente de forma a evitar a ocorrência de danos aos equipamentos e aos operadores. Com a utilização de sistemas simuladores, além da eliminação destes riscos existe ainda a possibilidade do "acompanhamento" do aprendiz ser feito por um módulo de inteligência artificial do tipo sistema especialista (conforme será comentado mais adiante). O sistema especialista permite que o conhecimento de especialistas esteja presente em diversos locais ao mesmo tempo(Turban, 1994), reduzindo assim a necessidade do número de instrutores no processo.
- **emprego de recursos materiais:** o emprego de equipamentos reais para atividades de ensino e treinamento exige que estes sejam deslocados de suas atividades produtivas, enquanto que o emprego de técnicas de simulação permite que os mesmos continuem

produzindo, possibilitando ainda economia de recursos como energia elétrica, matéria prima, etc.

- **custos:** a alocação de equipamentos para a atividade de ensino e treinamento é uma opção bastante dispendiosa que traz ainda outros custos ocultos. Como exemplo pode-se citar os custos de manutenção que são bem maiores que no caso de emprego destes equipamentos em atividades de produção, já que os operadores aprendizes devido a sua inexperiência tendem a causar maiores danos que operadores experientes. Na grande maioria dos casos, sistemas simuladores (principalmente aqueles que dispõem de recursos de inteligência artificial e realidade virtual, conforme será visto mais adiante) podem ser empregados para este fim com custos amplamente reduzidos quando comparados a utilização de equipamentos reais.

Podemos concluir então, que a simulação apresenta-se como uma poderosa ferramenta para ensino e treinamento, pois permite que a transmissão do conhecimento se dê em uma maneira mais rica e interativa do que quando utilizados apenas os métodos expositivos, permitindo ainda, contornar a maioria dos inconvenientes da alocação de sistemas reais para as atividades de ensino e treinamento. A Figura 1 a seguir mostra as possibilidades de racionalização do processo de ensino e/ou treinamento através do uso de sistemas simuladores.

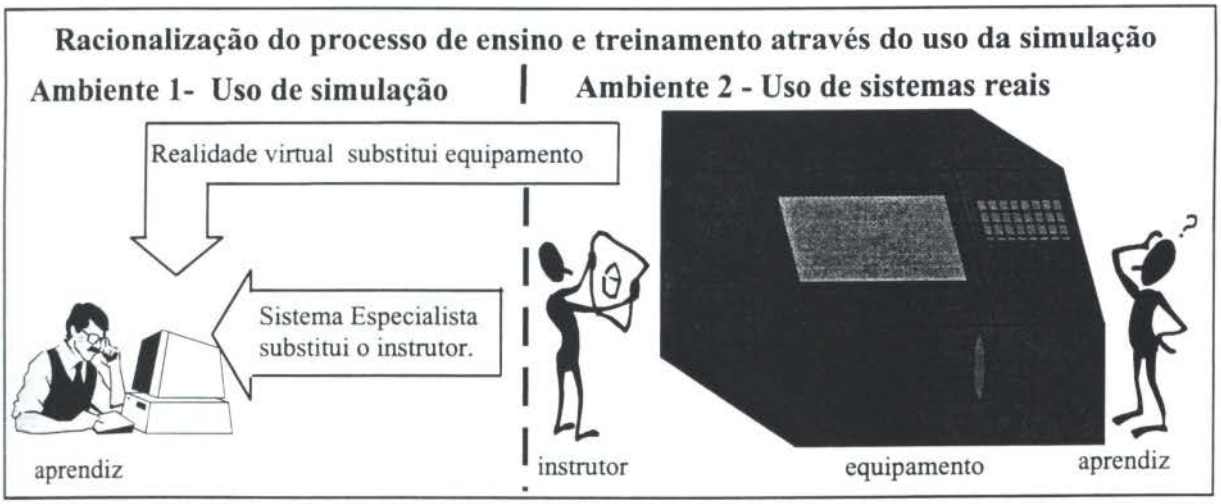


Figura 1 - Contrastes do processo de aprendizagem utilizando sistemas físicos e simuladores

A seguir utilizaremos um esquema gráfico para apresentarmos os sistemas simuladores que serão empregados em ensino e treinamento. Este esquema apresenta uma estrutura modular, a qual será util para comentarmos discriminadamente as funções exercidas por cada um destes módulos durante o desenrolar do processo. Apontaremos ainda, as tendências de evolução destes novos sistemas simuladores que deverão ser utilizados em ensino e treinamento.

3. SISTEMAS SIMULADORES DE ÚLTIMA GERAÇÃO

A tendência de desenvolvimento dos sistemas simuladores de última geração aponta para sistemas altamente interativos e com uma considerável quantidade de inteligência embutida, nos quais serão largamente empregadas técnicas de realidade virtual e módulos de sistemas especialistas. Esta caracteristica permitirá ao sistema "ensinar" ao usuário o conhecimento

sobre o sistema adquirido de diversas fontes (manuais, operadores experientes, especialistas no assunto, etc.) o qual foi embutido no módulo de inteligência artificial. O usuário terá ainda a possibilidade de "imergir" dentro do sistema através dos recursos de realidade virtual, o que permite uma interação bastante dinâmica entre "aprendiz" (pessoa que está sendo treinada) e "mestre" (sistema simulador). A figura2 a seguir esquematiza o sistema simulador de última geração, o qual pode ser "dividido" em duas partes: a "primeira parte" que não é percebida pelo usuário (o aprendiz, do processo de ensino e treinamento) e que realiza do trabalho de "bastidores" do processo de treinamento. Esta parte é composta por uma linguagem de simulação de baixo nível (SIMAN, SLAM, GPSS, etc.) responsável pela formalização do modelo construído; um compilador que interpreta os comandos da linguagem de simulação utilizada, e por uma base de conhecimentos sobre o assunto em pauta. A "segunda parte" do sistema é a que tem maior interação com o usuário, e por isso é mais percebida pelo aprendiz. Ela contém os módulos de programação orientada a objeto, realidade virtual e sistemas especialistas, os quais serão comentados mais detalhadamente.

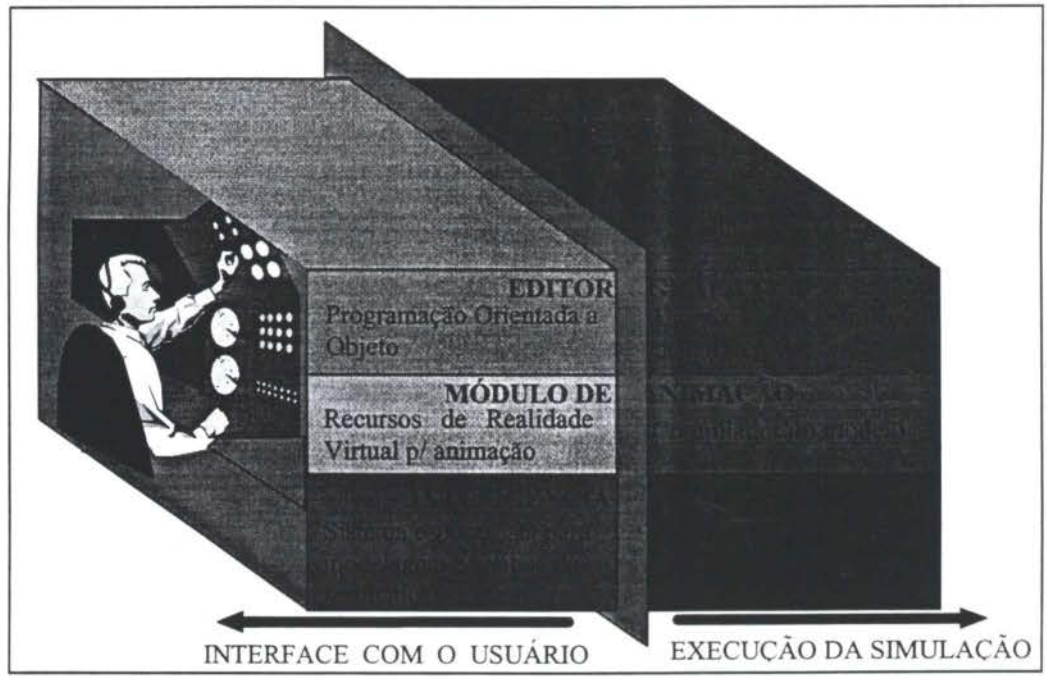


Figura 2 - arquitetura de sistemas simuladores interativos e inteligentes

Editor gráfico: o editor gráfico é composto por duas partes: um módulo gráfico de programação orientada a objeto e uma linguagem de simulação de baixo nível. Em alguns casos, estas duas partes podem confundir-se quando a interface de programação orientada a objeto for construída diretamente sobre uma linguagem de propósito geral (C, Pascal, etc.). O módulo de programação orientada a objeto faz a interface entre o usuário e a linguagem de baixo nível (muitas vezes uma linguagem de simulação, como por exemplo, SIMAN, SLAM, GPSS, etc.). Esta abrodagem permite que a construção do modelo seja executada sob a metodologia de orientação a objeto - dispensando desta forma o usuário da necessidade de possuir conhecimentos mais profundos em programação de computadores. Strandhagen (Strandhagen, 1987) ressalta que a abordagem de orientação a objeto facilita o processo de construção dos modelos, pois os mesmos podem ser construídos como uma coleção de objetos, da forma como são vistos na vida real. Estes objetos atuam como "caixas-pretas" parametrizadas onde o usuário tem apenas que fornecer os parâmetros de entrada de cada um deles. Ziegler (1990) define este tipo de editor gráfico como uma interface localizada em um

ível hierarquicamente mais alto que os objetos que compõe o modelo e que realiza a oordenação das atividades dos mesmos. Para mais informações sobre o assunto, ver: Arena 1994); Schriber (1991); Ziegler (1990); Taha (1988).

Módulo de animação: é o módulo de maior interação com o usuário (principalmente em um rocesso de treinamento), pois ele "mostra" a operação do sistema. Este módulo é composto or um compilador que interpreta o modelo construído pelo módulo de programação rientado a objeto; e por um software de animação propriamente dito. A tendência da nova eração de simuladores é a adoção de animadores com capacidade para construção de mbientes de realidade virtual para realização desta tarefa, permitirindo ao usuário não omente interagir com os componentes do sistema durante seu "funcionamento virtual" como ambém na grande maioria das vezes imergir no interior do modelo - dando mais realismo ao istema e permitindo uma exploração mais rica do mesmo. Vários autores (Rosenblum, 1995; IcCarty et al 1994; Moshell et al, 1994) relatam o uso de realidade virtual para ensino e reinamento, sendo que Kozak (Kozak et al, 1993) apresenta estudos realizados onde os esultados obtidos de treinamento com o uso de realidade virtual são claramente superiores queles obtidos utilizando-se sistemas reais. Alguns softwares que permitem a construção de undos virtuais são: "Word Tool Kit" da empresa Sense8; o "Workroom", também da Sense8 Pimentel e Blau, 1994); o RB2 Swivel, da VPL Research (Blanchard et al., 1990); e o ROBOCAD/Man, da Tecnomatrix (Dietz, 1995).

Módulo de Inteligência artificial: este módulo é composto por uma base de conhecimentos obre o assunto em pauta e por um sistema especialista, o qual é um programa de computador "inteligente" que usa conhecimento e procedimentos de inferência para resolver problemas ue são difíceis o suficiente para exigir uma significativa especialização humana para a olução Grant (1986). A base de conhecimentos contém informações colhidas de especialistas estarão a disposição dos usuários através do acionamento do módulo de ajuda (o sistema specialista). Já o sistema especialista permite transferir estes conhecimentos que poucos specialistas possuem sobre determinado assunto a um vasto grupo de usuários. De acordo om Wichmann (Wichmann, 1987), o sistema especialista pode interagir com o restante do mbiente simulador de quatro maneiras diferentes: como sistema consultivo separado; ntegrado e interfaceado com uma linguagem convencional de simulação; integrado e nterfaceado com um sistema simulador existente; e como uma linguagem de simulação baseada no conhecimento.

Os simuladores de nova geração deverão contar com um sistema especialista para auxiliar o usuário nas diversas fases do processo de simulação:

- no início do processo de modelagem de forma a garantir a consistência do modelo construído, uma vez que modelos mal formulados fatalmente produzirão resultados que não descrevem de maneira adequada a realidade (Lobão e Porto, 1995);
- no planejamento do experimento a ser realizado e na interpretação dos dados resultantes da simulação do modelo, desobrigando o usuário da necessidade de possuir profundos conhecimentos estatísticos, e
- finalmente, o sistema especialista pode também servir como guia ao aprendiz durante o processo de aprendizagem, suprindo assim a necessidade da presença de um instrutor para acompanhar o aprendiz durante todo o treinamento. Alguns dos autores que ressaltam a utilização de sistemas especialistas nas atividades de ensino e treinamento são: O'Keefe (1986), Turban (1994), Liebowitz (1995), Lobão e Porto (1996).

4. APLICAÇÕES DA SIMULAÇÃO EM ENSINO E TREINAMENTO

Em função das diversas vantagens comentadas anteriormente da utilização de sistemas simuladores para apoio ás atividades de ensino e treinamento, várias empresas e instituições das mais diversas áreas têm feito uso destes sistemas para esta finalidade, sendo que alguns dos resultados apresentados ressaltam claramente a vantagens dos mesmos sobre a utilização de sistemas reais. A seguir são relatados alguns casos:

- Dan Dietz (Dietz, 1995) apresenta o ROBOCAD/Man, um software da Tecnomatrix que habilita engenheiros a projetar, otimizar e programar células de trabalho virtuais nas quais operadores humanos trabalham juntos com robôs. O sistema permite a execução de diversos tipos de operações, tais como manuseio de materiais para fabricação e montagem; sendo que os operadores humanos podem realizar operações relativamente detalhadas, como por exemplo, operar chaves de fenda. O autor ressalta que o sistema pode ser utilizado para determinar os melhores procedimentos de montagem do produto; e uma vez determinada a rotina de fabricação, o sistema pode então ser empregado no treinamento dos operadores na realização das tarefas a serem desempenhadas pelos mesmos. Este software gera ainda relatórios gráficos ergonômicos, permitindo a predição dos efeitos físicos sofridos por cada trabalhador na realização de tais tarefas.
- A Cray Systems desenvolveu um sistema de realidade virtual para treinamento dos componentes da divisão de desativação de bombas do exército britânico (Wittenberg, 1995). O sistema permite a simulação de situações em localizações diversas (tais como cenários nas ruas das cidades) e manipulação de objetos potencialmente suspeitos, tais como: pacotes, lixeiras, veículos, etc.
- A empresa AEG-Aústria tem utilizado desde 1989 um sistema simulador para treinamento de condutores de trens do metrô de Viena. Este simulador permite que o instrutor, monitorando uma outra estação de trabalho fora da cabina de treinamento possa interferir na "viagem" introduzindo uma série de situações de não conformidade que permitem avaliar as reações do condutor em treinamento quando submetido a situações que possam exigir sua pronta intervenção (Daimler-Benz, 1995). Este simulador possibilita economia de custos no treinamento e evita que o condutor que esta sendo treinado, o instrutor e os equipamentos reais sejam submetidos a situações de riscos desnecessárias.
- Murillo e Arantes (1995) comentam o uso de um simulador de vôo "Fligh Unlimited", que é utilizado para treinamento de pilotos iniciantes.
- A Motorola desenvolve um projeto de implementação de um sistema com recursos de realidade virtual para treinamento de seus trabalhadores (inicialmente previsto para utilização em sua linha de montagem de pagers). O sistema é fornecido pela Superscape, uma companhia britânica (Wittenberg, 1995). O ambiente virtual é suportado por um microcomputador PC-compatível com processador 486 e 16 Megabytes de memória RAM e alguns periféricos como visores tridimensionais (Head monted display) e luvas de dados (data gloves). Alguns dos resultados obtidos pela empresa foram: o treinamento utilizando-se de sistemas simuladores têm custos menores que quando se utiliza sistemas reais; é flexível (o sistema simulador pode ser facilmente transportado e/ou modificado); e os resultados indicam que operadores treinados com o sistema simulador desempenham suas funções com desempenho melhor do que aqueles treinados no sistema real.

5. CONCLUSÕES

O novo paradigma competitivo vigente em função da globalização econômica exige das empresas índices de produtividade cada vez maiores, de forma a obter alguma vantagem

competitiva ante seus concorrentes. De forma a obter estes índices, as empresas procuram modernizar seu sistema produtivo empregando equipamentos mais modernos, os quais exigem utilização de mão de obra com maior grau de especialização. Esta exigencia de mão de obra mais especializada coloca em cheque os métodos tradicionais de ensino e treinamento, já que há necessidade de transferência de uma quantidade maior e mais complexa de conhecimento e de uma forma mais eficiente (em um intervalo de tempo menor e com o emprego de uma quantidade menor de equipamentos e recursos humanos). Neste contexto os sistemas simuladores apresentam-se como uma poderosa ferramenta para esta finalidade, pois permitem que o processo de ensino e treinamento seja realizado de uma forma mais ágil; com o emprego de uma menor quantidade de recursos (humanos ou materiais), e praticamente imune a riscos de acidentes e danos a equipamentos e/ou operadores. Várias experiências com a utilização de sistemas simuladores para esta finalidade têm sido relatadas, sendo que alguns trabalhos (Kozak et al, 1993 e Wittenberg, 1995) explicitam claramente a vantagem da realização da atividade de ensino e treinamento com a utilização de sistemas simuladores em lugar de sistemas reais.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

(Akbay, 1995): Akbay, K. S.: "Using simulation optimization to find the best solution". IIE Solutions pp 24 - 29, may 1996.

(Arena, 1994): Arena SIMAN reference guide. Systems Modeling Corporation, Sewickley, PA, USA, 1994. 451 pag.

(Blanchard et al., 1990): Blanchard, Chuck; Burgess, Scott; Harvill, Young; Lanier, Jaron; Lasko, Ann; Oberman, Mark; Teitel, Michael: "Reality Built For Two. A virtual reality tool." Computer Graphics (ACM) v 24 n 2. p 35-36, 1990.

(Daimler-Benz, 1995): Daimler-Benz Mosaic: "Rolling down Virtual Rails." Daimler-Benz High-tech Reports, n3, 1995 pp. 68-69.

(Dietz, 1995): Dietz, Dan: "Human Integrated design" Mechanical Engineering. Aug. 1995, p 92-96.

(Gevarter, 1987): Gevarter, W. B.: "The nature and evolution of commercial expert systems building tools". Computer, vol. 20 n 5 pp. 24 - 41, 1987.

(Kozak et al, 1993): Kozak, J. J.; Hancock, P. A.; Arthur, E. J.; e Chrysler, S. T.: "Transfer of training from virtual reality". Ergonomics, vol. 36 n 7 pp. 777 - 784, 1993.

(Liebowitz, 1995): Liebowitz, Jay: "Expert Systems: a short introduction". Engineering Fracture Mechanics, vol. 50 n 5/6 pp. 601-607, 1995.

(Lobão e Porto, 1995): Lobão, Elidio de C.; Porto, Arthur J.V.: "Técnica de modelagem para simulação de máquinas ferramenta". FAI-MERCOSUL 95 Feira de Automação e Informática do Mercosul. Anais do congresso, pp. 91-101, Florianópolis, Brasil. Outubro de 1995

(Lobão e Porto, 1996): Lobão, Elidio de C.; Porto, Arthur J. V.: "Evolução das técnicas de simulação em acordo com a tecnologia" XVI ENEGEP - Congresso Nacional de Engenharia de Produção - Santa Bárbara D'Oeste, S.P. - Brasil.7 a 10 de outubro de 1996.

(McCarty et al, 1994): McCarty, W. D.; Sheasby, S.; Amburn, P.; Stytz, M. R.; e Switzer, C.: "A virtual cockpit for a distributed interactive simulation". IEEE Computer Graphics & Applications pp. 49 - 54, January 1994.

(Moshell et al, 1994): Moshell, J. M.; Blau, B.; Li, X.; Lisle, C.: "Dynamic Terrain". Simulation, vol. 62 n 1 pp. 29 - 40, 1994.

(Murillo e Arantes, 1995): Murillo, Carlos; Arantes, Fabio G.: "Simulador de vôo desafia pilotos de acrobacia", Jornal "Folha de S. Paulo", 6 de setembro de 1995, pag 6-12.

(O'Keefe, 1986): O'Keefe, Robert: "Simulation and expert systems: A taxonomy and some examples". Simulation, vol. 46 n 1 pp. 10-16, January 1986.

(Pimentel e Blau, 1994): Pimentel, Ken; Blau, Brian: "Teaching your system to share". IEEE Computer Graphics and applications. Jan 1994, pp. 60 - 65.

(Ranky, 1983): Ranky, Paul: "The design and operation of FMS". North Holland Publishing Company. - UK 1983, 343 pag.

(Schriber, 1991): Schriber, Thomas J.: "An Introduction to Simulation Using GPSS/H" John Wiley & Sons, USA, 1991. 437 pag.

(Strandhagen, 1987): Strandhagen, J. O.: "Expert knowledge in object-oriented simulation of manufacturing systems" Proceedings of 3rd international conference of simulation in manufacturing. Turin, Italy, nov. 1987 pp. 23 - 30.

(Rosemblum, 1995): Rosemblum, L. J.: "Mission Visualization for Planning and Training" IEEE Computer Graphics & Applications, pp. 12 - 14, September 1995.

(Taha, 1988): Taha, Hamdy A..: "Simulation Modeling and SIMNET" Prentice-Hall Inc, New Jersey, USA. 1988 395 pag.

(Turban, 1992): Turban, Efraim: "Expert systems and applied artificial intelligence" Macmillan Publishing Company, New York 1992, 804 pag.

(Wichmann, 1987): Wichmann, K.E.: "Trends in the development of simulation software tools for analyzing manufacturing systems" Proceedings of 3rd international conference of simulation in manufacturing. Turin, Italy, nov. 1987 pp. 39 - 48.

(Wittenberg, 1995): Wittenberg, Gunter: "Training with virtual reality", Assembly Automation, v 15, n3, 1995. pp. 12 - 14.

(Ziegler, 1990): Ziegler, Bernard P.: "Object oriented Simulation with hierarchical, modular models: intelligent agents and endomorphic systems". Academic Press, Inc., San Diego/C.A., USA, 1990.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB462

METODOLOGIA PARA ANÁLISE DA DINÂMICA NÃO-LINEAR DE SISTEMAS DE MÚLTIPLOS CORPOS - APLICAÇÃO A SATÉLITES/ *METHODOLOGY FOR ANALYSING THE DYNAMICS OF NONLINEAR MULTIBODY SYSTEMS - APPLICATIONS TO SATELLITES*

Ilmar Ferreira Santos, Alexandre Puls Ferretti & Rodrigo de Carvalho
Dep. de Projeto Mecânico, Fac. de Engenharia Mecânica - UNICAMP
CEP 13083-970 Campinas, Brasil - E-mail: ilmar@dpm.fem.unicamp.br

Abstract

This work gives a pratical contribuition to the Dynamics of Nonlinear Multibody Systems. A methodology basead on Dynamics' principles and axioms formulated by Newton-Euler-Jourdain and computer animation techniques are presented with application to Satellite Dynamics. The main goal of combining animation techniches and dynamical simulation is to become easier understanding nonlinear motions and trajectories. Numerical results are presented in this paper in two diferents ways: graphically, illustrating the trajectories describes by the center of each satellite's face and by computer animations. Such animation are able to illustrate the criation of the mentioned trajectories. For qualitative experimental verifications of the nonlinear dynamics of satellites with internal rotors, a prototype is designed. It is mounted on a special support which allows three consecutives rotations (Kardan's angles). By means of this support it is possible to simulate phisically the satellite's attitude in a point of its stable orbit. This metodology based on dynamical modelling, numerical simulations techniques and prototype designing results in a very efficient tool for engineering education.

Keywords

Methodology/*metodologia*, multibody dynamics/*dinâmica de múltiplos corpos*, nonlinear systems/*sistemas não lineares*, satellite/*satélite*, computer animation/*animação gráfica.*

1. INTRODUÇÃO

O volume de informações que devem ser transmitidas a estudantes de engenharia, com a finalidade de se formar profissionais bem qualificados, é muito elevada. Para que isto seja feito com exito é importante explorar todas formas de absorção de informações presentes nos seres humanos, como a visão, audição, tato, capacidade de abstração, etc.

Em disciplinas relacionadas com a dinâmica de sistemas mecânicos, é indispensável que o conceito acima seja aplicado, já que uma das maiores dificuldades enfrentadas por alunos de graduação e pós-graduação esta relacionada com a visualização e compreensão de determinados movimentos e órbitas descritos por sistemas de múltiplos corpos. Uma vez

entendido e fundamentado conceitos básicos relacionados com a representação de vetores em sistemas inerciais e móveis, entendido também o significado físico e a diferença de se derivá-los ora num sistema ora em outro, conclui-se que diferentes problemas práticos podem ser formulados matematicamente, sem riscos de erros conceituais.

Devido ao acelerado desenvolvimento de programas matemáticos de manipulação simbólica, e técnicas de computação gráficas (Malheiros, 1995), é possível estudar sistemas cada vez mais complexos, casando desta forma, dinâmica e informática. Vale salientar a possibilidade de se somar a esses recursos, o projeto e a construção de protótipos de laboratório para que uma validação experimental (qualitativa) dos resultados numéricos seja conduzida.

Neste trabalho esta metodologia é aplicada à um sistema mecânico de corpos rígidos, distante da grande maioria dos estudantes. O sistema em questão é um satélite, composto por um corpo principal e três rotores internos dispostos ortogonalmente entre si (Weber, 1971, Anchev, 1973). O satélite, que representa um sistema de múltiplos corpos sem equações de vínculos, apresentam seis graus de liberdade, sendo três deslocamentos lineares, que definem sua órbita em torno da Terra (Kuga e Rao, 1995), e três rotações em torno do seu centro de massa, que definem sua atitude, sendo que este trabalho estará focado sobre este segundo conjunto de movimentos. Será conduzida uma análise dos resultados, com o objetivo de definir como determinados parâmetros inerentes ao sistema físico, entre eles a velocidade angular dos rotores e o número de rotores em funcionamento, influenciam a atitude do satélite.

2. MODELAGEM MATEMÁTICA

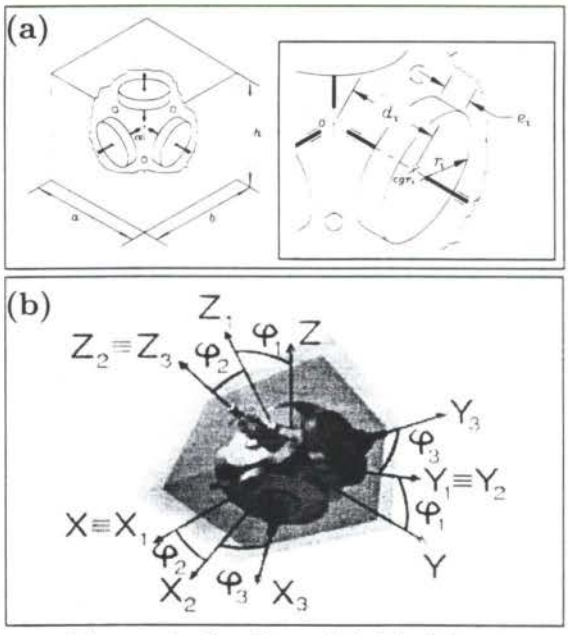


Figura 1: Satélite. (a) Modelo mecânico definido para o satélite. No detalhe, as dimensões dos rotores. (b) Ângulos que definem a atitude do satélite (φ_1, φ_2 *e* φ_3), e bases móveis.

O modelo mecânico, para o satélite, é apresentado na fig. 1.(a). É possível observar claramente os quatro corpos que o compõe. Neste modelo, ainda devem ser consideradas mais três equações de movimentos relativas aos rotores internos. Os ângulos que definem a atitude do satélite (φ_1, φ_2 *e* φ_3) são apresentados na fig.1.(b), onde também é possível observar as bases móveis (B_1, B_2 *e* B_3) utilizadas para a descrição dos movimentos. Foi considerada a existência de torques genéricos aplicados aos eixos de rotação dos rotores internos do satélite. Estes torques serão utilizados futuramente como torques de controle para atitude. Com o modelo mecânico apresentado e seus respectivos sistemas de referência (figura 1) elaboram-se as etapas para a obtenção das equações não lineares de movimento para descrever todos os movimentos do satélite (Santos, Ferretti & Schmidek 1997). Cada um dos quatro corpos ($N = 4$) que formam o satélite, será representado por um subíndice como se segue: corpo 1, caixa externa (corpo principal) denotada pelo subíndice $_c$;corpo 2, rotor posicio-

nado no eixo Z_3 denotado pelo subíndice $_{R1}$; corpo 3, rotor posicionado no eixo Y_3 denotado pelo subíndice $_{R2}$; corpo 4, rotor posicionado no eixo X_3 denotado pelo subíndice $_{R3}$. Foram utilizadas três sistemas móveis de referência para descrever todos os movimentos do satélite: $X_1\ Y_1\ Z_1$, provenientes de uma rotação em torno do eixo X; $X_2\ Y_2\ Z_2$, provenientes de uma rotação em torno do eixo Y_1 e $X_3\ Y_3\ Z_3$, provenientes de uma rotação em torno do eixo Z_2. Dessa forma é necessário a definição das seguintes matrizes de transformação de coordenadas:

$$\mathbf{T}_{\varphi_1} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\varphi_1 & \sin\varphi_1 \\ 0 & -\sin\varphi_1 & \cos\varphi_1 \end{bmatrix} \Rightarrow {}_{B1}\mathbf{S} = \mathbf{T}_{\varphi_1}\,{}_{I}\mathbf{S} \quad \text{ou} \quad {}_{I}\mathbf{S} = \mathbf{T}^{T}_{\varphi_1}\,{}_{B1}\mathbf{S} \tag{1}$$

$$\mathbf{T}_{\varphi_2} = \begin{bmatrix} \cos\varphi_2 & 0 & -\sin\varphi_2 \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin\varphi_2 & 0 & \cos\varphi_2 \end{bmatrix} \Rightarrow {}_{B2}\mathbf{S} = \mathbf{T}_{\varphi_2}\,{}_{B1}\mathbf{S} \quad \text{ou} \quad {}_{B1}\mathbf{S} = \mathbf{T}^{T}_{\varphi_2}\,{}_{B2}\mathbf{S} \tag{2}$$

$$\mathbf{T}_{\varphi_3} = \begin{bmatrix} \cos\varphi_3 & \sin\varphi_3 & 0 \\ -\sin\varphi_3 & \cos\varphi_3 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \Rightarrow {}_{B3}\mathbf{S} = \mathbf{T}_{\varphi_3}\,{}_{B2}\mathbf{S} \quad \text{ou} \quad {}_{B2}\mathbf{S} = \mathbf{T}^{T}_{\varphi_3}\,{}_{B3}\mathbf{S} \tag{3}$$

onde ${}_{I}\mathbf{S}$ é um vetor descrito no sistema inercial, ${}_{B_i}\mathbf{S}$ são vetores descritos no i-ésimo sistema móvel de referência, $\mathbf{T}_{\varphi_i}$ é matriz que transforma a representação do vetor do $(i-1)$-ésimo sistema móvel de referência para o i-ésimo.

A velocidade angular absoluta do sistema de referência móvel B_3 $({}_{B3}\Omega)$ é definida por

$${}_{B3}\Omega = \mathbf{T}_{\varphi_3}\mathbf{T}_{\varphi_2}\mathbf{T}_{\varphi_1}\,{}_{I}\dot{\varphi}_{\mathbf{1}} + \mathbf{T}_{\varphi_3}\mathbf{T}_{\varphi_2}\,{}_{B1}\dot{\varphi}_{\mathbf{2}} + \mathbf{T}_{\varphi_3}\,{}_{B2}\dot{\varphi}_{\mathbf{3}} \tag{4}$$

onde ${}_{I}\dot{\varphi}_{\mathbf{1}} = \{\dot{\varphi}_1\ 0\ 0\}^T$, ${}_{B1}\dot{\varphi}_{\mathbf{2}} = \{0\ \dot{\varphi}_2\ 0\}^T$, ${}_{B2}\dot{\varphi}_{\mathbf{3}} = \{0\ 0\ \dot{\varphi}_3\}^T$.

As velocidades angulares absolutas do corpo do satélite e dos rotores internos podem ser descritas por

$${}_{B3}\omega_{\mathbf{c}} = {}_{B3}\mathbf{\Omega}; \tag{5}$$

$${}_{B3}\omega_{R1} = {}_{B3}\omega_{\mathbf{c}} + {}_{B3}\dot{\varphi}_{R1}; \tag{6}$$

$${}_{B3}\omega_{R2} = {}_{B3}\omega_{\mathbf{c}} + {}_{B3}\dot{\varphi}_{R2}; \tag{7}$$

$${}_{B3}\omega_{R3} = {}_{B3}\omega_{\mathbf{c}} + {}_{B3}\dot{\varphi}_{R3} \tag{8}$$

onde ${}_{B3}\dot{\varphi}_{R1} = \{0\ 0\ \dot{\varphi}_{R1}\}^T$, ${}_{B3}\dot{\varphi}_{R2} = \{0\ \dot{\varphi}_{R2}\ 0\}^T$, ${}_{B3}\dot{\varphi}_{R3} = \{\dot{\varphi}_{R3}\ 0\ 0\}^T$ são as rotações dos rotores internos nos respectivos eixos.

De posse das velocidades angulares absolutas é possível definir as acelerações angulares absolutas dos componentes do satélite como sendo

$${}_{B3}\dot{\omega}_{\mathbf{c}} = \frac{d}{dt}({}_{B3}\omega_{\mathbf{c}}) + \underbrace{{}_{B3}\mathbf{\Omega} \times {}_{B3}\,\omega_{\mathbf{c}}}_{=0} \tag{9}$$

$${}_{B3}\dot{\omega}_{R1} = \underbrace{\frac{d}{dt}({}_{B3}\omega_{R1})}_{(I)} + \underbrace{{}_{B3}\mathbf{\Omega} \times {}_{B3}\,\omega_{R1}}_{(II)} \tag{10}$$

$${}_{B3}\dot{\omega}_{R2} = \underbrace{\frac{d}{dt}({}_{B3}\omega_{R2})}_{(I)} + \underbrace{{}_{B3}\mathbf{\Omega} \times {}_{B3}\,\omega_{R2}}_{(II)} \tag{11}$$

$$ {}_{B3}\dot{\omega}_{R3} = \underbrace{\frac{d}{dt}\left({}_{B3}\omega_{R3}\right)}_{(I)} + \underbrace{{}_{B3}\mathbf{\Omega} \times_{B3} \omega_{R3}}_{(II)} \tag{12} $$

onde (I) relaciona-se com variação do vetor em termos de amplitude e (II) com a variação do vetor em termos de direção.

As velocidades lineares absolutas dos centros de massa dos quatro corpos são dadas por

$$ {}_{I}\mathbf{v}_{\mathbf{cg_c}} = \left\{ \begin{array}{ccc} v_x & v_y & v_z \end{array} \right\}^T = \left\{ \begin{array}{ccc} 0 & 0 & 0 \end{array} \right\}^T \tag{13} $$

$$ {}_{B3}\mathbf{v}_{cg_{R1}} = \underbrace{{}_{B3}\mathbf{v}_{cg_c}}_{=\mathbf{0}} + {}_{B3}\mathbf{\Omega} \times_{B3} \mathbf{r}_{cg_{R1}} + \underbrace{\frac{d}{dt}\left({}_{B3}\mathbf{r}_{cg_{R1}}\right)}_{=\mathbf{0}} \tag{14} $$

$$ {}_{B3}\mathbf{v}_{cg_{R2}} = {}_{B3}\mathbf{\Omega} \times_{B3} \mathbf{r}_{cg_{R2}}; \tag{15} $$

$$ {}_{B3}\mathbf{v}_{cg_{R3}} = {}_{B3}\mathbf{\Omega} \times_{B3} \mathbf{r}_{cg_{R3}} \tag{16} $$

Com as velocidades lineares já definidas, as acelerações lineares absolutas dos centros de massa dos quatro corpos podem ser obtidas através das equações

$$ {}_{B3}\mathbf{a}_{cg_c} = \left\{ \begin{array}{ccc} 0 & 0 & 0 \end{array} \right\}^T \tag{17} $$

$$ {}_{B3}\mathbf{a}_{cg_{R1}} = \frac{d}{dt}\left({}_{B3}\mathbf{v}_{cg_{R1}} \right) + {}_{B3}\mathbf{\Omega} \times {}_{B3}\mathbf{v}_{cg_{R1}} \tag{18} $$

$$ {}_{B3}\mathbf{a}_{cg_{R2}} = \frac{d}{dt}\left({}_{B3}\mathbf{v}_{cg_{R2}} \right) + {}_{B3}\mathbf{\Omega} \times {}_{B3}\mathbf{v}_{cg_{R2}} \tag{19} $$

$$ {}_{B3}\mathbf{a}_{cg_{R3}} = \frac{d}{dt}\left({}_{B3}\mathbf{v}_{cg_{R3}} \right) + {}_{B3}\mathbf{\Omega} \times {}_{B3}\mathbf{v}_{cg_{R3}} \tag{20} $$

Os tensores de inércia dos quatro corpos, calculados em função de sua geometria e em relação aos seus respectivos centros de massa são

$$ {}_{B3}\mathbf{I}_c = \left[\begin{array}{ccc} {}_{cg}I_{c_{xx}} & 0 & 0 \\ 0 & {}_{cg}I_{c_{yy}} & 0 \\ 0 & 0 & {}_{cg}I_{c_{zz}} \end{array} \right] \quad e \quad {}_{B3}\mathbf{I}_{R_i} = \left[\begin{array}{ccc} {}_{cg}I_{R_{i_{xx}}} & 0 & 0 \\ 0 & {}_{cg}I_{R_{i_{yy}}} & 0 \\ 0 & 0 & {}_{cg}I_{R_{i_{zz}}} \end{array} \right] \tag{21} $$

onde $i = 1, 2, 3$ rotores internos.

Fazendo-se uso do método de Newton-Euler-Jourdain (Bremer, 1992) não é necessário a representação das forças de reação entre os vários corpos, pois, estas, aos pares, não realizam trabalho, e nem potência. Portanto

$$ \sum {}_{B3}\mathbf{F}_c = \mathbf{0}\,, \ \sum {}_{B3}\mathbf{F}_{R1} = \mathbf{0}\,, \ \sum {}_{B3}\mathbf{F}_{R2} = \mathbf{0} \ e \ \sum {}_{B3}\mathbf{F}_{R3} = \mathbf{0} \tag{22} $$

onde $\sum {}_{B3}\mathbf{F}$ representam as resultantes para cada um dos corpos definidos pelos subíndices.

Como já foi dito anteriormente, existem momentos externos aplicados aos rotores, e portanto as somatórias de momentos externos atuantes sobre os quatro corpos são dadas por

$$ \sum {}_{B3}\mathbf{M}_c = \mathbf{0}, \ \sum {}_{B3}\mathbf{M}_{R1} = \left\{ \begin{array}{c} 0 \\ 0 \\ M_1 \end{array} \right\}, \sum {}_{B3}\mathbf{M}_{R2} = \left\{ \begin{array}{c} 0 \\ M_2 \\ 0 \end{array} \right\} \text{ e } \sum {}_{B3}\mathbf{M}_{R3} = \left\{ \begin{array}{c} M_3 \\ 0 \\ 0 \end{array} \right\} \tag{23} $$

Para o cálculo dos Jacobianos é necessário definir as coordenadas mínimas de velocidade, representadas pelos vetor $\mathbf{q}$

$$\dot{\mathbf{q}} = \left\{ \begin{array}{cccccc} \dot{\varphi}_1 & \dot{\varphi}_2 & \dot{\varphi}_3 & \dot{\varphi}_{R1} & \dot{\varphi}_{R2} & \dot{\varphi}_{R3} \end{array} \right\}^T \tag{24}$$

Dessa forma é possível calcular os Jacobianos de Translação, como apresentado a seguir

$$\mathbf{J}_{v_c} = \left[\frac{\partial}{\partial \dot{\mathbf{q}}}({}_{B3}\mathbf{v}_{\mathbf{cg_c}})\right], \mathbf{J}_{v_{R1}} = \left[\frac{\partial}{\partial \dot{\mathbf{q}}}({}_{B3}\mathbf{v}_{cg_{R1}})\right], \mathbf{J}_{v_{R2}} = \left[\frac{\partial}{\partial \dot{\mathbf{q}}}({}_{B3}\mathbf{v}_{cg_{R2}})\right], \mathbf{J}_{v_{R3}} = \left[\frac{\partial}{\partial \dot{\mathbf{q}}}({}_{B3}\mathbf{v}_{cg_{R3}})\right] \tag{25}$$

e também os Jacobianos de rotação dados a seguir

$$\mathbf{J}_{\omega_c} = \left[\frac{\partial}{\partial \dot{\mathbf{q}}}({}_{B3}\omega_c)\right], \mathbf{J}_{\omega_{R1}} = \left[\frac{\partial}{\partial \dot{\mathbf{q}}}({}_{B3}\omega_{R1})\right], \mathbf{J}_{\omega_{R2}} = \left[\frac{\partial}{\partial \dot{\mathbf{q}}}({}_{B3}\omega_{R2})\right], \mathbf{J}_{\omega_{R3}} = \left[\frac{\partial}{\partial \dot{\mathbf{q}}}({}_{B3}\omega_{R1})\right] \tag{26}$$

Substituindo todos os termos na equação de Newton-Euler-Jourdain (Santos, 1996), apresentada a seguir

$$\mathbf{0} = \sum_{i=1}^{N} \left[\left(\frac{\partial {}_I\mathbf{v}_i^*}{\partial \dot{\mathbf{q}}}\right)^T \left(-\sum_{j=1}^{p} {}_I\mathbf{F}_{\mathbf{E}_j} + m_i \cdot {}_I\mathbf{a}_i \right) + \left(\frac{\partial {}_{B_i}\omega_i}{\partial \dot{\mathbf{q}}}\right)^T \left(-\sum_{j=1}^{p} {}_{B_i}\mathbf{M}_{\mathbf{E}O_i} + \right.\right.$$

$$\left.\left. \mathbf{I}_{O_i} \cdot \frac{d}{dt}({}_{B_i}\omega_i) + {}_{B_i}\mathbf{\Omega}_i \times (\mathbf{I}_{O_i} \cdot {}_{B_i}\omega_i) + m_i \cdot {}_{B_i}\mathbf{r}_{O_i} \times {}_{B_i}\mathbf{a}_{O_i} \right) \right] \tag{27}$$

onde N é o número total de corpos que compõem o sistema mecânico em estudo, obtem-se um sistema com 6 equações, que tem como solução as expressões para os 6 graus de liberdade (três rotações do corpo principal e três rotações dos rotores internos) $\mathbf{A}(t) \cdot \ddot{\mathbf{q}}(t) = \mathbf{b}(t)$. Integrando numericamente estas equações pode-se analisar a atitude do satélite para diferentes condições iniciais. Para facilitar a compreensão destes movimentos a atitude será analisada através das órbitas descritas por vetores perpendiculares a três faces distintas dos corpo do satélite. Esta representação permite a compreensão mais fácil dos movimentos espaciais realizados pelas faces do satélite e de todos os objetos que forem conectados as mesmas, por exemplo, uma antena ou um telescópio.

3. RESULTADOS

Com as equações de movimento já determinadas, são realizadas várias simulações afim de entender a influência dos diversos parâmetros físicos e dinâmicos sobre a atitude do satélite.

O método de investigação adotado inicialmente, consiste em ter apenas um rotor em funcionamento em cada simulação (3 possibilidades), e as perturbações com componentes em apenas uma direção de cada vez (3 possibilidades), resultando desta forma em nove combinações (3×3) de condições iniciais diferentes. O tempo de simulação para cada condição foi de 1200 s, e o passo de integração foi de 10^{-5} s. Os resultados, apresentados graficamente na figura 2, mostram a trajetória descrita por pontos no centro de cada face do corpo do satélite. De posse dos resultados nota-se claramente que para condições iniciais de velocidade em torno do eixo de rotação do rotor em funcionamento, provoca grandes deslocamentos nas outras faces, ou seja, para estes casos o satélite não oferece nenhum tipo de resistência as perturbações. Pode-se notar também que o ponto no centro

da face ortogonal ao eixo de rotação do rotor não apresenta deslocamentos como pode ser visto na figura 2.a.

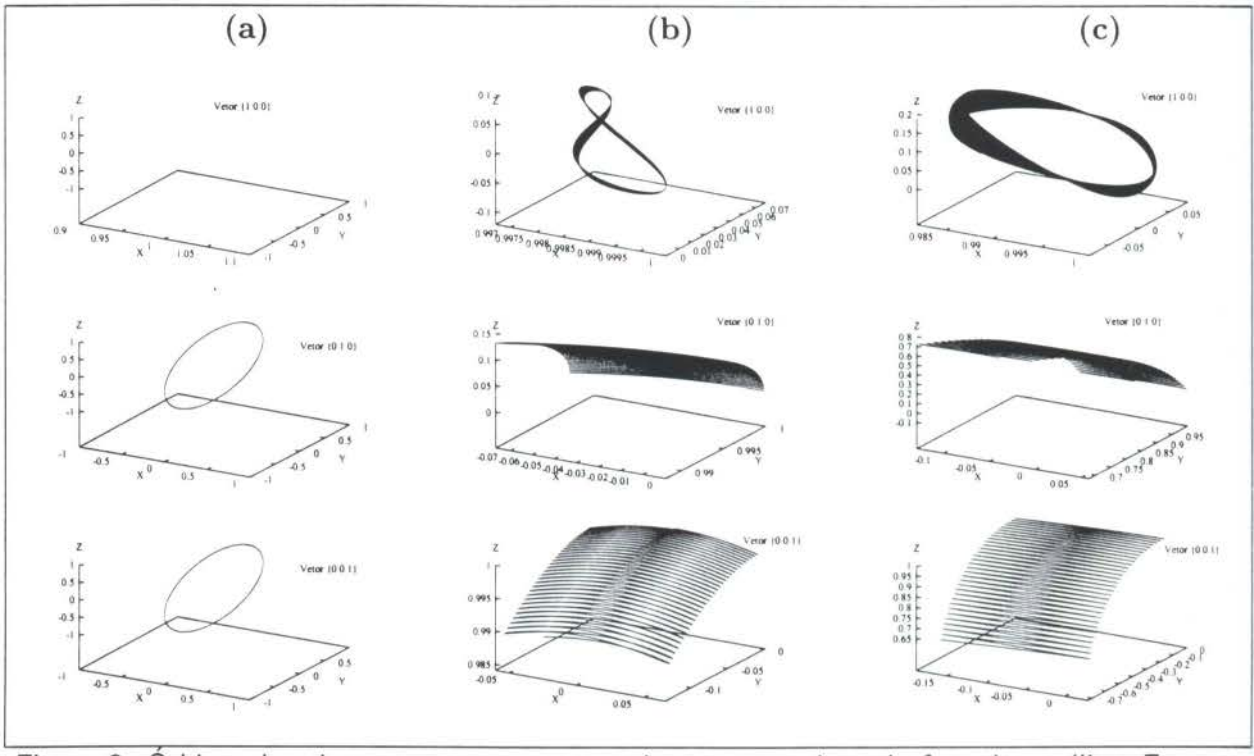


Figura 2: Órbitas descritas por vetores ortogonais ao centro de cada face do satélite. Estas trajet'orias são resultados das simulações onde apenas um rotor interno na direção X_3 está em funcionamento ($\varphi_{R3} = 0$ [rad] e $\dot{\varphi}_{R3} = 35$ [rad/s]) enquanto os demais estão em repouso ($\varphi_{R1} = 0$ [rad], $\dot{\varphi}_{R1} = 0$ [rad/s], $\varphi_{R2} = 0$ [rad] e $\dot{\varphi}_{R2} = 0$ [rad/s]) com as seguintes perturbações iniciais: **(a)** $\varphi_1 = 0$ [rad], $\dot{\varphi}_1 = 0,01$ [rad/s], $\varphi_2 = 0$ [rad], $\dot{\varphi}_2 = 0$ [rad/s], $\varphi_3 = 0$ [rad] e $\dot{\varphi}_3 = 0$ [rad/s]; **(b)** $\varphi_1 = 0$ [rad], $\dot{\varphi}_1 = 0$ [rad/s], $\varphi_2 = 0$ [rad], $\dot{\varphi}_2 = 0,01$ [rad/s], $\varphi_3 = 0$ [rad] e $\dot{\varphi}_3 = 0$ [rad/s]; **(c)** $\varphi_1 = 0$ [rad], $\dot{\varphi}_1 = 0$ [rad/s], $\varphi_2 = 0$ [rad], $\dot{\varphi}_2 = 0$ [rad/s], $\varphi_3 = 0$ [rad] e $\dot{\varphi}_3 = 0,01$ [rad/s].

Para perturbações de velocidades, em torno dos eixos não coincidentes com o eixo de rotação do rotor, observa-se um maior resistência da conjunto, já que os deslocamentos são de pequena amplitude nas direções ortogonais ao eixo de rotação dos rotores figura 2.(b) e figura 2.(c). Entretanto, para estes casos, a direção coincidente ao eixo de rotação do rotor agora apresenta deslocamentos de pequena grandeza. Isso ocorre devido ao acoplamento da direções quando há rotores em funcionamento.

Continuando com a investigação da influência de alguns parâmetros sobre a atitude do satélite, foram realizadas simulações com os três rotores em funcionamento ($\dot{\varphi}_{R1} = 35$ [rad/s], $\dot{\varphi}_{R2} = 35$ [rad/s] e $\dot{\varphi}_{R3} = 35$ [rad/s]), com as mesmas perturbações iniciais das simulações anteriores. O resultado é apresentado na figura 3. Neste caso nota-se que as trajetórias são semelhantes em qualquer direção, o que não acontecia anteriormente. Isso pode ser atribuido ao forte acoplamento de movimentos ocasionado pelo maior números de rotores em funcionamemto. Vê-se entretanto, que o satélite de maneira geral é menos instável que nas condições anteriores. Ressalta-se aqui, que todas as simulações são realizadas para rotores operando sem sistema de controle, ou seja, passivamente, e com os seguintes momentos principais de inércia:

$I_{C_{zz}} = 17,71\ kgm^2$ $I_{C_{yy}} = 10,42\ kgm^2$ $I_{C_{zz}} = 26,04\ kgm^2$
$I_{R_{1_{zz}}} = 15,19 \cdot 10^{-2}\ kgm^2$ $I_{R_{1_{yy}}} = 78,75 \cdot 10^{-3}\ kgm^2$ $I_{R_{1_{zz}}} = 78,75 \cdot 10^{-3}\ kgm^2$
$I_{R_{2_{zz}}} = 78,75 \cdot 10^{-3}\ kgm^2$ $I_{R_{2_{yy}}} = 15,19 \cdot 10^{-2}\ kgm^2$ $I_{R_{2_{zz}}} = 78,75 \cdot 10^{-3}\ kgm^2$
$I_{R_{3_{zz}}} = 78,75 \cdot 10^{-3}\ kgm^2$ $I_{R_{3_{yy}}} = 78,75 \cdot 10^{-3}\ kgm^2$ $I_{R_{3_{zz}}} = 15,19 \cdot 10^{-2}\ kgm^2$

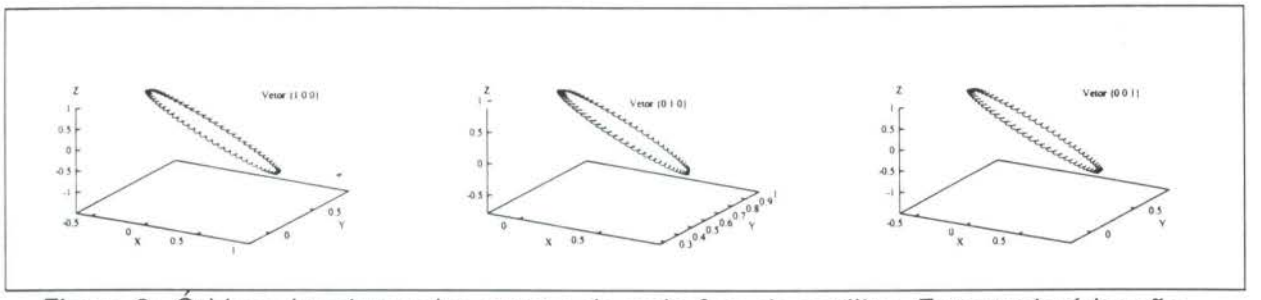


Figura 3: Órbitas descritas pelos centros de cada face do satélite. Estas trajetórias são resultados das simulações com três rotores interno em funcionamento e a seguinte perturbação inicial: $\varphi_1 = 0$ [rad], $\dot{\varphi}_1 = 0,01$ [rad/s], $\varphi_2 = 0$ [rad], $\dot{\varphi}_2 = 0$ [rad/s], $\varphi_3 = 0$ [rad] e $\dot{\varphi}_3 = 0$ [rad/s].

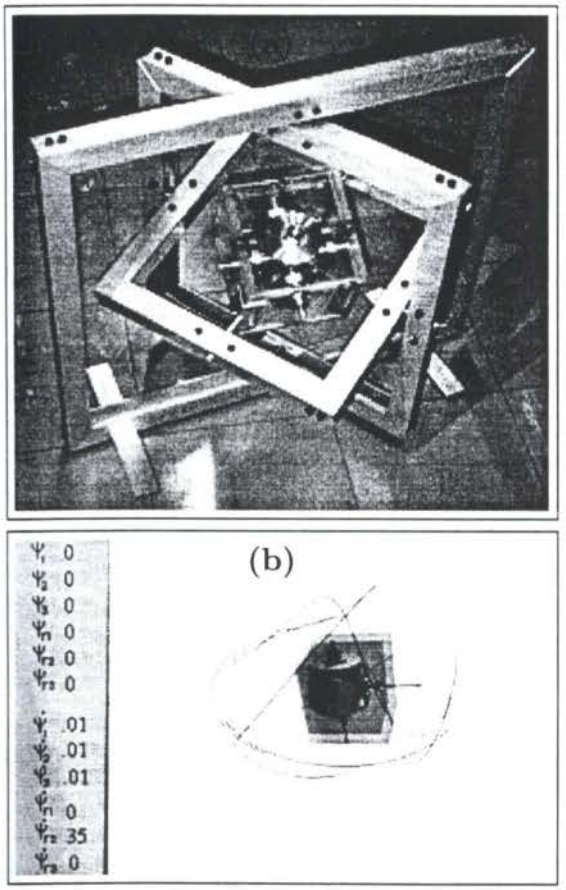


Figura 4: (a) Conjunto montado com o satélite no centro do suporte triaxial - Protótipo de laboratório. (b) Quadro de uma animação gráfica com as trajetórias descritas pelos vetores nos centros das faces.

Um protótipo experimental foi construído para uma comparação qualitativa dos resultados. Estes protótipo, apresentado na figura 4.(a), é composto por uma caixa de acrílico, com cinco rotores internos, de modo que o centro de massa do satélite coincide com a orientação da estrutura do suporte triaxial, que possibilita três rotações consecutivas (ângulos de Kardan), e permite a simulação do satélite em um ponto de sua órbita em torno da Terra. Com esse protótipo é possível realizar experimentos de caráter qualitativo, impondo uma rotação aos rotores internos. Dessa maneira pode-se ver qual será o comportamento do satélite para condições iniciais distintas de movimento. Na figura 4.(b), pode ser observado um quadro de uma animação gráfica do satélite, que foi construída utilizando-se o software *3DStudio*. Pode-se perceber que na animação gráfica as condições iniciais são apresentadas na tela do computador, facilitando a apresentação dos resultados. Além disso as trajetórias dos vetores ortogonais ao centro de cada face, são "desenhadas" a medida que o corpo se movimenta. Este recurso é bastante importante para a compreensão dos movimentos, e para a comparação com os resultados apresentados na forma gráfica.Somando-se as animações gráficas, aos resultados apresentados de maneira tradicional e ao protótipo de laboratório é possível tornar a disciplina de sistemas mecânicos mais interessantes e "dinâmica". Além disto fazendo-se uso de quase todos os sentidos dos alunos,

estimula-se e facilita-se uma melhor compreensão dos fenômenos físicos envolvidos.

4. CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS FUTURAS

A metodologia em questão vem sendo desenvolvida e aplicada tanto em projetos de pesquisa como em cursos de graduação e pós-graduação em Engenharia Mecânica da Unicamp, com ótimos resultados. Observa-se nitidamente que o volume de informações transmitidas aos alunos é muito maior e a capacidade de assimilição das mesmas é aprimorada significativamente. Neste caso específico, alunos cursando o quarto semestre em engenharia são capazes de modelar sistemas mecânicos complexos, chegando a equações diferenciais não lineares de movimento e resolvendo-as sem grandes dificuldades. Ao mesmo tempo observa-se o desenvolvimento da capacidade de análise de resultados por parte dos alunos, apoiados nas técnicas de computação gráfica.

Para o aprimoramento das comparações teorico-experimentais, é utilizada uma câmara de vídeo em outras etapas deste projeto, onde as imagens processadas e trabalhadas a posteriori, viabilizam uma comparação entre as trajetórias executadas pelos modelos teóricos e pelos protótipos experimentais. Para o caso particular do satélite fixa-se ao seu corpo um pequeno laser, com o intuito de projetar em uma tela a trajetória descrita por um ponto em uma de suas faces.

5. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à FAEP-Unicamp (Fundo de Apoio ao Ensino e Pesquisa), FAPESP (Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo) e a AUTODESK do Brasil pelo apoio e colaboração durante o desenvolvimento deste projeto.

6. BIBLIOGRAFIA

ANCHEV, A. A., 1973, *Equilibrium Attitude Transitions of a Three-Rotor Gyrostat in a Circular Orbit*, AIAA Journal, vol. 11, 4.

BREMER, H., 1992, *Dynamik und Regelung Mechanischer Systeme*, Teubner Studienbücher - Mechanik, Stuttgart.

KUGA, H. K. e RAO, K. R., 1995, *Introdução a mecânica orbital*, INPE, São José dos Campos.

MALHEIROS, P., 1995, *3D Studio 4.0 Guia Completo*, Berkeley Brasil Editora, São Paulo.

SANTOS, I. F., 1996, *Cinemática e Dinâmica de Sistemas Mecânicos*, Unicamp, Campinas.

SANTOS, I. F., FERRETTI, A. P., SCHMIDEK, E., 1997, *Dynamics of Nonlinear Mechanical Systems and Virtual Reality - An Educational Tool for Engineering*, 16th ASME Biennial Conference on Noise and Vibration, Sacramento, California.

WEBER, H. I., 1971, *Optimale Lagerregelung von Satelliten mit simultan Entdrallten Rotoren*. Tese de Doutorado, Universidade Técnica de Munique.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB470

O ENSINO DE METODOLOGIAS DE PROJETOS PARA ALUNOS DE GRADUAÇÃO / *TEACHING DESIGN METHODOLOGY TO UNDERGRADUATED STUDENTS*

CRISTIANO MACHADO, FRANCO G. DEDINI & KATIA L. CAVALCA
Departamento de Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia Mecânica - Unicamp - Campinas
CEP 13083-970 Campinas, Brasil - E-mail: juca@fem.unicamp.br

Abstract

This paper describes the work done to improve the formation of Unicamp's Mechanical Engineer. The development over three years has proved that a mechanical design course can provide to students a global vision of courses administrated during their formation. It was made a evaluation of requirements of a mechanical design discipline to undergraduate students.

Keywords

Engineering Teach, Engineer Formation, Design Methodology / Ensino de Engenharia, Educação do Engenheiro, Metodologias de Projeto.

1. INTRODUÇÃO

O ensino de metodologias de projeto para alunos de graduação tem sido, muitas vezes, incorretamente avaliado, resultando assim em disciplinas que propõem uma visão fragmentada ao futuro engenheiro. Segundo Fiod-Neto (1995) muitos cursos não formam o aluno, desde do início, segundo uma visão holística. O aluno tende assim, a formar uma visão estanque sobre a solução de problemas.

Machado (1996) afirma que o ensino de engenharia deve estar voltado para a formação ampla do profissional. Além de prepará-lo para exercer uma atividade dentro da sociedade, a universidade deve estar apta a formar pessoas capazes de entender o mundo em que vivem e criar soluções para os problemas encontrados.

Desta forma o engenheiro deve ser capaz de compreender o inter-relacionamento dos sistemas mecânicos, bem como avaliar corretamente o relacionamento destes sistemas mecânicos e seus usuários.

1.1 Objetivos

Este trabalho está relacionado à disciplina "Projeto de Sistemas Mecânicos", administrada na Unicamp, no curso de graduação em Engenharia Mecânica. Esta disciplina é administrada no 9º semestre de um curso de 10 semestres e busca fornecer aos alunos uma visão global das atividades de engenharia. Esta visão é alcançada através da realização de um

projeto de engenharia, onde os alunos utilizam os conhecimentos adquiridos em disciplinas anteriores.

O objetivo deste trabalho é levantar as necessidades de alterações na estrutura de ensino do projeto dentro da referida disciplina de graduação e buscar soluções para os problemas encontrados. Através da análise de questionários aplicados aos alunos, verificou-se a adequação estrutural da disciplina. Assim, foram determinadas algumas diretrizes e aspectos necessários para futuros cursos.

As atividades realizadas dentro da disciplina pretenderam motivar os alunos e despertar o interesse pelos assuntos abordados na disciplina, bem como, desenvolver um método de ensino que proporcione ao aluno uma experiência na área de projetos. Além disto desenvolveu-se uma atividade ligada à utilização de um programa computacional pedagógico.

2. PROCEDIMENTOS UTILIZADOS PARA A AVALIAÇÃO DA DISCIPLINA

A utilização de métodos de ensino é algo difícil de ser avaliado. Como determinar qual o melhor método? Como resposta a esta questão Reich (1995) propõe a utilização de diferentes equipes executando a mesma atividade com métodos diferentes e a partir dos resultados obtidos pode-se concluir qual dos grupos utilizou um método mais apropriado.

Pretendendo determinar uma sistemática para aplicação de testes, Reich propõem cinco passos que devem ser seguidos.

1. Proposta das regras de projetos
2. Ensinar os projetistas a usarem as regras e aplicá-las
3. Determinação da produtividade das regras no projeto
4. Avaliar os resultados para confirmar ou refutar as hipóteses
5. Refinamento das hipóteses

Esta sistemática foi utilizada na avaliação da disciplina, que contou com 36 alunos, divididos em duas turmas: GRUPO 1 e GRUPO 2. Esta divisão seguiu o critério para matrículas adotado dentro da Universidade. Os grupos freqüentavam aulas em dias diferentes, porém receberam as mesmas tarefas e deveriam desenvolver um projeto dentro de um mesmo tema.

A utilização desta sistemática permitiu uma avaliação qualitativa dos resultados apresentados pelos grupos. Desta forma não há sentido em uma abordagem estatística destes resultados.

2.1 A Proposta de uma Metodologia de Projeto para os Grupos

Foge ao propósito deste trabalho analisar a metodologia de projeto utilizada pelos grupos. Como referido anteriormente, o objetivo deste trabalho é determinar as necessidades de alterações na disciplina e propor soluções para este problema.

Foi proposta a metodologia de projetos desenvolvida por Machado (1997) para o GRUPO 1.

Para o GRUPO 2 foi utilizada a metodologia empregada na disciplina ao longo de 3 anos. Esta utiliza como base os trabalhos desenvolvidos por Back (1986) e Ullman (1997).

2.2 Ensino da Metodologia de Projeto

O **GRUPO 1** foi composto por 12 alunos de graduação. Para a realização dos trabalhos este grupo foi dividido em três equipes.

Este grupo seguiu a metodologia de projetos estabelecida por Machado (1997). As atividades foram sugeridas para os alunos, porém devido as caracteristicas de cada produto desenvolvido algumas fases propostas foram alteradas ou excluídas. O ensino da metodologia foi realizado em aulas regulares e através de apoio extra classe.

Além do conteúdo administrado nas aulas, os alunos deste grupo tiveram acesso a um programa computacional para aplicação no desenvolvimento de produtos. Este programa desenvolve as atividades ligadas a determinação dos requisitos de projeto, através da utilização da metodologia do QFD - Quality Function Deployment (Akao, 1990).

O **GRUPO 2** foi composto por 24 alunos de graduação. Este grupo foi dividido em quatro equipes para a realização do projeto. Foi treinado com a metodologia que vinha sendo aplicada na disciplina ao longo de 3 anos. Os alunos do GRUPO 2 não tiveram acesso ao programa para desenvolvimento de projetos - Programa de QFD.

2.3 Aplicação da Metodologia de Projeto

O problema de projeto selecionado para a aplicação da metodologia de projeto foi a construção de um veículo sobre rodas, com energia humana como principal fonte de energia. Foi dada a liberdade de desenvolvimento de qualquer produto que se enquadrasse dentro do problema proposto.

Considera-se que o exemplo é relevante dentro da atividade de projeto, pois foi exigido dos alunos que o produto apresentasse um desenvolvimento completo.

2.4 Determinação da Produtividade da Utilização das Regras no Projeto

Para determinar a produtividade alguns critérios foram escolhidos (ver item 3) e sua avaliação foi realizada através da aplicação de questionários, notas de uma prova e a avaliação dos projetos. Cabe aqui ressaltar que a avaliação dos projetos seguiu um único critério e as provas foram administrada aos dois grupos sob condições semelhantes (abordando o mesmo conteúdo).

2.5 Avaliação dos Resultados

A avaliação dos resultados foi comparativa e qualitativa, levando em consideração as provas, questionários respondidos pelos alunos e projetos apresentados. O resultado principal obtido foi uma lista de requisitos para serem aplicados na disciplina.

Não faz sentido neste trabalho falar em modelos estatísticos, pois as respostas que pretendemos obter é de caráter qualitativo, resultando em procedimentos para melhorar a disciplina.

2.6 O Refinamento das Hipóteses

O refinamento das hipótese advém da continuidade da melhoria do ensino na disciplina de projeto, propondo alterações a metodologia de projeto e aplicação das experiências. Para uma melhora efetiva da disciplina este trabalho deve ser realizado de uma forma contínua.

É uma etapa necessária quando da próxima administração da disciplina. Desta forma o refinamento das hipóteses está apresentado apenas como sugestões para trabalhos futuros.

3. RESULTADOS

Os resultados obtidos com o ensino do projeto estão apresentados aqui. Este são os resultados dos questionários utilizados e dos trabalhos apresentados.

Os itens que foram avaliados são:

- A Formação dos Alunos;
- O Interesse e Envolvimento com a disciplina;
- A Satisfação dos Alunos.
- Formas de melhorar a disciplina;

3.1 Formação dos Alunos

Para realizar o levantamento da formação dos alunos utilizou-se dois critérios principais:

- A auto avaliação, onde o aluno informou como sentia-se em relação ao seu aprendizado;
- Perguntas no questionário referentes a assuntos administrados em aula e nota das provas.

O primeiro critério pretendeu estabelecer as expectativas dos alunos, enquanto o segundo critério pretendeu comparar objetivamente estas expectativas com a realidade.

As seguintes perguntas foram selecionadas para a avaliação deste item:

1. Você acredita que aprendeu as etapas para o desenvolvimento de um produto?
2. Você poderia citar exemplos onde aplicar/não aplicar o QFD?

A pergunta 2 foi aplicada somente ao GRUPO 1. Os alunos propuseram corretamente exemplos e foram capaz de justificar a utilização ou não do QFD em problemas propostos.

A tabela 1 apresenta o resultado referente ao questionário aplicado aos dois grupos. Esta tabela apresenta ainda a média aritmética da nota obtida pelos alunos na prova.

Tabela 1: Formação dos alunos

Item	GRUPO 1	GRUPO 2
Você acredita que aprendeu as etapas para o desenvolvimento de um produto?	100% sim	66,6% sim
Média de notas da prova	6,3	6,7
Maior nota	9,3	9,4
Menor nota	2,0	3,4
Desvio padrão	2,7	1,7

A auto avaliação realizada pelos alunos do GRUPO 1 demonstra uma compreensão das etapas de desenvolvimento de um produto. Uma parte dos alunos do GRUPO 2 (66,6%) acreditaram terem aprendido estas etapas.

3.2 Interesse e Envolvimento com a Disciplina

O interesse pelo curso é algo subjetivo e de difícil avaliação. Algumas questões propostas buscaram compreender se os grupos estavam interessados e motivados para participar das atividades propostas.

A tabela 2 apresenta as questões para levantamento do interesse e envolvimento com a disciplina.

As seguintes perguntas foram selecionadas para a avaliação deste item:

1. O que você acha do concurso para escolher o melhor projeto?
2. Quais as possibilidades de sua equipe vencer este concurso?

As perguntas pretenderam medir indiretamente o envolvimento e interesse dos alunos, pois acredita-se que para vencer este concurso seria necessário uma maior dedicação ao projeto.

Tabela 2: Interesse e Envolvimento com a Disciplina

Item	GRUPO 1	GRUPO 2
O que você acha do concurso para escolher o melhor projeto?	35,7% ótimo	22,2% ótimo
Quais as possibilidades de sua equipe vencer este concurso?	28,6% grandes	16,7% grandes

3.3 Satisfação dos Alunos

A tabela 4 apresenta as questões relativas a satisfação dos alunos. Para sua avaliação foram formuladas as seguintes perguntas:

1. Você está satisfeito com a disciplina?
2. Você acredita que a disciplina está de acordo com a realidade após terminar seu curso?

Tabela 3: Satisfação dos Alunos

Item	GRUPO 1	GRUPO 2
Você está satisfeito com a disciplina?	78,6% sim	66,7% sim
Você acredita que a disciplina está de acordo com a realidade após terminar seu curso?	42,9% sim	22,2% sim

A primeira pergunta busca avaliar diretamente a satisfação dos alunos com a disciplina. Os resultados demonstram um alto grau de satisfação dos alunos, notando-se uma pequena diferença entre os grupos.

A segunda pergunta avalia a adequação da disciplina às expectativas dos alunos. Aqui percebe-se uma adequação não muito expressiva da disciplina, dentro das perspectivas de futuro para os alunos nos dois grupos.

3.4 Formas de Melhorar a Disciplina

Buscando a opinião dos alunos sobre as formas possíveis de melhorar a disciplina, foi realizada a seguinte pergunta:

1. O que você acredita que poderia ser feito para melhorar esta disciplina?

As sugestões foram divididas em 5 itens: Forma de administrar o projeto, Apoio didático, Duração da disciplina, Forma das aulas e Outros

referência a um dos nós, de modo que se possa calcular as variações de pressões. Neste caso, evidentemente, não serão obtidas as pressões absolutas nos nós.

As equações de balanço de massa (1) são lineares, envolvendo somatórias de vazões internas e externas. As equações (6) e (7) são não-lineares. O método adotado para a solução do sistema de equações não lineares é o quasi-linear. Este procedimento iterativo envolve a linearização do sistema a cada iteração (k) e posterior solução de um sistema linear. O balanço de energia mecânica (equação (6)) é linearizado na iteração (k) da seguinte forma:

$$P^T{}_{j_i}{}^{(k)} - P^T{}_{k_i}{}^{(k)} + \beta_i{}^{(k-1)} Q_i{}^{(k)} = 0 \qquad i = 1,...N_{TUB} \qquad (8)$$

onde $\beta_i{}^{(k-1)}$ é determinado a partir das vazões na iteração (k-1):

$$\beta_i{}^{(k-1)} = \frac{32}{\pi^2} \cdot \frac{\rho \cdot f_i(Q_i{}^{(k-1)}) \cdot L^T{}_i \cdot \left|Q_i{}^{(k-1)}\right|}{D_i{}^5} \qquad i = 1,...N_{TUB} \qquad (9)$$

A cada iteração, o sistema linearizado, composto pelas equações (1) e (8) e pelas especificações, será resolvido pelo método da eliminação de Gauss com condensação pivotal, obtendo-se Q_i^c, $P_j^{(k)}$ e $F_j^{(k)}$.

É importante notar que o procedimento proposto reduz a dimensão do sistema de equações a ser resolvido, principalmente quando o número de tubos que compõem a rede é elevado, pois o fator de Fanning $f_i(Q_i{}^{(k-1)})$ é determinado pela equação (7), à parte do sistema linearizado.

Os valores iniciais de vazão são estimados pela equação de diâmetro econômico, dada em unidades em S.I. (Sinnott, 1996):

$$Q_i{}^{(0)} = 10{,}137 . D_i{}^{1{,}89} . \rho^{-0{,}302} \qquad i = 1,...N_{TUB} \qquad (10)$$

Adota-se, no algoritmo, um fator α de amortecimento das variações de vazão, em iterações subseqüentes. Portanto ao fim da iteração (k), onde se determinou Q_i^c, calcula-se:

$$Q_i{}^{(k)} = Q_i{}^{(k-1)} + \alpha\left(Q_i{}^c - Q_i{}^{(k-1)} \right) \qquad i = 1,...N_{TUB} \qquad (11)$$

Ao final de cada iteração, todas as vazões são comparadas com os valores da iteração anterior para verificar a convergência, através de uma tolerância relativa dada. O algoritmo de solução da rede de tubos é dado por:

1) Ler os dados de entrada:
   N_{NOS}, Z_j, N_{TUB}, j_i, k_i, L_i, Leq_i, D_i, N_F, nós externos, F_j, ρ, μ, ε,
   pressões e vazões especificadas nos nós;
2) Ler fator de amortecimento α e erro relativo Tol para as vazões;
3) Calcular os comprimentos totais $L^T{}_i$ e pressões totais $P^T{}_j$;
4) $k = 0$. Gerar a estimativa inicial de vazões $Q_i{}^{(0)}$ pela equação (10);
5) Fazer $k \leftarrow k + 1$. Montar a matriz linear de equações e o vetor de constantes;
6) Resolver o sistema por eliminação de Gauss com condensação pivotal, obtendo P_j, $Q^c{}_i$, F_j
7) Se $\left|Q_i{}^c - Q_i{}^{(k-1)}\right| \Big/ Q_i{}^{(k-1)} \leq Tol \qquad i = 1,...N_{TUB}$ então {PARE}
   Senão {calcular $Q_i{}^{(k)}$ pela equação (11) e voltar para 5}.

4. EXEMPLOS DE SIMULAÇÃO

O modelo e o algoritmo de solução foram implementados em linguagem C. O modelo foi utilizado para simular a instalação experimental completa, cuja representação esquemática é mostrada na Figura 2. O sistema consta de 17 nós, 19 arcos, 4 vazões externas e três circuitos. O fluido adotado é água a 20°C e o material de construção é PVC (rugosidade adotada ε = 0.002 mm). As dimensões da rede são as mesmas da Figura 1. As especificações são a vazão na entrada da rede F_1 (ver Tabela 2) e as pressões nos nós externos 10, 11 e 12, iguais a 1 atm.

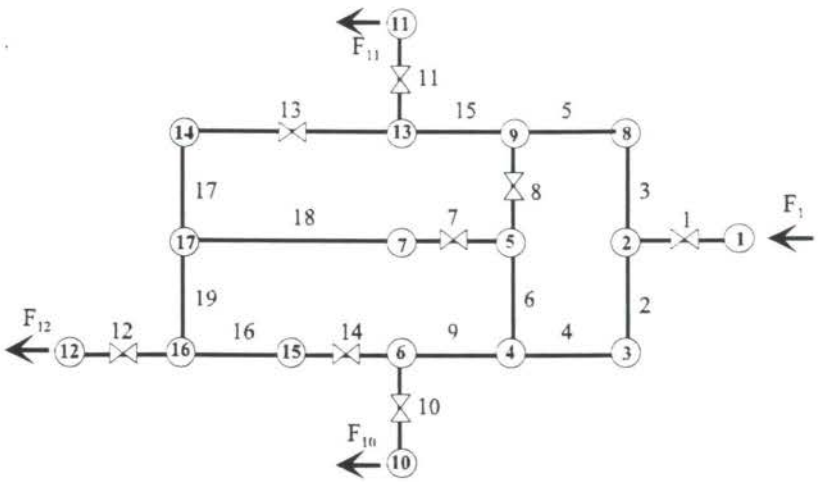


Figura 2: Esquema da rede de tubos para a configuração simulada.

Como exemplo, dois casos com diferentes vazões F_1 são ilustrados; os resultados para os nós externos são mostrados na Tabela 2. Pode-se observar que uma menor pressão na entrada da rede (Caso II) é insuficiente para superar a perda de carga no sistema (F_{10} positivo). Este comportamento não ocorre no Caso I.

Tabela 2: Resultados dos exemplos simulados.

Caso	F_1 (m^3/h)	F_{10} (m^3/h)	F_{11} (m^3/h)	F_{12} (m^3/h)	P_1 (atm)
I	+ 3,000	- 0,786	- 1,046	- 1,168	1,184
II	+ 1,000	+ 0,116	- 0,018	- 1,097	1,108

5. CONCLUSÕES

A experiência proposta, sobre escoamento em redes de tubos e associação de bombas, serve como um importante suporte didático em Mecânica dos Fluidos. Os resultados experimentais podem ser comparados com os calculados a partir do modelo matemático desenvolvido. O método de solução proposto baseia-se na técnica de quasi-linearização, reduzindo a dimensão do sistema de equações não-lineares, o que é sobremodo conveniente para redes extensas e complexas.

6. NOTAÇÃO

Índices

i índice de nós
j índice de tubos
j_i, k_i índice do nó j, k terminal do arco i

Parâmetros (cont.)

Parâmetros

D_i diâmetro interno do tubo i
g aceleração da gravidade
I_j conjunto de tubos conectados ao nó j
L_i comprimento do trecho reto

Variáveis

L^T_i comprimento total do tubo i
Leq_i comprimento equivalente das singularidades do tubo i
N_{EQ} número de equações
N_F número de vazões externas
N_{NOS} número de nós
N_{TUB} número de tubos
N_{VAR} número de variáveis
Z_j cota do nó j
ρ densidade do fluido
μ viscosidade do fluido
ε rugosidade do material de construção.
f_i fator de atrito de Fanning no tubo i
F_j vazão externa no nó j
lwf_i perda por atrito no tubo i
P_j pressão no nó j
P^T_j pressão total no nó j
Q_i vazão no tubo i
Re_i número de Reynolds no tubo i
vb_i velocidade média no tubo i
α fator de amortecimento
β_i coeficiente de linearização da equação (8)

AGRADECIMENTOS - Os autores agradecem o apoio financeiro da Fapesp (processo 96/12295-8) e do Padct-Capes (Projeto 1310/95-QEQ, 1995).

7. BIBLIOGRAFIA

BENDING, M.J. & HUTCHISON, H.P. The calculation of steady state incompressible flow in large networks of pipes. *Chemical Engineering Science*, vol.28, no.10, pp.1857-1864, 1973.

CARNAHAN, B.; LUTHER, H.A. & WILKES, J.O. *Applied numerical methods*. John Wiley & Sons, New York, 1969.

CEP ANNUAL SOFTWARE DIRECTORY. Supplement to *Chemical Engineering Progress,* vol.93, no.1, 1997.

CHURCHILL, S.W. Friction-factor equation spans all fluid-flow regimes. *Chemical Engineering,* vol.84, no.24, pp.91-92, 1977.

COCHRAN, T.W. Simplifying piping network analysis. *Chemical Engineering*, vol.102, no.4, pp.104-106, 1995.

COKER, A.K. Program evaluates pressure drop for single phase fluids. *Hydrocarbon Processing*, vol.70, no.2, pp.53-56, 1991.

DANIEL, P.T. The analysis of compressible and incompressible fluid networks. *Trans. Instn. Chem. Engrs.*, vol.44, pp.T77-T84, 1966.

HOUACHE, O.; KHEZZAR, L. & BENHAMZA, M.H. Matrix methods for pipe network analysis: Observations on partitioning and cut methods. *Chem. Engng. Research & Design,* vol.74A, pp.321-328, 1996.

INGELS, D.M. & POWERS, J.E. Analysis of pipeline networks. *Chemical Engineering Progress,* vol.60, no.2, pp.65-70, 1964.

KAHANER, D.; MOLER, C. & NASH, S. *Numerical methods and software*. Prentice Hall, Englewood Cliffs, 1989.

MAH, R.S.H. *Chemical process structures and information flows.* Buttleworth Publishers, Stoneham (MA), 1989.

SHACHAM, M. & MAH, R.S.H. A Newton type linearization method for solution of nonlinear equations. *Comput. Chem. Engng.*, vol.2, pp.64-66, 1978.

SINNOTT, R.K. *Coulson & Richardson's Chemical Engineering*. vol.6, Butterworth Heinemann, Oxford, 1996.

4. APLICAÇÃO DO CONTROLE ADAPTATIVO

Se o processo apresenta não-linearidades (dinâmica assimétrica, variações paramétricas e atraso de transporte variantes) uma freqüente sintonia é necessária nos controladores de ganhos fixos e, alguma vezes, é difícil obter os parâmetros do controlador que assegurem um adequado comportamento servo e regulatório ao processo controlado. Neste caso, as técnicas de controle adaptativas representam uma abordagem de controle avançada e alternativa para tratar processos com tais complexidades.

As estratégias de controle adaptativo apresentam um controle de realimentação e um estimador on-line. Os esquemas de controle preditivo representam os métodos de controle mais populares em controle adaptativo. O objetivo do algoritmo de controle é direcionar a saída da planta futura para o setpoint, no horizonte de previsão. O modelo matemático para o processo CARIMA ("Controlled Auto-Regressive Integrated Moving-Average") é utilizado para desenvolver o algoritmo de controle. O comportamento dinâmico do sistema em malha fechada (servo e regulatório) depende da seleção de parâmetros de projeto.

A lei de controle PI é obtida considerando-se o modelo do processo do tipo CARIMA (Controlled Auto-Regressive Integrated Moving Average), ou seja:

$$A(z^{-1})y(t) = z^{-k}B(z^{-1})u(t) + \frac{\xi(t)}{\Delta} \tag{6}$$

e, minimizando-se a seguinte função custo:

$$\min_{u(t)} J = E\{\hat{y}(t+k) + \Gamma\Delta u(t)\}^2 \tag{7}$$

onde:

$$\hat{\phi}(t+k) = \hat{y}(t+k) + \Gamma\Delta u(t) = F(z^{-1})y(t) + \left[G(z^{-1}) + \Gamma\right]\Delta u(t) \tag{8}$$

A ponderação Γ é um parâmetro de projeto para reduzir o esforço de controle (responsável também pela estabilidade do sistema em malha fechada) e especificado pelo operador. Na implementação do algoritmo auto-ajustável direto, os parâmetros do modelo preditivo devem aparecer diretamente na lei de controle. Assim, reescrevendo-se a equação (8)

$$\hat{\phi}(t+k) = \hat{\alpha}_0 y(t) + \hat{\alpha}_1 y(t-1) + \ldots + \hat{\beta}_0 \Delta u(t) + \ldots \hat{\beta}_l \Delta u(t-l) \tag{9}$$

$$l = n_b + k - 1 \quad ; \quad \alpha(z^{-1}) = F(z^{-1}) \quad ; \quad \beta(z^{-1})G(z^{-1}) + \Gamma \tag{10}$$

calcula-se os incrementos do sinal de controle através da seguinte equação

$$\Delta u(t) = \frac{\alpha(z^{-1})}{\beta(z^{-1})} y(t) \tag{11}$$

Para o desenvolvimento da lei de controle PI auto-ajustável deve-se generalizar a estrutura do controlador da equação (11), isto é:

$$(\beta_0 + \beta_1 z^{-1} + \ldots + \beta_l z^{-l})\Delta u(t) = (\alpha_0 + \ldots + \alpha_m z^{-m})[y_r(t) - y(t)] \tag{12}$$

onde $y_r(t)$ é a referência de $y(t)$ e considerar um processo de primeira ordem a ser controlado (os termos $\beta_1 \ldots \beta_l$ são nulos). Logo, a equação (12) torna-se:

$$\Delta u(t) = [\alpha_0 \varepsilon(t) + \alpha_1 \varepsilon(t-1)] / \beta_0 \tag{13}$$

com

$$\varepsilon(t) = y_r(t) - y(t) \tag{14}$$

Como o algoritmo para o controlador PI discreto é dado por

$$\Delta u(t) = K_c \left[\varepsilon(t) - \varepsilon(t-1) + \frac{T_s}{T_i} \varepsilon(t) \right] \tag{15}$$

as constantes ganho proporcional (K_c) e tempo integral (T_i) podem ser determinadas comparando-se as equações (13) e (15), ou seja:

$$K_c = -\alpha_1 / \beta_0 \tag{16}$$

$$T_i = \frac{-\alpha_1 T_s}{\alpha_0 + \alpha_1} \tag{17}$$

O estimador dos mínimos quadrados recursivo pode ser utilizado para atualizar os coeficientes dos polinômios $\alpha(z^{-1})$, $\beta(z^{-1})$ e, consequentemente, K_c e T_i. Este controle foi aplicado ao processo Túnel de Vento

Outro método de controle adaptativo aplicado foi o algoritmo de controle de Lim proposto na literatura em 1992. Para desenvolvimento da lei de controle utiliza-se a seguinte função custo da equação 18.

$$J(k) = [y(k+1) - y_r)]^2 + q[\dot{y}(k+1)]^2 + p[v(k+1)]^2 + r[u(k)]^2 \tag{18}$$

Minimizando-se a equação (18) em relação ao controle, obtém-se a lei de controle adaptativa:

$$u(k) = K[(1+p)y_r + pv(k) + q(y(k)) - (1+q+p)a_1 y(k) \tag{19}$$

onde:

$$K = \frac{b_0}{[r + (1+q+p)b_0^2]} \tag{20}$$

$$v(k) = v(k-1) + e(k) \tag{21}$$

Esta estratégia controle foi aplicada a servoválvula e as figuras 9 e 10 mostram os resultados das respostas do túnel de vento (onde é utilizado o controle CARIMA) e da servoválvula utilizando o controle adaptativo pelo método de (Lim, 1992).

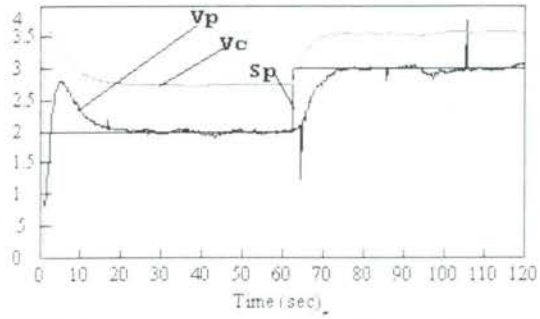


Figura 9 - Resposta do processo túnel de vento ao degrau. Controle CARIMA, Γ=28.

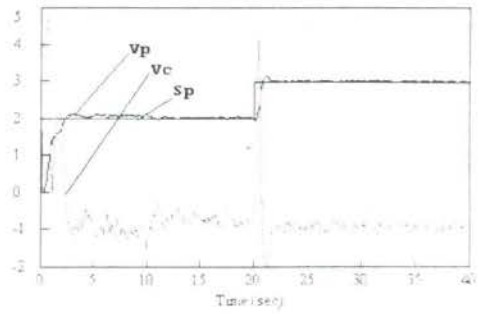


Figura 10 - Resposta do processo servoválvula ao degrau com controle adaptativo baseado em (Lim 1992).p=0,0005; q'=2; r=0.0001

5. CONCLUSÃO

Neste artigo foram apresentados os processos em escala de laboratório, túnel de vento e servoválvula, com o propósito de descrever características que enquadram estes equipamentos no contexto das disciplinas de controle de processos ministradas no LCP, analisando aspectos de não-linearidades e aplicação de controladores clássicos e adaptativos. A análise dos resultados das respostas apresentadas, mostram a aplicabilidade dos processos em experimentos práticos no ensino de controle. Além destes, outros processos clássicos também estão em desenvolvimento, entre os quais o fan-and-plate, mono e duplo tanques e equilíbrio horizontal e túnel de aquecimento.

6. REFERÊNCIAS

Åstrom, K. J. & Wittermark, K. B., *Adaptive Control*, 2nd edition, Addison Wesley, New York, 1995.

Coelho, A.A.R., Bruciapaglia, A.H. , H. Simas, Gomes F.J., " Low cost laboratory equipament for analysis and design of dynamics systems. *Preprints of 4th Symposium on Advanced in Control Education*, pp. 125-130, 1997.

Kheir, N,A., Åstrom, K.J., Auslander,D., Cheok, K.C., Franklin, G.F., Manster. M. & Rabins, M. , Control Systems Engineering Education, *Automatica* , vol. 32, nº 2, pp. 147-166, 1996.

Lim, C.M.& Hiyama, T., Application of a Self-Tuning Control Scheme to a Power System with Multimode Oscilations, *Int. J. Elect. Power Syst. Res.*, vol. 24, nº 2, pp. 91-98, 1992.

Roffel, B., Vermeer, P.J. & Chie, P.A., *Simulation and Implementation of Self-Tuning Controllers*, Prentice Hall, New Jersey, 1989.

Wellstead, P.E., Teaching Control with Laboratory Scale Models, *IEEE Trans. on Education*, vol. 33, nº 3, pp. 285-290, 1990.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB845

A UTILIZAÇÃO DA REALIDADE VIRTUAL NA ENGENHARIA MECÂNICA/ *THE UTILIZATION OF VIRTUAL REALITY IN MECHANICAL ENGINEERING*

ANTONIO VALERIO NETTO, ARTHUR J.V. PORTO & JANDIRA G. PALMA
Dept. de Engenharia Mecânica, Escola de Engenharia de São Carlos - EESC/USP
Av. Dr. Carlos Botelho, 1465 Vila Pureza CEP 13560-250 São Carlos, SP - Brasil
E-mail: avnetto@sc.usp.br ou ajvporto@sc.usp.br

Abstract

The virtual reality is an advanced interface technique, in which the user can immerge, navigate and interact in a synthetic tridimensional computer generated environment. Through virtual reality software, it is able to shape mechanical apparatus, vehicles and devices, simulating the real behavior of the equipment. This diminishes costs and development cicles and allows training sessions with the virtual product. The virtual reality aids the CAD development system; the designer can interact, manipulate and validate his workpiece with the facilities provided by these tools. Following the idea of modelling and simulation, the new trend of simulators points at interactive and intelligent systems, in which will be widely used the virtual reality technique, allowing the user not only to interact with the system's components during his "virtual function", but to immerge in the model giving more realism to the system and allowing a richer exploration of it. The virtual reality can also be applied on undergradute a courses helping in lectures on utilization of last generation machine tools, which are expensive and large and are not usually available at the universities.

Keywords

Virtual Reality, Simulation, Modelling, Virtual Manufacturing and Virtual Reality Software.
Realidade Virtual, Simulação, Modelamento, Manufatura Virtual e Softwares de Realidade Virtual.

1. INTRODUÇÃO

Nascida de pesquisas militares e cientificas em meados dos anos 60, a realidade virtual têm como marco inicial da imersão em ambientes virtuais, o trabalho de Ivan Sutherland que construiu em 1968 na Universidade de Harvard, o primeiro capacete de visualização com imagens geradas por computador, incorporando um sistema de rastreamento da posição da cabeça (Kalawsky, 1993).

Com o avanço das pesquisas proporcionando ferramentas de hardware e software cada vez mais poderosas e acessórios como capacetes, luvas e óculos mais leves e acessíveis, está ocasionando um elevado interesse industrial e um número crescente de usuários e de aplicações, o que vêm provocando um crescimento enorme na demanda de componentes e produtos de realidade virtual fazendo com que exista uma redução dos preços desses equipamentos.

Mas, o que é realidade virtual ? Existem algumas definições conhecidas na literatura, de uma maneira simplificada, podemos dizer que realidade virtual (RV) é a forma mais avançada de interface do usuário de computador até agora disponível (Hancock, 1995).

3213

Uma definição um pouco mais refinada de realidade virtual é a seguinte: "é uma forma das pessoas visualizarem, manipularem e interagirem com computadores e dados extremamente complexos" (Aukstakalnis & Blatner, 1992). Agrupando algumas outras definições de realidade virtual (Burdea & Coiffet, 1994; Jacobson, 1991; Krueger, 1991), pode-se dizer que é uma técnica avançada de interface, onde o usuário pode realizar imersão, navegação e interação em um ambiente sintético tridimensional gerado por computador, utilizando canais multi-sensoriais. Uma outra definição propõe que realidade virtual seja a simulação do *espaço-tempo 4D*, isto é, animação de ponto de observação apresentada em um contexto interativo, em tempo real. A realidade virtual proporciona uma maneira de o participante interagir com um ambiente simulado 3D. É uma interface homem-computador, proporcionando controles para o usuário manipular e interagir com uma base de dados. A base de dados é o *espaço-tempo 4D*, incluindo a realidade artificial (espaço virtual) e as entidades (objetos virtuais) que ele contém (Adams, 1994). O termo *espaço-tempo 4D*, é geralmente usado para se referir a imagens computadorizadas 3D animadas onde foi acrescentada às imagens a quarta dimensão, que é o tempo. Usualmente representada pela notação (x,y,z,t).

Na prática a realidade virtual permite que o usuário navegue e veja, em tempo real, um mundo de três dimensões, com seis graus de liberdade (6GDL). Isto mostra a capacidade do software de definir, e a capacidade do hardware de reconhecer, seis tipos de movimento: para frente/para trás, acima/abaixo, esquerda/direita, inclinação para cima/para baixo, angulação à esquerda/à direita e rotação à esquerda/à direita. Na essência, a realidade virtual é um clone da realidade física. Na realidade física, o indivíduo existe em três dimensões, tem a sensação do tempo real e a capacidade de interagir com o mundo ao seu redor. Os equipamentos de RV simulam estas condições, chegando ao ponto em que o usuário pode "tocar" os objetos num mundo virtual e fazer com que eles respondam, ou mudem, de acordo com suas ações (Von Schweber & Von Schweber, 1995).

A interface com realidade virtual envolve um controle tridimensional altamente interativo de processos computacionais. O usuário entra no espaço virtual das aplicações e visualiza, manipula e explora os dados da aplicação em tempo real, usando seus sentidos, particularmente os movimentos naturais tridimensionais do corpo. A grande vantagem desse tipo de interface é que o conhecimento intuitivo do usuário a respeito do mundo físico pode ser transferido para manipular o mundo virtual. Para suportar esse tipo de interação, o usuário utiliza dispositivos não convencionais como capacete de visualização e controle, luva e outros. Estes dispositivos dão ao usuário a impressão de que a aplicação está funcionando no ambiente tridimensional real, permitindo a exploração do ambiente e a manipulação natural dos objetos com o uso das mãos, por exemplo, para apontar, pegar, e realizar outras ações (Kirner, 1996).

Um sistema de realidade virtual envolve estudos e recursos ligados com percepção, hardware, software, interface do usuário, fatores humanos, e aplicações (Bishop *et al.*, 1992). Para a elaboração de sistemas de realidade virtual é necessário ter algum domínio sobre: dispositivos não convencionais de E/S, computadores de alto desempenho e boa capacidade gráfica, sistemas paralelos e distribuídos, modelagem geométrica tridimensional, simulação em tempo real, navegação, detecção de colisão, avaliação, impacto social, projeto de interfaces, e aplicações simples e distribuídas em diversas áreas.

Este trabalho visa apresentar a teoria básica sobre realidade virtual, incluindo sua conceituação, caracterização e aplicação. A intenção é mostrar a flexibilidade da utilização da realidade virtual dentro das indústrias e dos centros de pesquisas, focando principalmente a área relacionada à engenharia mecânica, com exemplos de situações já existentes e também sugestões de aplicações futuras.

2. VISÃO GERAL SOBRE REALIDADE VIRTUAL

Como foi visto na introdução, há varias definições aceitas para realidade virtual. Isto é devido, em partes, à natureza interdisciplinar da área, e também a sua evolução. De uma maneira ou de outra, os sistemas de realidade virtual acabaram vindo de sistemas computacionais de mesa, simuladores, sistemas de teleoperação, etc.

A realidade virtual também pode ser considerada como a junção de três idéias básicas: imersão, interação e envolvimento (Morie, 1994). Isoladamente, essas idéias não são exclusivas de realidade virtual, mas aqui elas coexistem.

A idéia de imersão está ligada com o sentimento de se estar dentro do ambiente. Normalmente, um sistema imersivo é obtido com o uso de capacete de visualização, mas existem também sistemas imersivos baseados em salas com projeções das visões nas paredes, teto, e piso (Cruz-Neira *et al.*, 1992). Além do fator visual, os dispositivos ligados com os outros sentidos também são importantes para o sentimento de imersão, como som (Begault, 1994), posicionamento automático da pessoa e dos movimentos da cabeça, controles reativos, etc. A visualização tridimensional através de monitor é considerada não imersiva. Dessa forma temos a conceituação de realidade virtual imersiva e não imersiva.

Do ponto de vista da visualização, a realidade virtual imersiva é baseada no uso de capacete ou salas de projeção nas paredes, enquanto a realidade virtual não imersiva baseia-se no uso de monitores. De qualquer maneira, os dispositivos baseados nos outros sentidos acabam dando algum grau de imersão à realidade virtual com o uso de monitores, mantendo sua caracterização e importância (Robertson *et al.*, 1993). Embora a realidade virtual com uso de capacetes tenha evoluído e seja típica, a realidade virtual com monitor apresenta ainda alguns pontos positivos como: utilizar plenamente todas as vantagens da evolução da indústria de computadores; evitar as limitações técnicas e problemas decorrentes do uso do capacete; e facilidade de uso. Porém é importante frisar que a tendência será a utilização da realidade virtual (RV) imersiva para a grande maioria das aplicações futuras.

Com relação a idéia de interação, ela está ligada com a capacidade do computador detectar as entradas do usuário e modificar instantaneamente o mundo virtual e as ações sobre ele (capacidade reativa). As pessoas gostam de ficar cativadas por uma boa simulação e de ver as cenas mudarem em respostas aos seus comandos. Esta é caracteristica mais marcante nos video-games.

A idéia de envolvimento, por sua vez, está ligada com o grau de motivação para o engajamento de uma pessoa com determinada atividade. O envolvimento pode ser passivo, como ler um livro ou assistir televisão, ou ativo, ao participar de um jogo com algum parceiro. A realidade virtuál tem potencial para os dois tipos de envolvimento ao permitir a exploração de um ambiente virtual e ao propiciar a interação do usuário com o mundo virtual dinâmico.

Quando da utilização do seu aplicativo de realidade virtual, ele pode fornecer uma sessão em três formas diferentes: Passiva, Exploratória e interativa (Adams, 1994).

Uma sessão de realidade virtual passiva proporciona ao usuário exploração automática e sem interferência através do ambiente 3D. A rota e as vistas são explícitas e exclusivamente controladas pelo software. O usuário não tem controle algum, exceto talvez, para sair da sessão.

Uma sessão de realidade virtual exploratória proporciona uma exploração dirigida pelo usuário através do ambiente 3D. O participante pode escolher a rota e as vistas, mas não pode de outra forma interagir com entidades contidas na cena 3D.

Uma sessão de realidade virtual interativa proporciona uma exploração dirigida pelo usuário através do ambiente 3D. Além disso, as entidades virtuais no ambiente 3D respondem

e reagem às ações do participante. Por exemplo, se o usuário move o ponto de observação em direção à porta, a porta pode parecer abrir-se, permitindo ao participante passar através dela. Os sensores do *gerenciador de simulação* detectam quando o nó do ponto de observação se move dentro de um volume especificado do espaço-3D. O *gerenciador de simulação* então chama uma função para animar a abertura da porta no espaço cibernético. O *gerenciador de simulação* em questão é um instrumento de animação modificado para rodar no modo passo a passo para uso em sessão de realidade virtual. Ele executa funções run-time como atualizar, impor, detectar e mover, isto é, ele atualiza a imagem na tela, impõe as regras de realidade virtual, detecta interatividade e move entidades.

Este espaço cibernético citado é definido como o *espaço-tempo 4D* simulado, controlado pela interface de realidade virtual. O espaço cibernético existe somente dentro do computador, isto é, trata-se de um espaço imaginário. A realidade virtual, por outro lado, é a interface homem-computador que permite ao usuário interagir com o espaço cibernético. Talvez possa ser mais conveniente se pensar no espaço cibernético como sendo a imaginação do computador (Adams, 1994).

3. APLICAÇÕES EM REALIDADE VIRTUAL

Embora muitas pessoas acreditem que a realidade virtual resultará principalmente em melhores jogos de entretenimento, muitas empresas a adotaram como uma forma mais acessivel financeiramente de projetar o futuro, uma maneira mais eficaz de vender e uma forma melhor para treinar os seus funcionários, ou no caso de uma universidade, seus alunos de graduação.

A realidade virtual (RV) pode ser aplicada nas mais variadas áreas do conhecimento e de maneira bastante diversificada. A todo momento surgem novas aplicações, em função da demanda e da capacidade criativa das pessoas. Em muitos casos, a RV vem revolucionando a forma de interação das pessoas com sistemas complexos tratados com o uso de computadores, propiciando maior desempenho e economizando custos.

Na prática, isso significa que a realidade virtual possui um vasto campo de utilização, por exemplo, hoje um arquiteto pode montar seus próprios ambientes virtuais usando apenas micros de mesa e programas de desenvolvimento de ambientes virtuais. Seja para elaboração do projeto de um escritório, possibilitando a visualização do ambiente sob diversos pontos de vista, permitindo que o usuário passeie por entre móveis e detalhes da construção antes mesmo que a primeira parede seja levantada (Penteado, 1995); seja para venda de casas e apartamentos à clientes interessados (Dupont, 1994).

A arquitetura não é, no entanto, a única beneficiária dos novos recursos virtuais. A medicina tem sido um dos principais focos de atenção dos desenvolvedores dessa tecnologia. Os estudantes de medicina estão treinando suas primeiras cirurgias em ambientes virtuais (Penteado, 1995). No National Rehabilitation Hospital em Washington nos EUA, a realidade virtual é utilizada como ferramenta de terapia para reabilitação de pacientes e de avaliação neuro-psiquica dos mesmos (Sense 8, 1996). Ela é empregada também para o desenvolvimento rápido de novas drogas medicinais (Dupont, 1994) e para amostragens de imagens de exames de ressonância magnética (Kalawsky, 1993).

Na área militar, um exemplo típico de utilização é a simulação de uma cabine de avião de combate, que foi desenvolvida pela British Aerospace Real para treinamento dos cadetes britânicos (Kalawsky, 1993). A realidade virtual também é usada para treinar operadores de radares que rastreiam trajetórias de aeronaves (Sense 8, 1996) e na pré-produção de uma linha de montagem digital de aeronaves (Blanchard, 1995). Este trabalho de pré-produção está

sendo realizado pela empresa Northrop (Hawthorne, CA) que espera com isto, reduzir os custos de produção e melhorar os prazos de entrega dos projetos aos clientes.

Na área automobilística, as aplicações também são variadas. A Volvo sueca, por exemplo reconstruiu em laboratório, um trecho de sete quilômetros de uma estrada local onde, antes do lançamento de qualquer veículo no mercado, um test driver recolhe informações sobre o comportamento do novo automóvel em situações reais (Penteado, 1995). A Volvo também possui um ambiente virtual para simular colisões dos seus veículos com diversas barreiras e obstáculos, para posteriormente fazer uma análise do seus sistemas de proteção contra este tipo de situação (Dupont, 1994).

Seguindo a mesma idéia de testar o produto antes de ser fabricado, a Renault Design simulou a performance do protótipo de um de seus carros, o Racoon, utilizando uma técnica de filmagem que mistura ambientes reais com objetos virtuais (Thalmann & Thalmann, 1993). A BMW em cooperação com a universidade de Erlangen criaram em Munique, Alemanha, um centro de simulação em realidade virtual para testes de colisão, performance do equipamento, adequação do design e análise dos processos de engenharia de construção de seus veículos (Beardsley, 1997). A fábrica da Ford Motor em Dearborn, Michigan, criou um dos mais sofisticados ambientes tecnológicos virtuais para projeto e engenharia de automóveis, trata-se da divisão CAVSE (Core & Advanced Vehicle System Engineering) que utiliza a RV para simulação e prototipagem virtual, tomando como principais pontos de pesquisa, a aerodinâmica, a ergonomia e a modelagem de superfície do protótipo do veículo a ser construído (Blanchard, 1995).

A Caterpiller (Peoria, Ill.), fabricante de tratores, juntamente com à Universidade de Illinois, desenvolveram um ambiente virtual para testes dos novos projetos de equipamentos. Esses testes são para avaliar o design do veículo e determinar a visibilidade proveniente da cabine de comando do trator (Blanchard, 1995). Neste projeto, o operador senta-se numa plataforma equipada com os mesmos controles, de uma cabine real de um trator (figura 1), esta plataforma está localizada num CAVE (Cave Automatic Virtual Environment) (Banerjee & Banerjee, 1995), que é um sistema baseado em RV que possui o formato de um cubo e tem suas paredes forradas com telas, onde são exibidas as animações gráficas.

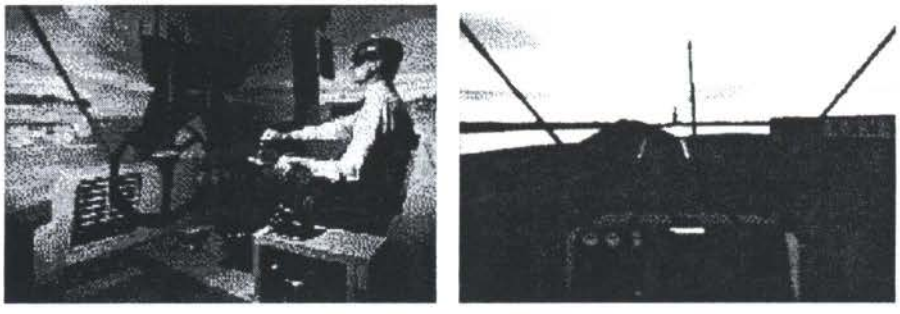


Figura 1 - Test drive dos novos projetos de tratores da Caterpiller (Blanchard, 1995).

Empresas como a Nabisco Food de alimentos (East Hanover, N. J.), utiliza soluções em realidade virtual, para treinar seu pessoal em manutenção e serviço para as linhas de produção. A Motorola que fabrica chips e outros componentes eletrônicos, tem utilizado a RV desde 1994, para treinar seus trainees no próprio local de trabalho, isto tem permitido a companhia economizar milhões de dólares com custos de treinamento. A divisão aeroespacial da Boeing Computer Services, tem utilizado interfaces de RV para sistemas CAD 3D, para avaliar as facilidades de acesso dos funcionários que fazem manutenção nas cabines das aeronaves fabricadas pela empresa (Blanchard, 1995).

Na área de simulação de chão de fábrica, está havendo um esforço grande de empresas de simulação e universidades para desenvolver um protótipo para estudos dos vários aspectos de um modelo imersivo de exibição baseado em técnicas de modelagem de realidade virtual. Os participantes deste empreendimento estão desenvolvendo um modelo de fábrica de engrenagens (figura 2) baseados em softwares avançados de RV e plataformas CAVE (Banerjee & Mehrotra, 1995). Esta nova tecnologia permitirá que as informações de uma modelagem em 3D possam também serem exibidas numa interface que suporte apenas exibições em 2D. O objetivo é permitir que um engenheiro de produção manipule objetos 3D em ambientes 3D, proporcionando assim uma análise mais intuitiva de processos complexos existentes num ambiente de fabricação. As pesquisas incluem o desenvolvimento de modelagem de movimentos e modelagem da área de imagens da fábrica virtual. O desenvolvimento de um modelo de "telecolaboração" entre projetistas remotos para decisões de layout de fábrica também está em andamento (Banerjee *et al.*, 1997).

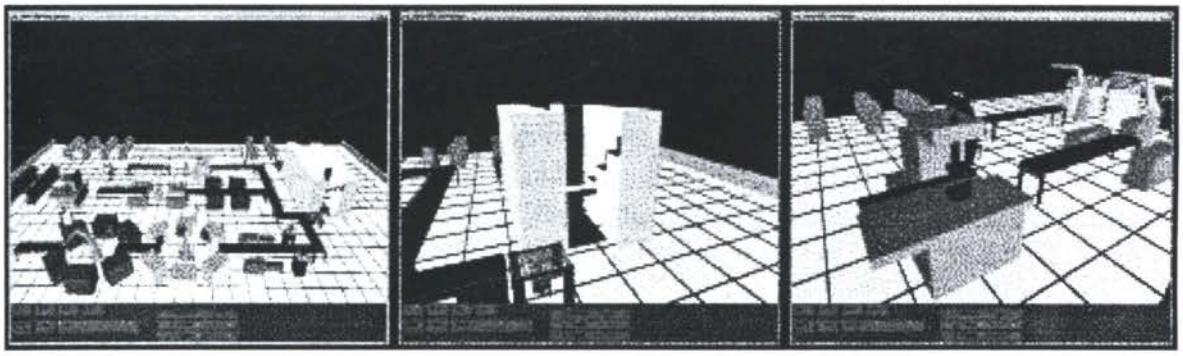


Figura 2 - Vistas da fábrica de engrenagens virtual (Banerjee *et al.*, 1997).

Acompanhando a idéia de modelagem e simulação, é importante salientar que a nova tendência para simuladores de eventos discretos, aponta para sistemas interativos e inteligentes, nos quais serão largamente empregadas técnicas de realidade virtual, inteligência artificial e sistemas especialistas. A realidade virtual, seria utilizada inicialmente no módulo de animação, que é a parte do software que mostra ao mesmo tempo, a interação entre os diversos componentes do modelo durante a execução de uma corrida de simulação. Dessa forma permitirá ao usuário não somente interagir com os componentes do sistema durante seu "funcionamento virtual", bem como muitas vezes, imergir no interior do modelo dando mais realismo ao sistema e permitindo uma exploração mais rica do mesmo (Lobão & Porto, 1996).

Hoje, existem diversas empresas especializadas em softwares de ambientes virtuais, algumas possuem modeladores para desenvolvimento de aplicações gerais (O'Neill, 1995) (Superscape Inc., 1997), outras se especializaram em desenvolvimento de ambiente virtual interativo para projeto, análise e prototipagem virtual. Por exemplo, existem softwares específicos para ferramenta de simulação e programação para solda a arco e para solda a ponto, programação de pintura robotizada, novo padrão para simulação de eventos discretos, ferramenta de simulação e análise para centros de usinagem e programas NC, ferramenta para simulação e análise de ergonomia e interação humana na engenharia e desenvolvimento interativo de produtos e processos (Deneb Robotics, 1997).

Na área da educação, o departamento de computação da UFSCar está desenvolvendo um trabalho que enfoca o uso conjugado de RV e visualização científica, visando a criação de ferramentas e programas computacionais aplicados ao ensino fundamental do primeiro grau (Visioli & Bugatti, 1997). O Ministério da Educação do Egito também possui um projeto de

quatro diferentes mundos virtuais (corpo humano, modelagem de moléculas, geografia mundial e civilizações antigas) que são utilizados para a orientação e ensino dos estudantes. A Haywood Community College (Waynesville, NC) utiliza RV para que seus estudantes tenham uma melhor visualização e interação com seus modelos, feitos em 3D a partir do AutoCAD (Sense 8, 1996).

4. Conclusão

Apesar de a área de entretenimento ser a alavanca do interesse do grande público pela realidade virtual, a maior parte das tecnologias inovadoras ainda vem de setores comprometidos com o uso profissional. Com um software de realidade virtual sofisticado, pode-se modelar maquinários, veículos e dispositivos, simulando o comportamento real do equipamento. Isto economiza dinheiro e ciclos de desenvolvimento e permite que se efetue sessões de treinamento com o produto virtual. Dessa forma a realidade virtual vêm em auxilio dos sistemas CAD de desenvolvimento, pois os projetistas podem interagir, manipular e validar suas peças com as facilidades que a ferramenta proporciona.

A realidade virtual pode ser aplicada em diversas áreas da mecânica, desde as já citadas anteriormente como: planejamento de fábricas, produção de produtos de linha e simulação de protótipos até no que se refere ao aperfeiçoamento de alunos de graduação, com relação ao ensinamento da utilização de tornos e fresadoras de última geração; enfim maquinários caros e de grande porte que por vias não existam disponíveis na universidade.

5. Referências Bibliográficas

ADAMS, L. *Visualização e realidade virtual*, Ed. Makron Books, pp. 255-259, SP, 1994.

AUKSTAKALNIS, S. & BLATNER, D. *Silicon mirage: the art and science of virtual reality*, Peatchpit Press, Berkeley, CA, 1992.

BANERJEE, A. & BANERJEE, P. *Immersive display interface specification standards in virtual manufacturing: a prototype*, Proc. IFIP WG 5.7, pp.266-276, Seattle, September, 1995.

BANERJEE, A. ET AL. *Factory Models using virtual reality: Immersive Display Models of factory floor*, pp. 1-2., 1997. (http://zenith2.me.vic.edu/ivri/fmur.htm)

BANERJEE, A. & MEHROTRA, S. A prototype architecture for manufacturing system layout design decision using virtual reality, *Proc. NFS Des. & Manuf. Gratees Conference*, pp. 235-236, San Diego, CA, 1995.

BEARDSLEY, D. BMW enter the world of VR, *Sense 8 Universe Journal*, pp. 3, Winter, 1997. contact: denise@sense8.com.

BEGAULT, D. R. *3-D Sound for virtual reality and multimedia*, Academic Press, Cambridge, MA, 1994.

BISHOP, G. *ET AL.* Reseach directions in VR environments, *Computer grapihcs - ACM*, 26(3):153-177, Aug, 1992.

BLANCHARD, D. The reality of virtual manufacturing, *Intelligent manufacturing*, pp. 1-3, June, 1995. (http://lionhrtpub.com/IM6-Reality.html)

BURDEA, G. & COIFFET, P. *Virtual reality technology*, Jonh Wiley & Sons, N.Y., 1994.

CRUZ-NEIRA, C ET AL. The CAVE audio visual experience automatic virtual environment, *Communication of the ACM*, 35(6):64-72, June, 1992.

BENEB ROBOTICS *The simulation and analysis tool for machine tools and machining operations*, 1997. (http://www.deneb.com/)

DUPONT, P. Whiter virtual reality ?, *Computer Bulletin*, pp. 14-17, October, 1994.

HANCOCK, D. Viewpoint: virtual realityin search of middle ground, *IEEE Spectrum*, 32(1):68, Jan, 1995.

JACOBSONS, L. *Virtual reality: A status report*, AI Expert, pp. 26-33, Aug, 1991.

KALAWSKY, R. S. *The science of virtual reality and virtual environments*, Ed. Addison-Wesley, 405 Pp., 1993.

KIRNER, C. *Apostila do ciclo de palestras de realidade virtual*, Atividade do Projeto AVVIC-CNPq (Protem - CC - fase III) - DC/UFSCar, São Carlos, pp. 1-10, Out, 1996.

KRUEGER, M. W. *Artificial reality II*, Addison-Wesley, Reading, MA, 1991.

LOBÃO, E.C & PORTO, A. J. V. Evolução das técnicas de simulação em acordo com a técnologia, *Anais do XVI Encontro Nacional de Engenharia de Produção - ENEGEP*, Piracicaba, Out, 1996.

MORIE, J. F. Inspiring the future: merging mass communication, art, entertainment and virtual environment, *Computer Graphics*, 28(2):135-138, May 1994.

O'NEILL, B. Industry news: Virtual NC for the manufacturing environment, *Simulation Magazine*, pp. 330-331, May, 1995.

PENTEADO, S. O mundo da quinta dimensão, *Informática Exame*, pp. 55-60, n.111, Jun, 1995.

ROBERTSON, G. G. ET AL. Nonimmersive virtual reality, *IEEE Computer*, pp.81-83, Feb, 1993.

SENSE 8 *Customer apppications: information management, analysis, training, simulation, research, education and development*, Sense 8 corpotation, Sausalito, CA, Aug ,1996. (http://www.sense8.com/)

SUPERSCAPE INC. *VRT - the most popular VR authoring suite available on the PC*, Santa Clara, CA, 1997. (http://www.superscape.com/)

THALMANN, N. M & THALMANN, D. *Mundos virtuais e multimidia*, Ed. LTC, pp. 141-148, Rio de Janeiro, 1993.

VISIOLI, A. C. & BUGATTI, I. G. *Um ambiente de desenvolvimento de ferramentas didáticas e programas computacionais para o ensino fundamental*, Grupo de Realidade Virtual - DC/UFSCar, Jan, 1997. (http://www.dc.ufscar.br/grv/bolsas.htm)

VON SCHWEBER, L. & VON SCHWEBER, E. Cover story: realidade virtual, *PC Magazine Brasil*, pp. 50- 73, v. 5, n.6, junho, 1995.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB867

RESISTÊNCIA DOS MATERIAIS, O NASCIMENTO DE UMA DISCIPLINA / *STRENGTH OF MATERIALS, THE BIRTH OF A DISCIPLINE*

LUIZ TEIXEIRA DO VALE PEREIRA
Departamento de Engenharia Mecânica, UFSC
CEP 88.040-900, Florianópolis, Brasil - E-mail: teixeira@emc.ufsc.br

Abstract

In this paper the bases of the Strength of Materials are discussed. To this aim, the epistemological foundations of this science are analyzed, especially in Da Vinci's and Galilei's works, when an understanding of the discipline's constitution is attempted. Its birth is associated with an intensified relationship between theory and practice, sustained by laboratory-made idealizations of structural elements. These idealizations, by its turn, would be engaged with the very frame of the engineer's profession. Engineering is understood as a body of ideas, compromised with paradigms which orients the actions of its practitioners.

Keywords

Strength of Materials; History of engineering; Epistemology / *Resistência dos Materiais; História da engenharia; Epistemologia.*

1. SITUANDO O PROBLEMA

A Resistência dos Materiais [RM] é uma disciplina básica da engenharia. Tal é a sua importância enquanto corpo de idéias nesta área, que a ela é reputada a condição de *ciência fundamental* para este campo de conhecimento técnico. Contribuem para este entendimento uma série de conceitos, definições, explicações, descrições, dados empíricos, raciocínios analíticos, modelos matemáticos, sugestões práticas, exemplos aplicativos, enfim, todo um conjunto de saberes que lhe conferem tal lugar de destaque.

Apesar da sua relevância para a confirmação da engenharia como atividade consagrada e co-responsável pelo desenvolvimento social humano, pouco tem sido feito para entendê-la mais profundamente, em especial nos aspectos que definem as suas bases, os seus limites e possibilidades. O pouco que se tem notícia, quando se procura investigá-la, diz respeito a alguns de seus aspectos históricos - *conjuntos de acontecimentos cronologicamente distribuídos no tempo* - onde são ressaltados em especial os luminares e suas 'descobertas', ou grandes feitos e retumbantes fracassos. Mas no tocante ao fundo epistemológico que sustenta os trabalhos na área, e que dá corpo às teorias e conceitos que a estruturam, praticamente nada é encontrado.

O objetivo deste trabalho é promover uma rápida investida por este viés, tentando apontar e registrar algumas das características que teriam definido as bases dessa 'ciência', procurando entender um pouco da sua sistematização. Para tanto, a idéia geral é procurar analisar como foi estabelecida uma das premissas fundamentais - *o conceito de tensão* -, que regem os trabalhos no campo da RM, em especial com relação às suas implicações para o projeto em engenharia.

3221

2. ORIGENS E MOTIVAÇÃO PARA A QUESTÃO

Este ensaio tem origem na preocupação em resgatar algo difuso na área técnica, onde, em geral, a historicidade dos conceitos e as bases das suas próprias construções são esquecidas. É como se estivéssemos, no atual momento, enfim de posse da leitura perfeita da realidade constituída pelos nossos objetos de trabalho. Tudo se passa como se o conhecimento fosse um bem definitivo e estático, como se os indivíduos basicamente fizessem absorver as experiências dos seus antecessores, passando a enxergar a realidade já dominada por eles. No ensino, a visão amplamente majoritária é a de que a disciplina é composta por objetos que são dados empiricamente, restando aos indivíduos refletirem a sua realidade. Isto nos leva a considerar que tudo o que veio antes não conta, e deve ser esquecido, pois representa apenas ingenuidades de que já teríamos nos desvencilhado.

Este comportamento deve ser um dos responsáveis pelo fato de raras vezes professores de engenharia se colocarem questões mais elaboradas sobre as disciplinas em que se especializam. No mais das vezes, parece que nós professores de engenharia nos ocupamos em dar continuidade a um ritual não refletido, mesmo em relação aos assuntos que nos ocupam no dia-a-dia da profissão.

Tudo isso parece ter origem não só na prática da profissão, mas também seria confirmado por uma certa expectativa popular que tem lugar numa sociedade industrial, que preferiria enxergar num técnico um indivíduo que não precisa refletir demais sobre as bases e implicações de seu trabalho. Tudo que lhe é pedido, ou exigido, é que ele execute o que lhe compete conforme o combinado. O engenheiro deve projetar a casa de forma econômica, segura e resistente; o médico deve tratar o paciente de forma rápida, indolor e definitiva. Assim, o 'verdadeiro' profissional técnico deve fazer tudo isso sem se preocupar em demasia com o uso da casa pronta ou o que o paciente fará com o seu corpo são. O 'verdadeiro' profissional técnico analisa friamente, de forma neutra e imparcial, o já domado objeto do seu trabalho, e emite pareceres precisos e definitivos sobre o estado do que ele manipulou. Desta forma, os engenheiros recebem um treinamento que desqualifica a necessidade de uma reflexão sobre o que fazem, devem apenas fazer; o médico deve curar não um ser humano e social, mas um paciente.

As abordagens sociológicas formais parecem não dar conta, sozinhas, de firmar o arcabouço de explicações necessárias para justificar esta situação. Talvez uma explicação para este quadro esteja nos fundamentos epistemológicos impregnados nas bases da profissão, nos conceitos e teorias partilhados, no jargão técnico comum à 'grande' comunidade, enfim, nos paradigmas que servem de aglutinantes para os seus membros.

Entender um pouco do que ocorreu justo no momento em que a disciplina se estruturou pode ajudar a entender as dificuldades técnicas profissionais e, também, o próprio processo de formação de seus novos membros.

Assim, uma outra preocupação que permeia este trabalho diz respeito à questão do ensino. Seja nos assuntos levados explicitamente para dentro da sala de aula pelo professor, seja nas 'entonações' que subliminarmente extravasam dos seus discursos, esses fundamentos devem ter efeitos sensíveis no processo ensino-aprendizagem. Embora não seja propósito deste trabalho explorar conclusões por este caminho, não há como esquecê-lo quando o objetivo é tentar entender as bases da profissão; até porque, para entender o ensino, se faz necessário partir de um modelo do que é a disciplina, qual o seu arcabouço teórico, como ela se constitui, e em qual perspectiva as relações sujeito-objeto-conhecimento se fazem presentes nesse modelo.

3. PERÍODO PRÉ-PARADIGMÁTICO

O nascimento formal da RM é precedido por um longo período de tentativas e de experiências baseadas no julgamento intuitivo. Talvez possamos centrar suas origens nas construções de caráter pessoal baseadas na simples intenção de dar forma a uma necessidade imediata.

Mas há algo mais nessas origens. Nos *Elementos* de Euclides, por exemplo, está consignada uma pretensa perfeição, acima de tudo o que é imperfeito e transitório e, sobretudo, acima de qualquer necessidade prática. 'Descoberto' um encantamento com um ideal divino, estava afastada toda possibilidade de procurar entender os mecanismos que definissem as regularidades da natureza. Se Euclides foi um teórico radical, os egípcios, os assírios e os babilônios pautavam suas vidas essencialmente pelas necessidades práticas de medições e de cálculos, e talvez também por isso nunca criaram uma matemática abstrata capaz de dar sustentação a teorizações mais elaboradas.

Monumentos, templos, pirâmides, pequenos utensílios e toda sorte de obras dos povos antigos comprovam a existência, já de longa data, de um conjunto de regras práticas que permitiam construções relativamente seguras e resistentes. Segundo os elementos disponíveis, nessas épocas os projetos não passavam de definições geométricas e de estabelecimentos de conjuntos de práticas de construção que permitiam a execução desses desenhos (ver, por exemplo, Gama, 1993). A garantia da continuidade na execução de obras, portanto, dependia da manutenção das tradições de práticas operacionais transmitidas pela experiência direta entre os indivíduos. Ainda assim, magníficas obras foram executadas, e algumas delas até hoje resistem ao tempo e aos homens.

É certo que o tempo apagou muitos dos insucessos, podendo dar hoje a errônea impressão, por conta daquelas construções que chegaram até nós relativamente intactas, de que as obras atuais prescindiriam da solidez das antigas construções. Mesmo assim, estas obras seculares denunciam a inexistência de atividades projetuais prévias nos moldes hoje aceitos, onde se tomam como base parâmetros residentes no material e nos modelos teóricos referenciais.

Os gregos avançaram um pouco a arte da construção, o que de alguma forma foi resultado das suas tentativas de entender a natureza. As primeiras formulações da estática, uma das bases da RM, vêm dessa época, e estão consubstanciadas, por exemplo, nos trabalhos de Arquimedes, com seus estudos da alavanca e do centro de gravidade dos corpos.

Um pouco antes, entretanto, já encontramos as primeiras especulações no sentido de se entender a força, que constitui em si não só uma das origens do conceito técnico de tensão, mas também a própria garantia da sua existência. Em Alves (1991) encontramos um rápido resumo desta trajetória. Heráclito [486 a.C. ?] considera a força um elemento constituinte básico da realidade física. Empédocles [444 a.C. ?] e Anaxágoras [500?-428? a.C.] viam a força como o agente atuante nos elementos primários imutáveis, sendo a responsável por toda a diversidade do universo. A força, transformadora, seria externa à matéria, sendo um tipo de espírito que causa o seu movimento, conferindo-lhe individualidade. Dois tipos de força [amor - *philio* - e luta - *neikos*] seriam os responsáveis pelas uniões dos quatro elementos [terra, fogo, água e ar]. Platão [427?-347 a.C.] concebe a sua *dynamis* como aquilo que individualiza uma substância, tornando-a sensível a nós. Cor, temperatura, forma ou dureza, por exemplo, também seriam *dynamis*. Aristóteles [384-322 a.C.] relacionou força e movimento, anunciando que os movimentos eram forçados, e a força era o agente dessa ação. Para ele, o lugar natural dos corpos era o repouso, e uma força seria uma perturbação, capaz de tirá-los do repouso.

Nenhuma dessas tentativas de definir o que acontece com os corpos contribui de forma direta para construirmos um conceito de tensão, mas levanta a questão que desperta a necessidade de 'entrarmos' nos sólidos, na busca da sua 'alma', da sua 'inteligência', das suas respostas internas ao que vem de fora. Se a natureza da matéria, pela sua proximidade com aquilo que pouco a pouco deixa de ser responsabilidade exclusiva de um ser divino, pode ser

interpretada, alterada e manipulada intelectualmente por simples mortais, o 'espírito' do corpo deixa também de ser o objetivo, dando lugar a uma busca das relações lógicas entre uma ação externa e sua resposta interna.

Talvez os romanos tenham sido os próximos grandes construtores a destacar. Seus arcos, aquedutos, estradas e templos comprovam essa façanha. Uma vez mais, o projeto não passa de definição geométrica, de um conjunto de previsões da estética, cuja viabilização era fruto de experiências seguras. O que definia uma obra eram a experiência e as técnicas construtivas.

Mas grande parte desses conhecimentos estruturais dos gregos e romanos foi perdida ao longo da Idade Média, sendo apenas recuperada no Renascimento. Na ausência de obras vultosas, as grandes conquistas estancaram e as manutenções das antigas técnicas construtivas hibernaram por séculos, dando lugar às reproduções ou apenas pequenas evoluções.

Talvez se possa definir como princípio básico para a execução de uma obra, para o período anterior ao nascimento da RM, o da tentativa-e-erro, sempre calcado nos trabalhos de campo e no julgamento pessoal do construtor. Orientados por um sucesso anterior, os projetistas de então podiam ousar um pouco mais nas dimensões e nas formas dos seus empreendimentos. A construção de grandes torres e catedrais, de pontes em arco, de gruas e de navios, por exemplo, que obedecessem ou tomassem como referência o já confirmado, tinham chances bem maiores de êxito do que aquelas provenientes de especulações com o desconhecido.

4. UM INÍCIO DA SISTEMATIZAÇÃO

Tudo o que houve antes dessa época sem dúvida teve influência para o nascimento da RM. Mas se entendermos uma disciplina como uma organização mental, a RM, tal como ela hoje é conhecida, só começa a aparecer na Renascença. Talvez em Leonardo da Vinci possa ser reconhecido o privilégio de inaugurar um dos marcos dessa organização. Dos estudos para viabilizar seus ousados projetos, ou para entender os mecanismos que comandavam as mudanças de proporções geométricas, necessárias para garantir exeqüibilidade física de ambiciosos empreendimentos, ou mesmo para dar vazão à sua curiosidade ímpar, Leonardo acabou por plantar, ainda que de forma tênue e efêmera, uma das sementes que constituem as bases da RM: a ligação teoria-experimentação. Mas esta não é uma ação isolada. Antes dele, por exemplo, Brunelleschi já ensaiava passos nesse sentido (Gama, 1993).

Embora não possuísse treinamento básico que o habilitasse a desenvolver uma ciência da mecânica, Leonardo, através de sua bem articulada ligação teoria-prática, pode ser inscrito entre aqueles que ajudaram a inicializar a nossa noção atual da RM. Não enuncia um princípio abstrato para uma correlação entre ação e reação, mas utiliza concretamente este que ainda hoje constitui um preceito teórico fundamental desta disciplina. Usa o método dos momentos para determinar corretamente a solução de vigas apoiadas. Utiliza noções do princípio dos deslocamentos virtuais para analisar sistemas de polias usadas em guindastes. Não teoriza o cálculo de arcos, mas ensaia uma explicação que equipara um tal elemento a dois arcos de círculo, que isoladamente não ficam em pé, mas que em conjunto um sustenta a queda do outro. Não teoriza nem matematiza a resistência mecânica dos materiais, mas esquematiza a determinação de forças atuantes em elementos de barra, e esboça e experimenta aparelhos para ensaios de tração de arames. Com isso teoriza mas também experimenta a resistência de materiais estruturais (Koyré, 1991; Timoshenko, 1983).

Esse ato de tomar um elemento, isolá-lo e analisá-lo para entender o seu comportamento quando diante de determinadas condições idealizadas, que nos é tão simples e claro agora, não é, absolutamente, nem tão simples nem tão claro assim. Faz sentido agora apenas porque está sustentado por todo um conjunto de conceitos e teorias que faz emergir a sua necessária representação simplificada. Para isolar um corpo da complexidade de uma situação física real,

concebê-lo como existente num espaço diverso do original, imputar-lhe um repouso relativo a um referencial estático e ainda enxergar neste novo contexto uma similaridade com o que se pretende construir, há que se empreender uma ruptura com a forma anterior de comportamento. Tem-se, na verdade, de imaginar e construir o contexto que torna possível esta abstração.

Desta forma, Leonardo por certo foi um dos primeiros a tentar aplicar de forma intencional a estática à determinação das solicitações internas dos materiais estruturais carregados, e também um dos primeiros a ensaiar deliberadamente os materiais para determinar as suas resistências. Do trabalho em campo e da observação 'pura' passa-se a um atrelamento da experiência a um plano teórico. Entende-se então que a RM nasce no laboratório, ganha sentido e lógica de estudo nas experiências passíveis de execução neste ambiente controlado e asséptico, e se firma enquanto disciplina quando da sua subjugação ao amparo teorizado [matematizável] da lógica formal.

Uma ação enquanto apenas um conjunto de prescrições geométricas, ou de definições de procedimentos técnicos, mesmo que de sucesso, não caracteriza uma disciplina, posto que não há paradigma formal a se obedecer e sustentar. A ausência de um compromisso teórico que aglutine a inconsciência do coletivo permite apenas tradições transmissíveis por imitação, mas não caracteriza um conjunto de saberes auto-sustentáveis pela sua própria lógica formal. Assim é que, a partir do momento em que Leonardo traz para dentro de um ambiente controlado o elemento limpo e despido das complexidades da estrutura real, inicia-se a estruturação de uma idéia que pode ser entendida como determinante para o nascimento da disciplina RM. Criado o comprometimento entre a leitura de laboratório, construída sob a tutela de um modo de ver prévio e sob o amparo de uma teoria, e a previsão de uma construção futura, tem-se estruturado todo um conjunto de compromissos em torno de uma idéia: a obediência do real futuro em relação a um constructo mental passado, fruto de um misto experimentação-teorização. Quando Leonardo repetidas vezes ensaia, registra e compara resultados da fratura dos arames para diversas combinações de geometria e carga, ele vai além da simples obediência ao impulso do que manda a tradição técnica; ele especula o ainda não acordado, abre novas fronteiras, rompe com a continuidade de entendimentos que não dão mais conta das novas aspirações, emergentes com o Renascimento.

Mas provavelmente não estava ao alcance de Leonardo instaurar uma nova ciência mecânica, pois para quem o homem era o modelo do mundo, que usava a visão [o mais poderoso de seus sentidos] para desfrutar da beleza da natureza, havia, como ele mesmo afirmava, princípios que se pode observar mas não explicar.

Assim é que, para Leonardo e seus contemporâneos, permanecia a experiência pessoal e a intuição como regra. Não se tinha, portanto, um paradigma teórico que determinasse um corpo de saberes capaz de orientar uma prática da engenharia de projeto, pois ele ainda não estava bem definido. Nesta fase ainda não existiam cursos formais precisos para caracterizar um especialista na área. As contribuições provêm de todos os campos de saberes, da experiência empírica histórica, das analogias antropomórficas, das tentativas de cópias da natureza lida sob a tutela dos sentidos desarmados, das concepções míticas da natureza, das superstições e das demais ciências em processo de sistematização. Os mundos militar, da produção, da navegação, das pesquisas especulativas, dos artesãos, de outras disciplinas científicas, tudo contribui e serve de mote para a construção das estruturas, de pequeno, médio ou grande porte, estáticas ou dinâmicas, para fins domésticos ou para rituais religiosos, civis ou militares.

Caracterizando o período pré-paradigmático até aí encontrado, as demandas externas é que são predominantes, e são elas que definem ainda o que fazer e como fazer o que se pede. Se o problema é a construção de catedrais, a solução é a conjunção de uma técnica, de um padrão de construção, de materiais comprovadamente adequados para esta aplicação, de um especialista que aplica, por força de treinamentos prévios, seus julgamentos particulares. Se fosse a

construção de navios, outras técnicas, outros materiais, outros especialistas entravam em cena. Leonardo também quebra um pouco esse tabú, ao transitar com excelência por várias áreas e especialidades. Até então, um elemento usado num caso nenhuma relação tinha com os usados num outro caso; não há qualquer vínculo conceitual entre obras a princípios diferentes.

5. UMA DAS BASES DA DISCIPLINA

Na ausência de publicações de Leonardo da Vinci, toda a sua nova forma de ver a técnica estrutural adormece num vão da história. E isto se dá em princípio até que, no século 17, Galileu Galilei estabelece o que pode ser reconhecido como sendo o nascimento formal da RM, com a publicação, em 1638, da sua obra *Duas novas ciências* (Koyré, 1991; Gama, 1985). Antes disso, pode-se afirmar, reinava o senso comum, medieval e aristotélico, que definia uma física, e uma engenharia, baseada essencialmente na percepção sensível.

Neste trabalho, Galileu lança a forma como deveriam se comportar, dali por diante, os trabalhos na área. Quando divide a carga de tração pela área da seção transversal de uma barra e extrai deste cociente uma leitura do comportamento interno do elemento estrutural sob solicitação externa, ele expurga a 'alma' do corpo, e introduz no lugar dela um parâmetro invariante quantificável matematicamente, com a precisão e a repetitividade necessárias para não deixar dúvidas quanto à sua veracidade. Teria Galileu descoberto a forma como a natureza se comporta ou criado um modo de interpretar um fenômeno isolado?

Esta forma de olhar para dentro do corpo e dele extrair uma entidade que sirva de referência para uma previsão surge de suas discussões acerca da similaridade geométrica de máquinas e edifícios, resultado, dentre outros, de sua passagem pelo arsenal de Veneza. Destes estudos, Galileu extrai a noção de esforço interno e formula a noção de tensão de ruptura como característica física dos materiais, que passam a ser referenciais paradigmáticos que vão orientar todos os estudos da área a partir de então.

Analisando uma barra tracionada, Galileu estabelece que a resistência interna resultante é proporcional à área da seção transversal, e independente do comprimento. Para o caso de uma barra suspensa, que resulta tracionada pelo próprio peso, conclui-se que, se forem aumentadas numa mesma proporção as suas dimensões, tem-se um aumento que não é da mesma ordem do aumento verificado nessa referência interna, pois o volume, que definirá o peso próprio, aumentará na terceira potência, enquanto a área da seção transversal aumentará na segunda potência. No caso de uma viga fletida sob o próprio peso, Galileu observa que, para manter a resistência constante ao se aumentar as suas dimensões, a área da seção transversal deveria crescer proporcionalmente mais que o comprimento. Este conceito básico não apareceu do nada, como se fora algum dia descoberto por alguém, mas nasceu de uma certa maneira de Galileu contar o que viu ou quis ver. O conceito de tensão nasce assim pouco a pouco, vai ganhando forma própria e vai lentamente estabelecendo o que ele é e principalmente o que ele não é. Portanto, quando Galileu divide um esforço interno pela área da seção transversal, perpendicular ao eixo da peça, está criado o conceito de tensão.

Uma vez estabelecida essa definição, passa-se a produzir interpretações que parecem evidentes, a ponto de servir de base e de referência para o pensamento subseqüente. Hoje, quando se deseja falar em Resistência dos Materiais, pesquisar na área ou aprender a lidar com seus conteúdos, um de seus inícios obrigatórios é o conceito de tensão, que é abordado como se fosse algo dado, eterno, como se estivéssemos diante de uma entidade de existência óbvia, ontologicamente estabelecida.

Desde as sistematizações galileanas até as intrincadas formulações da teoria da elasticidade ou as atuais soluções das equações diferenciais, que pretensamente modelam matematicamente os sistemas físicos reais, pelos métodos dos elementos finitos ou de elementos de contorno, o

conceito de tensão acompanha e determina os trabalhos na área, mesmo que às vezes de forma imperceptível. Alteram-se as abordagens, mas permanece o tema direcionador.

6. CONSIDERAÇÕES ADICIONAIS SOBRE A TENSÃO

A importância do conceito de tensão na engenharia nos obriga a maiores análises. Ela comporta inclusive um conjunto de interessantes construções, sempre encadeadas, sendo que a tensão mesmo não é determinada diretamente. Experimentalmente mede-se o deslocamento de uma região do corpo carregado, que é transformado em deformação, que por sua vez é transformada em tensão, e no entanto é ela quem se torna um dos critérios mais significativos de projeto ou verificação. Uma outra forma de avaliá-la é relacionando o carregamento atuante com a geometria da estrutura; mais uma vez a tensão é um produto derivado. Portanto, tensão não se observa, não nos chega até os sentidos, não se mede diretamente, calcula-se através de um modelo matemático ou de procedimentos experimentais matematizados.

Tensão não é nem mesmo um fenômeno que pudesse ser 'percebido pelos sentidos', o que talvez justificasse a sua força num meio empiricista. É uma *construção*, na acepção mais forte que este termo pode alcançar. Trata-se de uma reificação de um conceito mentalizado, arquitetado para explicar o comportamento físico de estruturas solicitadas. No entanto, a partir da sua aceitação, esse conceito passa a existir 'concretamente', guiando pesquisas, projetos, estudos e verificações na engenharia. Mais que isso. Esse conceito marca o fim de uma era de incertezas, de mitificações hauridas no senso comum, e passa a estruturar a possibilidade de sobrevivência autofágica de um novo coletivo que a sustenta como referencial aglutinante. É a linha de separação entre dois momentos, que vai possibilitar toda uma nova normalidade, e ao mesmo tempo estabelece um novo limite dentro do qual será permitido pensar e agir.

Entendendo que o objeto de uma disciplina não existe antes dela, mas que é construído por ela, pode-se depreender que efetivamente a tensão não existia antes das formulações de Galileu. A partir de seus trabalhos, e em especial quando passa a ganhar credibilidade como referencial para o projeto, ganha o *status* de real concreto. Como a RM nasce de análises que imbricam teorias e experiências, ela passa a estruturar-se em torno dessas idéias, tendo o conceito de tensão como base inexorável.

Se é verdade, portanto, como disse Kuhn (1990), que uma disciplina [ciência] tem data de nascimento, pode-se dizer que a da RM é 1638, com a obra de Galileu *Duas novas ciências*. Galileu não se conforma com a observação pura, nem com a conjectura arbitrária. Ele propõe hipóteses e as submete à prova experimental, pois se interessa por problemas metodológicos, gnosiológicos e ontológicos. Funda assim a RM através da criação do conceito de tensão.

7. A DISCIPLINA ESTABELECIDA

Analisada hoje, parece que a RM apagou as suas origens, que esqueceu as questões do cotidiano que a geraram, aspirando agora a um lugar de destaque como uma disciplina universal e puramente racional. Trabalha-se agora com um conjunto de verdades, vinculadas a um discurso científico, calcado numa pretensa racionalidade independente da temporalidade. Um dos elementos que garantem essa neutralidade é o laboratório, uma vez que tudo nele se controla para que a experiência se reproduza segundo as condições previstas no paradigma.

Desta forma, o laboratório é para a RM o lugar abstrato onde se praticam experiências controladas que confirmarão os seus conceitos. Na verdade, ele é mesmo construído de maneira que nele se realizem experiências que possam ser analisadas diretamente de acordo com conceitos previstos pelo paradigma. No laboratório criamos um ambiente onde os conceitos de viga, de coluna ou de eixo são aplicáveis e perfeitamente distinguíveis. Os conceitos básicos em

RM não são utilizáveis em qualquer estrutura, mas apenas em obediência ao construído em conjunção com um laboratório, que permite colocá-los em evidência. O laboratório passa a ser a instituição que serve para traduzir os problemas do mundo ainda não decifrado para uma linguagem disciplinar.

O sistema físico real, como conseqüência, passa a ser planejado para imitar o comportamento construído em laboratório. Atitudes cada vez mais técnico-científicas passam a estruturar a disciplina, e aqueles que serão chamados de engenheiros cada vez mais criam representações nas quais os objetos não possuem mais nada de subjetivo, nem lembram mais as demandas sociais que abrigaram a sua estruturação. Tudo passa a obedecer a leis frias, a um determinismo que transpira universalidade. Assim é que os agora especialistas se afastam cada vez mais das questões do cotidiano, passando a resolver preferencialmente aqueles problemas por eles próprios gerados, e não aqueles com que as pessoas lidam no seu cotidiano. A disciplina se afasta de suas origens sócio-históricas, tudo porque, ao determinar os tipos de raciocínio aceitáveis, o paradigma determina o âmbito da sua racionalidade.

O conceito começa em conformidade com todo um contexto social, mas a história deixa de existir, passando a jazer no objeto. Mais que isso. A realidade passa a ser o modelo do objeto, pois este não existe mais enquanto estrutura independente de um ver prévio. A matemática fornece uma linguagem que transporta o objeto de análise para o plano do papel, onde ele perde as suas características de concreto, tornando-se uma mera corporificação daquilo que o paradigma permite que ele seja.

Devido a este conjunto de saberes da RM, projetar agora significa definir as variáveis do problema com base no que está matematizado, desde que aprovado pelos exames de laboratório que, por sua vez, estão imbricados conceitualmente com o que é permitido pelo paradigma. Assim, projetar significa 'projetar dentro da teoria', ou seja, tendo suprimido todas as outras variáveis do problema concreto - *varáveis econômicas, culturais, políticas etc.* Os coeficientes de segurança corrigem qualquer erro construtivo ou de incertezas. Projeta-se então de acordo com o estado da arte.

8. REFERÊNCIAS

Alves, Marcílio. Uma revisão do conceito de força. *In:* Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, 1991, São Paulo, *Anais...* São Paulo: ABCM, 1991.

Gama, Ruy (org.). *História da técnica e da tecnologia.* v.4, *Engenharia e tecnologia.* São Paulo: Edusp, 1985.

____ (org.). *Ciência e técnica, antologia de textos técnicos.* São Paulo : Queiroz, 1993.

Koyré, Alexandre. *Estudos de história do pensamento científico.* Rio de Janeiro: Forense Universitária, 1991.

Kuhn, T.S. *A estrutura das revoluções científicas.* São Paulo: Perspectiva, 1990.

Ronan, C.A. *História ilustrada da ciência da Universidade de Cambridge.* v.3, *Da Renascença à Revolução Científica.* Rio de Janeiro: Zahar, 1987.

Timoshenko, S.P *History of strenght of materials.* New York: Dower, 1983.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB869

OBSERVAÇÃO E INTERPRETAÇÃO EM METALOGRAFIA / *OBSERVATION AND INTERPRETATION IN METALLOGRAPHY*

INGEBORG KÜHN A., LUIZ TEIXEIRA DO VALE PEREIRA & WALTER A. BAZZO
Departamento de Engenharia Mecânica, UFSC
88.040-900, Florianópolis, Brasil - E-mail: ingeborg@emc.ufsc.br, teixeira@emc.ufsc.br, wbazzo@emc.ufsc.br

Abstract

In this work the argument that observation and interpretation in the technical area could be uncoupled, conceptually and in fact, is contested. The inter-relationships between these two actions are discussed, in order to question the researcher's supposed neutrality in face of his work. Some metallographic and optical illusion images are analyzed in order to examplify the impossibility of this disengagement. The theoretical reference adopted includes the metallography specialist as belonging to a professional group aligned with steering paradigms of theoretical and practical procedures.

Keywords

Metallography; Professional behaviour; Paradigms; Observation-interpretation / *Metalografia; Comportamento profissional; Paradigmas; Observação-interpretação.*

1. INTRODUÇÃO

Pode-se dizer que é regra entre pesquisadores na área da engenharia a convicção de que não há qualquer relação de compromisso entre observação e interpretação de um fato científico. Seriam eles processos de pensamento perfeita e justamente desacoplados, no sentido de que sempre se manifestariam de forma independente de acordo com as conveniências do observador. Está no âmago desse entendimento a pressuposição de que dois observadores ideais chegariam às mesmas conclusões quando confrontados com um mesmo objeto, chegando sempre a dados, senão iguais, pelo menos muito parecidos. Neste artigo procura-se mostrar que talvez as coisas não sejam assim tão óbvias quanto parecem.

Embora as abordagens constantes deste ensaio sejam aplicáveis, com algumas adaptações, a análises de imagens em geral, a preocupação deste estudo está basicamente restrita à área de materiais de construção mecânica, com exemplificações da metalurgia convencional e da metalurgia do pó. A escolha da metalografia como referência não foi por acaso. Um motivo é que um dos autores é especialista na área. Além disso, esse campo de estudos representa de maneira direta e simples as idéias abordadas aqui. Ao preparar um corpo de prova, poli-lo, atacá-lo e posicioná-lo num microscópio, o que o especialista espera estar fazendo? Com que neutralidade ele espera observar traços de perlita, martensita, bainita ou austenita? Qual teoria embutirá ele no seu olhar de especialista que o habilitará a desprezar o que não é para ser visto e passar a ver apenas o que interessa para os propósitos da sua pesquisa? Em que momento da sua formação ele passou a identificar com destreza a temperatura aproximada do tratamento térmico

3229

da peça da qual foi retirada sua amostra, ou a quantificar com precisão satisfatória a percentagem relativa dos microconstituintes identificados?

Abordagens a questões como estas são feitas no artigo com o intuito de, senão confiscar, pelo menos pôr em xeque a pretensa neutralidade da ação de um investigador quando de uma observação. É sustentado que sempre uma teoria previamente estabelecida está a guiar as ações de um ato observacional, e que apenas isso já impede, de pronto, qualquer possibilidade de desacoplamento entre observação e interpretação. Assim, quem vê é um observador pleno de teoria, e não os seus sentidos em estado puro, que apenas são condições necessárias para permitir os estudos, mediando as tarefas.

Para viabilizar tais propósitos, são apresentadas e discutidas algumas imagens que ilustram múltiplas interpretações possíveis de fatos de aparência técnica precisa.

2. ANÁLISE DE IMAGENS

Tal como hoje ela é entendida, tecnicamente a análise de imagens é baseada em conceitos matemáticos que permitem descrições quantitativas de imagens de diferentes procedências. Como regra, as técnicas e os métodos empregados dependem basicamente da natureza das imagens a serem analisadas e da intenção do analisador. Para cada tipo de análise, pressupõe-se, deve ser escolhida a melhor maneira de garantir a mais perfeita e precisa leitura.

De uma forma geral, a análise de imagens pode ser dividida em dois grandes domínios (Coster, 1989), que são associados com o uso de técnicas específicas. O primeiro tem por objetivo a identificação das formas em comparação com imagens típicas. Este procedimento é denominado *reconhecimento de formas*. As suas aplicações vão desde o reconhecimento de caracteres na triagem postal até os domínios mais variados da robótica. O segundo refere-se à análise morfológica das estruturas e à quantificação desta morfologia a partir de seus parâmetros. Esta é mais freqüentemente conhecida como *análise quantitativa de imagens*. Seu aspecto quantitativo permite o estabelecimento de relações entre os parâmetros morfológicos e outros parâmetros representativos, como por exemplo características biológicas, botânicas, químicas, geológicas, mecânicas, metalúrgicas, petrográficas ou físicas.

A análise de imagens é um potente instrumento de trabalho técnico. Ela é utilizada, dentre outras aplicações, por exemplo para detectar células cancerosas numa amostra de tecido orgânico, para verificar a incidência de elementos químicos em estudos astronômicos ou para identificar propriedades de um aço, a partir do conhecimento das correlações entre suas características morfológicas e mecânicas. Para que sejam possíveis tais estudos, são imprescindíveis vários quesitos, que vão desde a necessidade da utilização de equipamentos apropriados para efetuar as análises pretendidas até a seleção e preparação das amostras para os trabalhos. Mas apenas isso não basta, pois antes destas questões mais técnicas há também a necessidade do treinamento prévio do investigador na teoria e na prática das operações pertinentes. Embora normalmente este treinamento seja identificado como mais subjetivo do que a parte mais instrumental dos ensaios, há elementos para se imaginar que talvez isto não se dê de fato desta forma, como parece a primeira vista.

3. RELAÇÕES MICROESTRUTURA-PROPRIEDADES

Pode-se dizer que as propriedades dos materiais são, em algum nível, determinadas pelas suas respectivas microestruturas, isto é, pelos seus constituintes microestruturais e seus defeitos (Padilha, 1986). O conhecimento da estrutura, composição, quantidade, tamanho, morfologia, relações de orientação e distribuição destes constituintes, assim como da natureza, densidade e distribuição dos defeitos, são de extrema valia para o entendimento e para a

previsão das propriedades dos materiais, bem como para a sua identificação, seleção ou desenvolvimento (Kühn A., 1996).

As técnicas diretas de análise microestrutural são baseadas na interpretação de imagens obtidas através da microscopia. No estudo dos materiais de engenharia três tipos de microscópios são utilizados em grande extensão: óticos (MO), eletrônicos de varredura (MEV) e eletrônicos de transmissão (MET). Seu campo específico de aplicação é, dentre outros fatores, dependente de sua resolução média. As técnicas de análise incluem formas classificatórias que auxiliam na interpretação e descrição da imagem estudada.

Embora seja reconhecido por consenso na área técnica que é indispensável ao analisador possuir conhecimentos prévios para que seja possível uma análise confiável, no pensamento tradicional tecnológico entende-se também que esta suposição é, por sua vez, dependente apenas da precisão técnica destes conhecimentos, que incluiriam aqueles relacionados ao material de estudo e às possibilidades técnicas para este estudo - *por exemplo a possibilidade de distinção de caracteristicas ou de sua enfatização pelo uso de elétrons retroespalhados, ao invés de elétrons secundários, quando na reconstrução da imagem via MEV.*

Segundo esse procedimento, em se tratando de aços, pode-se dizer que a sua microestrutura é, *a priori*, diretamente dependente da quantidade relativa entre seus componentes - *ferro e carbono*. Além disso, para bem analisar imagens micrográficas, é imprescindível conhecer o efeito da presença de elementos diversos, na forma de soluções sólidas, segundas fases ou inclusões, bem como ser entendidas a influência da realização de tratamentos térmicos sobre a microestrutura, uma vez que estes podem levar a alterações que vão desde a variação na quantidade relativa dos microconstituintes até ao aparecimento de novas fases.

Em princípio (pelo menos esta é a visão normal dentro da área técnica) estes procedimentos, e outros similares, são necessários e suficientes para se garantir leituras minimamente precisas e seguras acerca de determinadas características dos objetos em estudo.

Com base em considerações como as acima apresentadas, pensa-se, pode-se passar de maneira segura à análise das micrografias, como as mostradas nas Figuras 1 a 5. E por certo um especialista em metalografia tenderia a interpretá-las conforme o constante nas respectivas legendas. Este comportamento é o que se pode classificar como profissional, ou *maduro*. Seria uma prova de que o investigador assimilou a teoria de como interpretar as imagens, e as estaria interpretando segundo os modelos estabelecidos durante o seu treinamento.

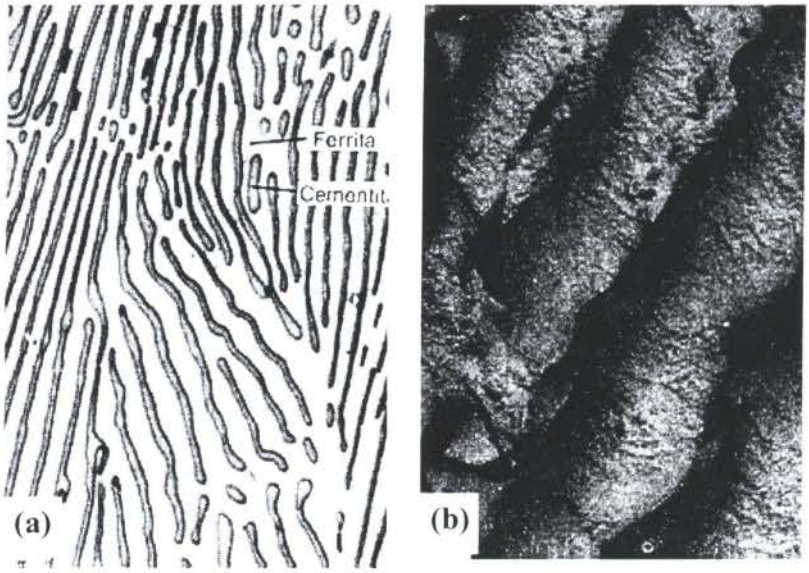


Figura 1 - Estrutura perlítica (lamelas alternadas de ferrita e cementita, como fases básicas) de aço comum ao carbono eutetóide. Observação via MEV com um aumento de (a) 2500 vezes e (b) 17000 vezes.

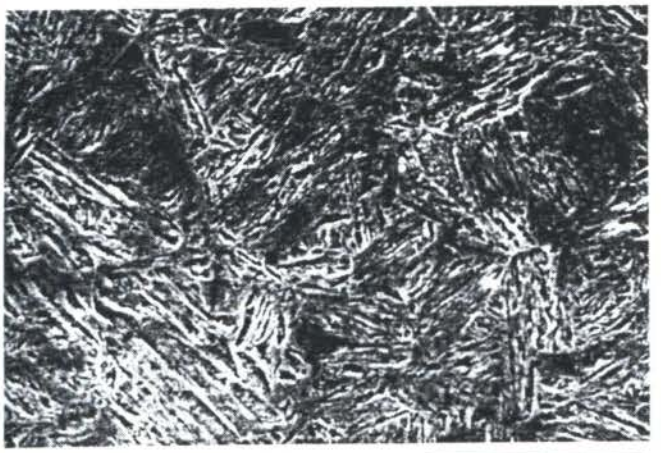


Figura 2 - Microestrutura martensítica de aço AISI 4340 temperado e revenido a 200° C. Observação por MEV.

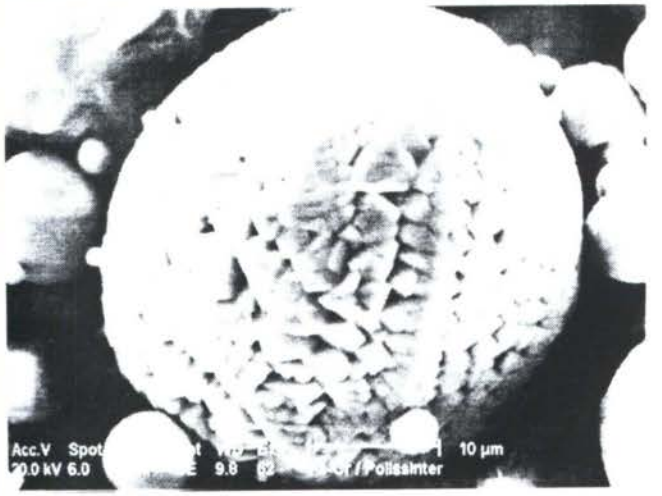


Figura 3 - Partícula de pó do portador de liga Fe-Cr mostrando dendritas bastante grosseiras (MEV).

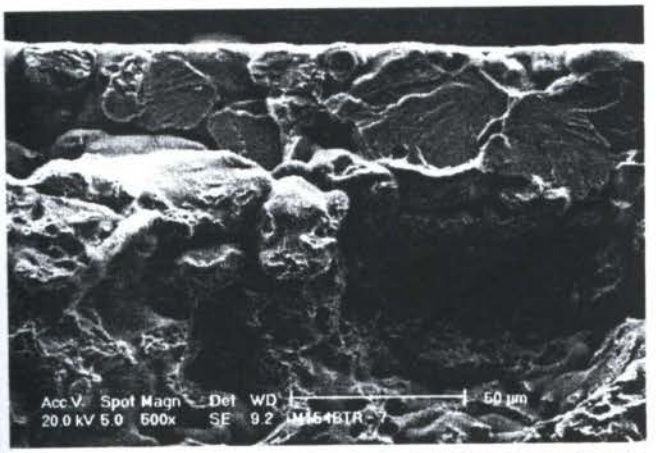


Figura 4 - Aspecto da fratura por tração de aço ao Mo sinterizado e nitretado por plasma (MEV). Note-se a fratura por clivagem na camada de difusão e a fratura por *dimples* (dútil) na parte central da amostra.

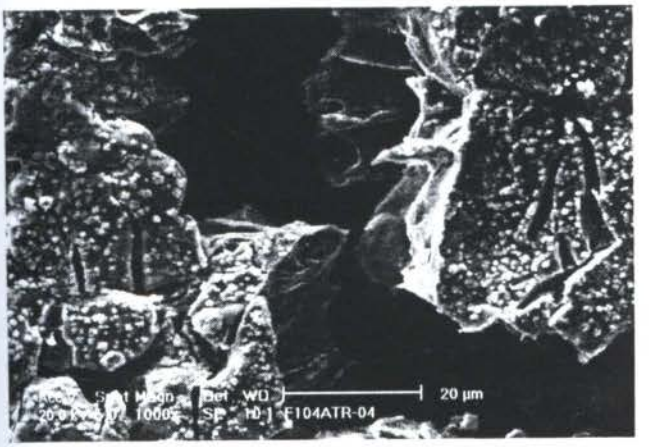


Figura 5 - Morfologia superficial de trinca de fratura por tração de ferro sinterizado e nitretado por plasma. Observe-se o aspecto granular da camada branca e a presença de trincas secundárias na mesma (MEV).

As discussões seguintes procuram comprometer o modo de observar e interpretar imagens de forma neutra com algo que vai além da pura técnica. Sem pretensões filosóficas, procura-se aqui construir uma forma de entender e questionar uma visão mais simplista em relação à neutralidade do investigador com relação aos objetos de suas análises.

4. ANÁLISE DE IMAGENS E PARADIGMAS

Para proceder a análises de imagens é indispensável conhecer as condições que permitem observações reproduzíveis. É preciso também ter percebido os aspectos significantes, inseridos em meio a uma gama de aspectos heterogêneos, bem como ter ultrapassado as concepções anteriores de que se era portador, isto é, é preciso ter-se construído e assumido um modelo sistematizado da realidade para que seja possível observar e interpretar, de forma técnica, o que se vê. (Modelo aqui não designa apenas um conjunto de suposições transitórias, que servem de roupagem para os fatos considerados como o único suporte da atividade científica (Giordan, 1996); ele na verdade traduz a idéia de uma espécie de sistema cognitivo que permite o reconhecimento quase que necessário e imediato dos dados que transparecem das análises). Isto acontece porque as comunidades profissionais agem em conformidade com paradigmas que as norteiam.

Para Kuhn (1990), paradigmas são '*realizações científicas universalmente reconhecidas que, durante algum tempo, fornecem problemas e soluções modelares para uma comunidade de praticantes de uma ciência*', e é nesta perspectiva que este trabalho se embasa. Os componentes principais de um paradigma, no seu sentido mais amplo, são: *generalizações simbólicas* (F = ma, V = RI); *modelos particulares* (que fornecem à comunidade as metáforas e analogias aceitáveis: modelos corpuscular e ondulatório para a luz); *valores compartilhados* (as teorias devem ser precisas em suas predições, devem ser simples, férteis); e *exemplares* (soluções concretas de problemas) (Zilbersztajn, 1991). Um sentido para o conceito de paradigma indica toda uma constelação de valores, procedimentos e técnicas partilhadas no consenso de uma comunidade científica determinada. Numa outra interpretação, denota um tipo de elemento desta constelação: as soluções concretas de quebra-cabeças que, empregadas de forma modelar ou exemplar, podem substituir regras explícitas como base para a solução dos demais problemas da ciência normal.

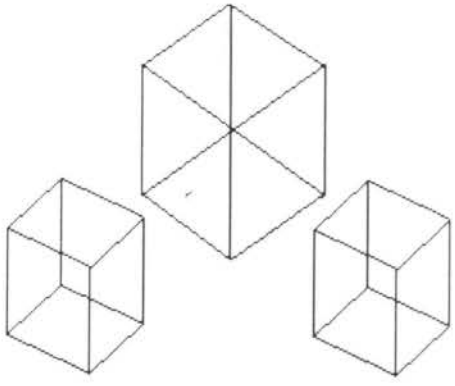


Figura 6 - Desenhos de linha, representando figuras em perspectiva.

Figura 7 - Manchas convenientemente agrupadas formam cavalo e cavaleiro.

Desta forma, a análise de imagens também estaria fundamentada em paradigmas, ou seja, num esquema modelar para a descrição, explicação e compreensão da realidade. Tendo o investigador assimilado uma forma de interpretar imagens, todas as análises posteriores

seriam monitoradas por esta nova maneira de conduzir as observações.

Esse processo de modelar a solução de novos problemas segundo aqueles previamente encontrados é uma característica importante para o reconhecimento de uma profissão madura. Através da aprendizagem do conhecimento incorporado nos exemplos compartilhados, que fazem parte do paradigma dominante, o pesquisador individual desenvolve um modo de ver uma classe de fenômenos que é próprio da comunidade a qual ele pertence. Em geral esta aprendizagem ocorre de uma forma tácita e não através de regras explícitas. Os modelos de Coster, por exemplo, seriam modelos de interpretação de uma realidade que, uma vez assimilados, orientariam as análises técnicas feitas a partir deles. Reconhecer formas presentes numa micrografia significa compará-las com modelos previamente internalizados. Proceder a uma análise quantitativa de imagens significa comparar o que se está vendo com padrões aceitáveis e acordados para os diversos materiais.

5. OBSERVAR E INTERPRETAR

Entende-se aqui que não pode haver neutralidade na ação de um investigador quando ele faz uma observação, pois sempre há uma teoria previamente internalizada que guia as ações de um ato observacional, e esta impede o desacoplamento entre observação e interpretação. Quem vê não são os órgãos sensoriais do investigador, mas o próprio investigador, que está inexoravelmente comprometido com uma teoria; os seus sentidos em estado puro apenas auxiliam as tarefas. Quem dita o que se vê é o treinamento prévio que se tem durante o processo de formação profissional e durante a experiência profissional, em conjunto com o objeto observado (Chalmers, 1993; Hanson, 1975).

Analise-se por exemplo a Figura 6. Um observador técnico enxergará nela um cubo de arame, em perspectiva, com dois vértices coincidentes. Mas nem todos enxergam a mesma coisa. Há quem a interprete, a figura central, como um guarda-chuva visto de cima, ou como uma figura geométrica plana. Para ver o cubo em perspectiva é necessário que se tenha formação para tal, ou seja, que se aprenda a ver o que é para ser visto, ou o que se quer ver. Não só isso. Deve-se também aprender a não ver o que não é para ser visto, a desconsiderar da imagem os elementos que destoam do conjunto, ou aquilo que pode ser chamado de 'ruído' na informação. Para enxergar na Figura 7 o cavalo e o cavaleiro, é necessário montar o quebra-cabeça, juntando os elementos certos, de forma ordenada, e desprezando os 'ruídos' que turvam as análises, ou seja, as manchas que foram colocadas de forma deliberada na figura com o intuito de dificultar a leitura da imagem. Só é capaz de identificar o que se esconde na imagem quem centra a atenção nas manchas que, apropriadamente agrupadas, reconstituem o modelo já conhecido. Em suma, só vê o cavalo e o cavaleiro quem já conhece estes elementos; caso contrário, não há o que construir com os elementos esparsos que compõem a figura.

Pode-se dizer que é regra entre pesquisadores na área de engenharia a convicção de que não há qualquer relação de compromisso entre observação e interpretação de um fato científico. Estes processos de pensamento seriam perfeita e justamente desacoplados, no sentido de que sempre se manifestariam de forma independente de acordo com as conveniências do investigador. Está no âmago deste entendimento a pressuposição de que dois observadores científicos ideais fariam as mesmas observações quando confrontados com um mesmo objeto, chegando sempre a dados, senão iguais, pelo menos muito parecidos.

Em oposição ao que parece óbvio aos fenomenalistas, há que se concordar com Hanson (1975), quando ele sustenta que '*dois observadores, igualmente bem equipados* (com seus órgãos de sentido), *podem defrontar-se com o mesmo fenômeno e, não obstante, fazer observações muito diversas*'. Isto porque observar é fazer uma experiência, ou seja, é algo mais do que uma simples percepção visual. Dois observadores podem apreender os mesmos

sinais óticos, mas podem estar observando coisas diferentes, pois são os investigadores que vêem, não seus olhos. Daí depreende-se que, para um mesmo objeto, podem resultar interpretações distintas (ibid.).

Tomemos a imagem representativa da microestrutura de um material metálico tal como mostrado na Figura 1. Enquanto a observação de um especialista em metalografia seria traduzida na forma de uma asserção como a contida na legenda da figura, a de um médico radiologista (também especialista na análise de imagens) seria algo inteiramente distinto, uma vez que este, embora veja as mesmas imagens (mesmas linhas, cores e formas), observa coisas diferentes (o inverso obviamente é verdadeiro). Isto porque observar coisas diferentes em uma mesma imagem pode ser resultado de conhecimentos diferentes, ou de se elaborar teorias diferentes e fazer conjeturas diferentes acerca daquela imagem. Então, observar e concluir a mesma coisa implica partilhar conhecimento, teorias e conjeturas, ou seja, implica estar comprometido com o modo de ver do coletivo do qual se participa, ou seja, com os seus paradigmas.

Com certeza o especialista em metalografia hoje observa uma imagem de forma diferente daquela que fazia no início de seu processo de treinamento técnico e científico. O que antes não fazia sentido agora avança em profundidade rumo a uma precisão.

Assim, resultados diferentes não implicam apenas interpretações diferentes, mas também observações diferentes, mesmo para uma determinada imagem.

6. RELAÇÃO ENTRE O GERAL E O PARTICULAR

A análise de imagens objetiva, a partir da observação direta, discriminar diferenças e generalizar observações de modo a caracterizar a imagem através de um sistema de conceitos aceitáveis para um grupo de pessoas que compartilhem um mesmo critério de validação. Consiste num processo de apreensão-tradução e/ou observação-interpretação. Contudo, esta caracterização é contingente, visto que em toda observação há um traço de inexatidão e que qualquer interpretação tende ao falseamento da observação (Pierce, 1977).

Um signo intenta representar um objeto. Mas ele não é o objeto, apenas está em seu lugar. Portanto, ele só pode representar esse objeto de um certo modo e numa certa capacidade. A partir da relação de representação que o signo mantém com seu objeto, produz-se na mente interpretadora um outro signo que traduz o significado do primeiro (é o interpretante do primeiro). Assim, o significado de um signo é outro signo.

Embora Otte (1993) não compartilhe da semiótica pierciana, afirma que uma imagem representativa de um objeto não é o objeto. Mas o conceito deste objeto é a sua imagem, porque o objeto não passa da totalidade das suas propriedades, que seu conceito encerra.

Conforme Pópper (1992), um objeto existe e é verdadeiro, mas ocorre em lugar nenhum. Sua existência é, de algum modo, a potencialidade de ser reinterpretado por mentes humanas.

As imagens metalográficas são signos híbridos: são hipoícones e índices. Hipoícones porque são imagens e índices porque registram o objeto do signo por conexão física, existencial e factual.

Um ícone, por representar basicamente formas (e sentimentos) tem um alto poder de sugestão. Qualquer qualidade tem, por isso, condições de ser um substituto do que ela se assemelhe. Portanto os ícones devem ser capazes de produzir na mente múltiplas relações de comparação. Tome-se, por exemplo, a Figura 4. Fixando a atenção nas formas dos constituintes microestruturais, pode-se compará-los com imagens de animais, objetos, monstros, seres humanos ou deuses imaginários. Não que estas formas, de fato, representem estas imagens. Podem, quando muito, sugeri-las. Por outro lado, com qual certeza o especialista se reveste para afirmar que naquela imagem são encontrados traços de perlita? Talvez por isso a leitura

das imagens seja uma mera possibilidade ou, no máximo, no nível do raciocínio, um rema, isto é, uma conjetura ou hipótese. Uma imagem é um hipoícone porque a qualidade de sua aparência é semelhante à qualidade da aparência do objeto que representa (representação por semelhança).

Por outro lado, as imagens metalográficas são índices porque são existentes singulares concretos que funcionam como signos, porque indicam o universo ao qual fazem parte. Apresentam uma conexão teorizada com o conjunto do qual são parte. Porém, não é em razão destas qualidades que o índice funciona como signo, mas porque nele o mais destacado é seu caráter físico-existencial, apontando para uma outra coisa - *seu objeto* - de que ele é parte.

7. CONCLUSÕES

O resultado de uma análise de imagens é um laudo, ou seja, uma série de modelos, normalmente expressos em palavras e esquemas, que, para terem significado, estão ordenadas, estruturadas, diagramadas sintaticamente em idéias lógicas. Mas, acima de tudo, as respostas que resultam de uma análise de imagens são conseqüência da teoria prévia em que são treinados os especialistas. O próprio ato observacional depende fortemente desta bagagem teórica, pois ela direciona o olhar, centra o interesse nos elementos previamente internalizados, proibindo qualquer desacoplamento entre observação e interpretação de resultados.

Ao escolher um corpo de prova para análise, preparar, lixar, polir, atacar, colocar num microscópio, também construído por técnicos para propósitos específicos, e depois analisá-lo de acordo com alguma teoria previamente preparada para tal, onde está o fato, senão na própria essência daquilo que os próprios especialistas construíram?

8. REFERÊNCIAS

Chalmers, A. F. *O Que é Ciência, Afinal?*, Brasiliense, São Paulo, 1993.

Coster, M. & Chermant, J. L. *Précis d'Analyse d'Images*, Presses du CNRS, Paris, 1989.

Giordan, A. & De Vecchi, G. *As Origens do Saber, das Concepções dos Aprendentes aos Conceitos Científicos*, Artes Médicas, Porto Alegre, 1996.

Hanson, N. R. *Observação e Interpretação, in Filosofia da Ciência*, Cultrix, São Paulo 1975.

Kühn A., I. & Horn-Vieira, M. L. Metalografia via Hipertexto, *Anais do 12º CBECIMAT - Cong. Bras. de Engenharia e Ciência dos Materiais*, pp. 901-904, Águas de Lindóia 1996.

Kuhn, Thomas S. *A estrutura das revoluções científicas*, Perspectiva, São Paulo, 1990.

Maturana R. H. & Varela G. F. *El Árbol del Conocimiento*, Editorial Universitaria, Santiago de Chile, 1990.

Otte, M. *O formal, o Social e o Subjetivo*, Editora Unesp, São Paulo, 1993.

Padilha, A. F. & Ambrózio Fº, F. *Técnicas de análise microestrutural*, Hemus, São Paulo, 1986.

Peirce, C. S. *Semiótica*, Editora Perspectiva, São Paulo, 1977.

Popper, K. R. & Eccles, J. C. *O Cérebro e o Pensamento*, UnB/Papirus, Brasília, 1992.

Zylbersztajn, A. *Revoluções científicas e ciência normal na sala de aula, in Tópicos em Ensino de Ciências*, Sagra, Porto Alegre, 1991.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB870

SOBRE A FORMAÇÃO DE PROFESSORES DE ENGENHARIA / *ABOUT THE FORMATION OF ENGINEERING TEACHERS*

WALTER ANTONIO BAZZO, LUIZ TEIXEIRA DO VALE PEREIRA
Departamento de Engenharia Mecânica - USFC
CEP 88040-900, Florianópolis, Brasil - E-mail: wbazzo@emc.ufsc.br, teixeira@emc.ufsc.br

Abstract

The purpose of this paper is to discuss the formation process of engineering teachers, pointing out some solutions for a problem that is becoming serious in this field. In the essay we assume that the present situation of engineering teaching in Brazil is demanding a look towards quality enhancement. The understanding that the possession of technical knowledge of a profession is a sufficient premisse to transform a legally graduated individual in a teacher is criticized. A formation process of egineering teachers for the technical field which tries to conciliate needed technical-professional qualifications with didactic-pedagogical ones is proposed.

Keywords

Engineering teaching; Formation of teacher; Didactic. / *Ensino de engenharia; Formação de professores; Didática;*

1. UM ESPECIALISTA EM ENSINO TECNOLÓGICO?

Em pelo menos um aspecto a prática dos cursos superiores brasileiros não tem se mostrado muito promissora: a formação de seus professores.

Como regra geral, são considerados habilitados a seguir a carreira docente aqueles que possuem um título superior, qualquer que seja ele. Assim, para ser professor de medicina, basta ser médico; para ser professor de história, basta ser historiador; para lecionar na área de engenharia, basta ser engenheiro.

Tal procedimento deve ter origem no entendimento de que o domínio dos saberes técnicos da profissão é suficiente para transformar um indivíduo legalmente diplomado num professor. Mesmo que se argumente ser esta visão um tanto quanto estereotipada, não há como negar-lhe algum grau de realismo, quando analisamos as instituições de ensino superior brasileiras.

No caso específico da engenharia, este entendimento ganha proporções preocupantes. Julgando sobremaneira que as ciências partem de fatos perceptíveis pelos sentidos e que é seu papel descrevê-los por leis universais imutáveis, a engenharia brasileira pode ser classificada como tendo fortes raízes positivistas, que devem ser responsáveis, em grande medida, pela objetificação e racionalização de suas ações. Essas raízes, via processo educacional, se entranham na formação dos seus membros, realimentando sucessivamente as várias gerações profissionais. Estabelece-se assim um círculo vicioso que parece não ter fim. Estritamente sob a orientação dos paradigmas dominantes, são formados profissionais que, transformados em professores pelo simples fato de possuírem um diploma técnico de nível superior, perpetuam não só os aspectos positivos necessários à manutenção do estilo de pensamento da comunidade

profissional, mas também os seus desacertos.

Como resultado disso, os que assumem a condição de engenheiros-professores acabam aprendendo a ser docentes - *quando isso acontece de fato* - pela própria experiência, o que em geral se dá como um esforço solitário, sem os benefícios de uma sistematização racional de procedimentos.

As próprias instituições de ensino pouco se preocupam em orientar essa transição de engenheiros para engenheiros-professores, ou mesmo depois para professores-engenheiros, ou ainda, finalmente, para professores. Basicamente se cobra, quando da entrada de novos membros nos seus quadros, comprovação de titulações acadêmicas, compromissos de 'boas' intenções para com a pesquisa e o ensino - *principalmente com a primeira* -, e o cumprimento de um pequeno ritual de sala de aula, a título de comprovação de aptidão didática.

Raros são os professores de engenharia que têm formação didático-pedagógica. Grande parte dos que lecionam em cursos superiores, nesta área, é composta de indivíduos que supõem ter alguma habilidade 'inata' para a docência; ou pelos que, para poderem pesquisar, acabam concordando em pagar este preço para fazerem o que gostam, ou que consideram de maior valor.

É lógico que, em princípio, não deve haver nenhum mal nisso. São até meritórios esses procedimentos. Os aspectos negativos aparecem quando a boa intenção com o magistério esgota-se nesses preâmbulos. Como resultado, estes indivíduos lá se instalam, quase sempre procurando reproduzir algum modelo de 'repasse' de conhecimentos ou informações com que anteriormente tiveram contatos e aprovaram; quando não lecionam por pura 'intuição'. Tudo funciona como se o sistema educacional não passasse de uma tentativa de reprodução de métodos e técnicas de ensino que tivessem o supremo dom de fazer surgir o conhecimento nas cabeças dos alunos.

O docente 'formado' dessa maneira, até há pouco tempo atrás, conseguia satisfazer medianamente as necessidades educacionais nos cursos de engenharia. Mas esse 'processo empírico' de formação docente, que na verdade sempre foi de fato altamente deficiente, não tem mais encontrado sustentação dentro da nova dinâmica de circulação de informações e das necessidades atuais de construção de conhecimentos.

Entretanto, pouco tem sido feito para corrigir tal situação. Os próprios interessados - *os docentes* -, é bom reconhecer, não têm creditado a devida importância ao problema, chegando inclusive a desprezar os procedimentos didático-pedagógicos já sistematizados. Desconsideram, inclusive, a possibilidade de se dedicarem, por iniciativa própria, a pesquisar e desenvolver alternativas para esse quadro na área.

2. AMPLIAÇÃO DO PROBLEMA

O problema, mesmo visto apenas por este enfoque, não tem apenas uma dimensão. Se do lado do professor há essa deturpação, do lado do aluno também há problemas.

Quando chegam ao curso superior, os alunos não estão com as mentes 'vazias'. Chegam, é certo, com toda uma carga de formação que é herança não só do senso comum, da cultura popular e da educação familiar, mas também da bagagem educacional formal que receberam nos anos anteriores de escolarização - *1º e 2º graus* (Bachelard, 1978). De toda essa bagagem, podemos afirmar, os alunos que chegam a um curso de engenharia trazem certas expectativas em relação ao comportamento docente que, de certa forma, corroboram o que de fato o sistema de ensino tem reproduzido. (Waks, 1994)

Não é difícil perceber que boa parte dos estudantes de engenharia prefere um docente que nada entenda de didática, de pedagogia ou de teorias do conhecimento, mas que seja um indivíduo de larga experiência profissional e de reconhecida competência técnica. O professor que reproduz essa expectativa refletirá, portanto, os estereótipos dos alunos acerca do que é ser

um 'bom profissional', e não raras vezes assim age, por força das preferências discentes.

Se num curso superior o aluno busca, além dos conhecimentos técnicos, da formação intelectual e do *status* que o título deve lhe conferir, também um símbolo idealizado de profissional a quem imitar, é nesse modelo de professor que ele vê materializadas as suas expectativas. Dessa forma, o carisma da competência profissional acaba por prevalecer sobre a formação didático-pedagógica - *seja ela formal ou informal.*

Talvez este seja um dos quadros que servem de legitimação para que docentes de engenharia passem a menosprezar o tipo de formação que não seja a puramente técnica e, de certa forma, passem também a desconsiderar a necessidade de uma formação específica para uma atuação docente, agindo como se isso não fosse de sua responsabilidade e competência. Entendimentos similares a este podem ser inferidos do texto de Becker (1995).

Há que se considerar ainda que a maioria dos programas de formação para professores é desenvolvida para outras áreas que não a tecnológica; principalmente no nível superior. Daí também devem advir dificuldades adicionais de encontrar quem se dedique à área, pois para tal seria necessário, antes de mais nada, romper com os paradigmas vigentes, que não valorizam este viés.

Desta forma, não é raro que as aulas num curso de engenharia se tornem seqüências monótonas de explicações intermináveis de funcionamento de equipamentos, de planos de manutenção, de interpretações de fenômenos físicos, de apresentação de conceitos e de definições, de deduções de fórmulas, de leituras de gráficos, de 'dicas práticas' etc., sempre compreendendo um agente ativo - *o professor* -, e um agente predominante passivo - *o aluno.*

Razões para que isso aconteça dessa maneira não são difíceis de apontar. A bagagem positivista dos professores é uma delas. A falta de uma formação mínima para o magistério, a cobrança social em relação a um comportamento padrão em engenharia, a forma como são estruturados os cursos tecnológicos, além de outros, são também elementos que explicam o estado atual da área.

Uma conseqüência prática da falta de formação didático-pedagógica dos professores de engenharia é, por exemplo, o desconhecimento, por parte dos professores, de que existem teorias do conhecimento, ou de que aspectos ideológicos, filosóficos ou sociológicos influenciam na aprendizagem. E, na falta de norteadores para as ações no ensino, acaba-se obedecendo àquilo que inconscientemente mina a nossa razão. Em sendo o positivismo o direcionador das ações da engenharia brasileira, o processo de ensino passa a ser uma indisfarçada afirmação da realidade do objeto por parte do professor, e uma apassivada memorização de informações técnicas, de preferência matematizadas, por parte dos alunos.

3. A NECESSIDADE DE FORMAÇÃO

Um fato determinante que poderá definir uma mudança desse panorama é uma atuação no sentido de se alterar alguns entendimentos dominantes entre os professores. Um destes entendimentos, talvez um paradigma, prevê, contrapondo as evidências contrárias, que o ensino de engenharia vem dando certo, que ele já encontrou o seu ponto ótimo de desenvolvimento e que, portanto, não precisa ser alterado.

Uma forte tendência entre professores de engenharia, quando admitem a existência de problemas na aprendizagem, é a de transferir a responsabilidade desses fracassos ou para os alunos ou para as deficiências materiais para a execução do ensino. Estes entendimentos desconsideram, por exemplo, as influências de aspectos filosóficos e ideológicos (para uma abordagem deste tema ver Apple, 1982 e Giroux, 1983) no processo de aprendizagem, o que deve ser fruto de uma visão simplista do papel que um processo de ensino desempenha socialmente.

Imaginamos como uma das saídas para estes problemas a implantação de programas de formação de professores de engenharia, tendo como meta criar uma cultura de formação, o que por certo deverá resultar em melhoria de qualidade no ensino.

4. UMA SAÍDA PARA O PROBLEMA?

Com o intuito de tentar esclarecer melhor o objetivo do que aqui se propõe, podemos dividir o processo de formação em três níveis.

a) formação de engenheiros;

b) formação de professores de engenharia;

c) formação de formadores de professores de engenharia.

O conteúdo deste texto visa a trabalhar o segundo item. Implícito está o entendimento de que, resolvido a contento este ponto, a melhoria do primeiro - *formação de engenheiros* - pode emergir como conseqüência dele.

Mais especificamente, esta é uma proposta que visa a definir um foco inicial de trabalhos objetivando uma melhoria do ensino de engenharia no Brasil. Por este motivo ela é modesta e simples; isto porque imagina-se que quebrar o *status quo* hoje vigente no ensino de engenharia brasileiro é tarefa para ser executada de forma lenta, firme e gradual, para que não se criem resistências além daquelas já fortemente instaladas nesse meio.

Fica a questão, em princípio pendente, do terceiro item - *formação de formadores de professores de engenharia*; ou ainda da inevitável pergunta: e os formadores de formadores de ...? Esta nos parece ser uma questão 'circular', ou algo parecido como tentar encontrar o último termo de uma dízima periódica, cuja preocupação só serviria, neste momento, para estancar uma definição de procedimentos para os propósitos já explicitados.

Com relação especificamente a este terceiro item, parece-nos que, embora não diretamente direcionados para a engenharia, estes programas já existem, em particular com os cursos de pós-graduação em ensino de ciências. No nosso entendimento, esses programas cumprem bastante bem as necessidades em termos dessa formação. O papel dos formados nesse terceiro item seria o de atuar como formadores no âmbito do segundo item.

5. PONTOS A SEREM ATACADOS

Há alguns pontos que, com um pequeno exercício mental, podem ser detectados como os mais característicos no ensino de engenharia hoje no Brasil. Entendemos que, com o intuito de analisar esse ensino, esses pontos poderiam ser abordados num programa de formação docente específico para a área tecnológica. Imaginamos poder destacar os seguintes:

a) ensino calcado excessivamente nos conhecimentos já elaborados;

b) forte oscilação dos graus de dificuldade dos assuntos e/ou abordagens trazidos para situações de sala de aula;

c) processo educativo encarado como tendo um fim em si mesmo, sem ligação com o cotidiano das pessoas, como se fosse uma estrutura meramente acadêmica, apartada da vida prática;

d) cultura do diploma como o fechamento de uma fase da vida, como se depois da diplomação a árdua tarefa de estudar estivesse encerrada;

e) ensino primordialmente centrado no trabalho individual e na cobrança de performance também individual;

f) ensino centrado na memorização e na reprodução de tarefas repetitivas;

g) momento de sala de aula excessivamente centrado no professor, no seu desempenho

como detentor do conhecimento e como orador, e nos seus ritmos e lembranças;

h) modelo de ensino que cobra a padronização dos alunos, desconsiderando as peculiaridades de cada um;

i) ambiente de sala de aula que desencoraja a manifestação dos alunos enquanto questionadores;

j) avaliação de aprendizagem encarada como um ritual de repetição precisa e detalhada das explicações do professor;

k) valorização acrítica do método como base para o sucesso no desempenho profissional;

l) banalização do erro, e 'esquecimento' da história da evolução de teorias, definições e conceitos;

m) culto à precisão e ao determinismo;

n) uso dos modelos como substitutos da realidade concreta;

o) seqüência didática baseada em objetivos;

p) cumprimento de programas independentemente do avanço dos alunos;

q) estabelecimento e manutenção de níveis de abordagem para os assuntos independentemente dos resultados da aprendizagem;

r) cultura da solução de problemas basicamente por similaridade;

s) afirmação do objeto como fonte do real;

t) mitificação da solução canônica;

u) afirmação da verdade científica como fruto de descobertas, de desvelamentos da natureza;

v) defesa subliminar do indutivismo como modelo para se entender a natureza;

w) supervalorização do produto em detrimento do processo;

x) fragmentação do ensino.

Naturalmente que estes problemas apontados representam uma leitura geral e não 'convivem', necessariamente, em todas ou em cada disciplina específica, ou em todos e em cada curso. Mas, de forma geral, estes itens podem ser encontrados, em algum nível de intensidade, ao menos em grande parte das disciplinas que compõem os cursos de engenharia brasileiros; isto porque, no nosso entendimento, eles fazem parte do modo como se encara o processo de ensino nesta área. Discuti-los e procurar soluções para eles é nossa obrigação enquanto docentes.

6. ELEMENTOS PARA UM PROGRAMA

Como tentativa de reverter este quadro, propomos a implantação de programas de formação de professores, com algumas características especiais. Em primeiro lugar, estes programas deveriam ser implantados dentro das escolas de engenharia e ministrados principalmente por professores de engenharia com formação na área de educação. Seriam cursos complementares e posteriores à formação técnica, a serem freqüentados por indivíduos iniciantes na - *ou candidatos à* - carreira do magistério.

Como uma medida de transição, enquanto não estiver *em regime* a exigência de formação específica em educação como premissa para a atuação nesta área, deveriam participar destes cursos também docentes já em pleno exercício na carreira. Isto lhes serviria, no mínimo, como atualização.

Respeitando sempre os conteúdos do ensino dos campos de atuação de cada participante do programa, podem ser trabalhados os elementos abaixo especificados.

a) reflexões epistemológicas, visando a compreensão da estrutura do saber ensinado, dos conceitos disciplinares, das relações interdisciplinares, dos obstáculos ao conhecimento, visando também permitir a inferência de conseqüências didáticas;

b) abordagens históricas de alguns conceitos das ciências básicas da engenharia, destacando a dinamicidade destes conceitos e a evolução na construção dos fatos científicos;
c) revisões históricas da sistematização do sistema escolar, da definição dos currículos, da introdução da quantificação do rendimento da aprendizagem;
d) análises de situações de sala de aula, das relações professor-aluno, dos modelos de relação sujeito-objeto;
e) discussões das concepções alternativas dos alunos acerca de conceitos científicos, de suas representações, transposições e obstáculos;
f) discussões da didática, compreendendo as reflexões sobre objetos do conhecimento, pesquisas sobre as condições de apropriação e pesquisas sobre a intervenção didática;
g) estudos sobre a sociologia do conhecimento;
h) abordagens dos erros na aprendizagem.

Abordar estes itens com dinâmica própria requer diferentes planejamentos. Atacá-los com um mínimo de profundidade exigiria mais tempos de leituras, discussões e maturação. Mas a simples compreensão da existência de problemas diferentes dos puramente técnicos pode despertar para a reflexão sobre outros, mais particulares para cada prática de ensino.

7. QUEBRANDO UM PARADIGMA

Fazer frente a paradigmas arraigados numa comunidade profissional não é tarefa fácil. Ainda mais quando, de alguma forma, a própria sociedade parece não cobrar mudanças radicais no seu comportamento.

Como o objeto da engenharia é fundamentalmente algo concreto, palpável e útil por definição, a transposição da epistemologia acriticamente vinculada ao seu tratamento para a relação professor-aluno passa a ser algo como uma obrigação lógica nesse meio. Talvez por isso o modelo vigente no ensino de engenharia brasileiro ratifique diuturnamente o positivismo e/ou o empiricismo. É mais fácil lutar para manter o que já existe. O desconhecido é sempre mais amedrontador, embora às vezes também mais excitante.

Se é certo que é necessário quebrar esse *status quo*, também é certo que novas posturas devem ser colocadas de forma decisiva e forte, porém com cautela. Portanto, elas devem ser bem embasadas, pois ninguém esmorece tão facilmente ante a própria competência ameaçada, e o modelo vigente no ensino de engenharia é forte o bastante para não se deixar desequilibrar pela simples apresentação de um modelo alternativo de se fazer aparentemente a mesma coisa.

De qualquer forma, acreditamos que, se implantados dentro das próprias escolas de engenharia, e principalmente se conduzidos por professores de engenharia, programas com as abordagens aqui sugeridas terão chances de alterar, para melhor, a prática de sala de aula hoje vigente nos cursos técnicos.

8. REFERÊNCIAS

Apple, M. W. *Ideologia e Currículo.* Brasiliense, São Paulo, 1982.

Astolfi, Jean-Pierre & Develay, Michael. *A Didática das Ciências.* 4.ed. Papirus, Campinas, 1995.

Bachelard, Gaston. *Os Pensadores.* Abril Cultural, São Paulo, 1978.

Becker, F. A *Epistemologia do Professor; o cotidiano da escola.* 3.ed. Vozes, Petrópolis, 1995.

Feyerabend, P. *Contra o Método.* Francisco Alves, Rio de Janeiro, 1989.

Giroux, H. *Teoria Crítica e Resistência em Educação.* Vozes, Petrópolis, 1983.

Waks, L. J. *Value judgment and social action in technology study*. In: International Journal of Technological and Design Education 4, 35-49, 1994.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB942

CAPACITAÇÃO DE PESSOAL PARA O PROCESSO DE DESENVOLVIMENTO DE PRODUTOS/ *PERSONNEL QUALIFICATION FOR PRODUCT DEVELOPMENT PROCESS*

ADRIANA FARO DA SILVEIRA AGUIAR, HENRIQUE ROZENFELD & EDUARDO DE SENZI ZANCUL
Departamento de Engenharia Mecânica - Escola de Engenharia de São Carlos - USP
Av. Dr. Carlos Botelho, 1465 –CEP: 13560-250 - São Carlos, SP – E-mail: asaguiar@ sc.usp.br

Abstract

Nowadays the formation of people for working with product development must be one of the main concerns of the enterprises. This is necessary to get the benefits of the application of Concurrent Engineering techniques and new computer tools and surpass the challenges of a changing global market, where product cycle is always shorter. This article presents a new profile for the professional working in product development and a new education method that has been introduced at Model Integrated Factory (FIM). This new education method emphasizes the use of active didactics techniques in order to get the formation of people for working with product development.

Keywords

Education Methods, Product Development, Teamwork, Concurrent Engineering.
Métodos Educacionais, Desenvolvimento de Produtos, Trabalho em Equipe, Engenharia Simultânea

1. INTRODUÇÃO

A economia globalizada vem impondo novos desafios às empresas. Dentre eles, destaca-se a necessidade crescente de se desenvolver produtos de maneira eficiente, diminuindo-se o *time to market* e os custos de desenvolvimento. Neste sentido, as empresas vêm procurando se capacitar a partir da introdução de técnicas de Engenharia Simultânea e de ferramentas computacionais que auxiliam as atividades do processo de desenvolvimento. Apesar desta ação estar em consonância com as tendências atuais, as empresas precisam se preocupar também com a capacitação das pessoas que estarão envolvidas neste processo.

Esta focalização para a mudança do perfil dos profissionais vem se tornando um fato bastante difundido entre as empresas. Hoje para a maioria destas, mais importante do que ter grandes cientistas e especialistas, é ter pessoas que resolvam problemas em grupo, que possuam habilidades gerais, de liderança e de comunicação.

No processo de desenvolvimento de produtos, a importância da participação de pessoas com este perfil é reforçada por sua essência multidisciplinar. Atualmente sabe-se que este processo deve ser realizado por equipes compostas por integrantes de diferentes áreas da empresa, tais como, marketing, pesquisa e desenvolvimento, engenharia e produção, para que

3244

se diminua o *lead time* das inovações necessárias para se manter competitivo no mercado global. Estas novas necessidades profissionais esbarram num problema importante: a formação das pessoas. Segundo estudiosos da área, o currículo das escolas não acompanha as mudanças que vêm ocorrendo nas empresas (Administrador, 1997; Valenti, 1996).

Visando suprir esta necessidade foi desenvolvido na Fábrica Integrada Modelo (FIM) da USP de São Carlos, um ambiente de manufatura próximo do real, no qual pode-se vivenciar a aplicação de novos conceitos, filosofias, técnicas, métodos, ferramentas, equipamentos e soluções. Vale ressaltar que a FIM é parte integrante do NUMA (Núcleo de Manufatura Avançada), caracterizando-se como um ambiente integrado onde os grupos de pesquisa deste núcleo podem implementar e testar seus trabalhos.

O objetivo do presente trabalho é propor uma nova forma de ensino que vem sendo empregada neste ambiente integrado de manufatura, na qual dá-se ênfase à utilização de técnicas de didática ativa para capacitação de pessoal em desenvolvimento de produtos.

Em busca de um embasamento teórico condizente com a complexidade do assunto abordado, inicialmente analisa-se a situação atual em relação a formação de profissionais da área de desenvolvimento. A seguir apresenta-se alguns requisitos básicos, identificados na literatura, para os novos profissionais que atuarão nesta área. São levantadas então as abordagens de ensino existentes para o ensinamento destes requisitos. Por fim apresenta-se a proposta deste trabalho.

2. SITUAÇÃO ATUAL PARA A FORMAÇÃO DE PROFISSIONAIS

Na área de manufatura, a maioria das instituições ainda visa somente a criação de especialistas. Assim, são formadas pessoas com um alto grau de conhecimento técnico em atividades de projeto, processo e fabricação, mas sem perfil de gerenciamento, liderança e trabalho em equipe. Em relação à área de administração, seus próprios fundamentos básicos tornaram-se frágeis, devido à falta de uma visão tecnológica por parte de seus profissionais. Um meio para melhorar este quadro seria o próprio aprendizado das pessoas com a prática, entretanto no Brasil as empresas ainda apresentam poucos casos de aplicação de tecnologias combinadas com novas tendências gerenciais, e vivenciar isto no exterior nem sempre é possível. Esta problemática afeta em muito o desempenho do processo de desenvolvimento de produtos, que conta com a participação de profissionais da área de manufatura e de administração para a realização de suas atividades em geral (concepção, conceituação, projeto, homologação do projeto, homologação do processo, treinamento da empresa, etc).

Segundo Clausing (1994), as empresas ainda apresentam muitas limitações que emperram o processo de desenvolvimento, podendo-se destacar: a dificuldade em se projetar com simplicidade, a falta de atenção com a qualidade do produto, os tempos excessivos de desenvolvimento, a inexistência de integração entre a fase de projeto e a fase de produção, a falta de focalização nos clientes, o pouco envolvimento dos fornecedores no processo de desenvolvimento e a falta de utilização de melhoria contínua. Um dos principais motivos destas limitações é o fato de que as pessoas que atuam neste processo trabalham de maneira descontínua, dando apenas uma contribuição pessoal de especialista, em um determinado momento do processo, perdendo-se assim o sentido de unicidade. Pode-se observar que esta atitude é conseqüência da própria formação das pessoas.

Uma das alternativas adotadas pelas empresas em busca da compensação de currículos deficientes tem sido a reciclagem profissional a partir de treinamentos diversos, que adotam desde métodos tradicionais de "sala de aula" até a utilização de técnicas alternativas, que procuram dotar os profissionais de elementos para que estes possam enfrentar as novas

exigências de um mercado em constante mutação. Pode-se citar aqui, como exemplo, cursos que visam o enfrentamento de obstáculos no meio do mato ou ainda a superação de dificuldades em pleno deserto.

Além disto, a última tendência adotada pelas empresas são as palestras ministradas por "gurus" das mais diferentes áreas, que têm por objetivo desenvolver nas pessoas a habilidade de liderança e o espirito de trabalho em equipe. Apesar dos esforços dispensados, os resultados destes treinamentos e palestras continuam sendo questionados. Segundo observadores da área, isto se dá por que as empresas treinam muito, mas educam pouco (Administrador, 1997). Quanto ao processo de desenvolvimento de produtos, fora os treinamentos técnicos em práticas de projeto, muito pouco tem sido feito.

3. REQUISITOS BÁSICOS PARA O ENSINO DE DESENVOLVIMENTO DE PRODUTOS

Um estudo recente, elaborado pela ASME *(American Society of Mechanical Engineers)* e publicado pela *National Science Foundation*, identificou as principais filosofias, tecnologias e ferramentas utilizadas pelas empresas bem sucedidas em seu processo de desenvolvimento de produtos (Valenti, 1996). Ainda como parte deste estudo foram levantadas, junto a professores universitários e profissionais de empresas, as habilidades que as pessoas precisam adquirir para utilizar de forma consistente estas filosofias, tecnologias e ferramentas. Na figura 1 apresenta-se o ranking destas habilidades profissionais, podendo-se observar a grande ênfase dada ao trabalho em equipe, à comunicação, ao pensamento criativo e à utilização de filosofias que visam uma sinergia entre a área de projeto e de manufatura. Estes dados refletem a preocupação atual em se modificar o perfil das pessoas que trabalham de forma convencional, como no caso especifico de desenvolvimento de produtos, exercendo atividades de forma seqüencial e não tendo uma visão do todo.

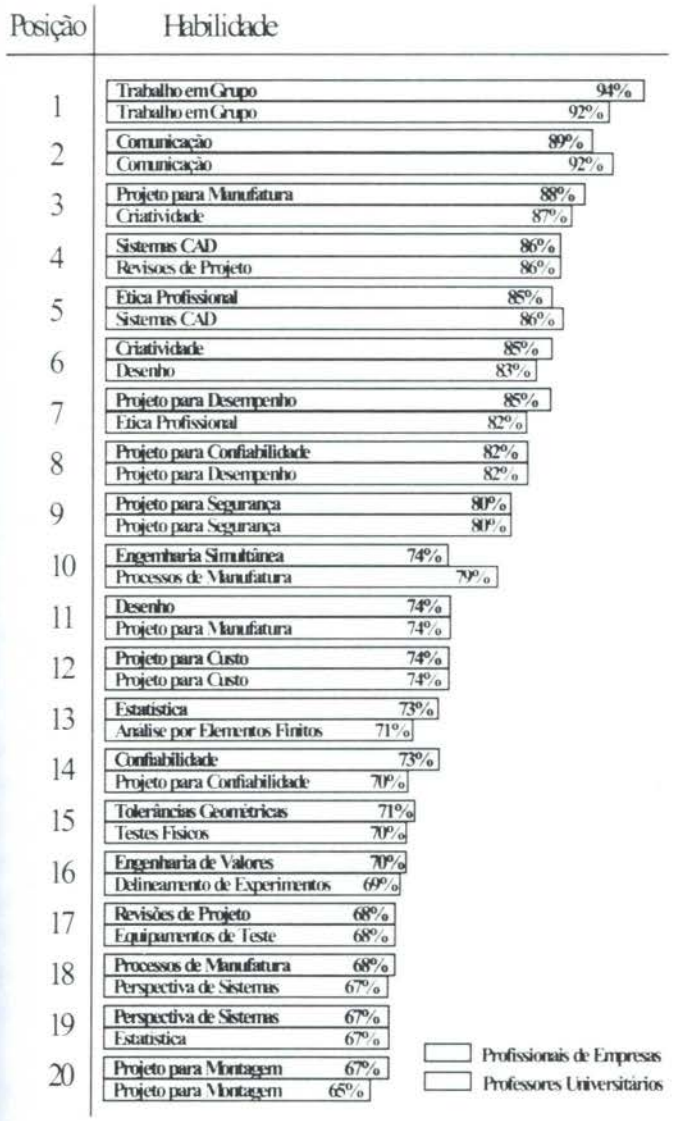


Figura 1: Habilidades profissionais consideradas como importantes aos Engenheiros Mecânicos (ASME, 1996)

Para Rozenfeld (1996), esta visão do todo pode ser definida

como visão holística, e eqüivale a se ter uma imagem única, sintética de todos os elementos da empresa, tais como: estratégias, atividades, informações, recursos e organização, assim como suas inter-relações. Ainda segundo o autor, todo empresário e o seu pessoal deveriam ter uma visão holística de sua empresa, pois ela é essencial para que cada um cumpra seu papel. Um formalismo que auxilia as pessoas a obter esta visão é pensar a empresa como um conjunto de *business process* (*BP*). Um *BP* é algo que acontece dentro da empresa e envolve atividades, que manipulam informações, utilizam recursos e elementos de uma organização. Neste sentido, a obtenção da visão holística da empresa também deve ser considerada como uma habilidade importante para o profissional que atuará no desenvolvimento de produtos, uma vez que este processo envolve decisões que influenciam e são influenciadas pelos demais elementos da empresa. Além disto, dotar a empresa com pessoas que tenham esta visão é uma condição necessária à implantação da Engenharia Simultânea, filosofia que propicia uma diminuição do grau de incerteza no início do ciclo de desenvolvimento e consequentemente diminuição do seu tempo e custo global. Com a utilização crescente de Engenharia Simultânea pelas empresas, aumentou-se a necessidade de se desenvolver nas pessoas a capacidade de trabalhar em equipe.

Reafirmando este fato, Clausing (1994), defende que as atividades relacionadas com o desenvolvimento de produtos devem ser realizadas por um time, entitulado por PDT (*Product Development Team*). Segundo o mesmo autor, para o sucesso da aplicação da Engenharia

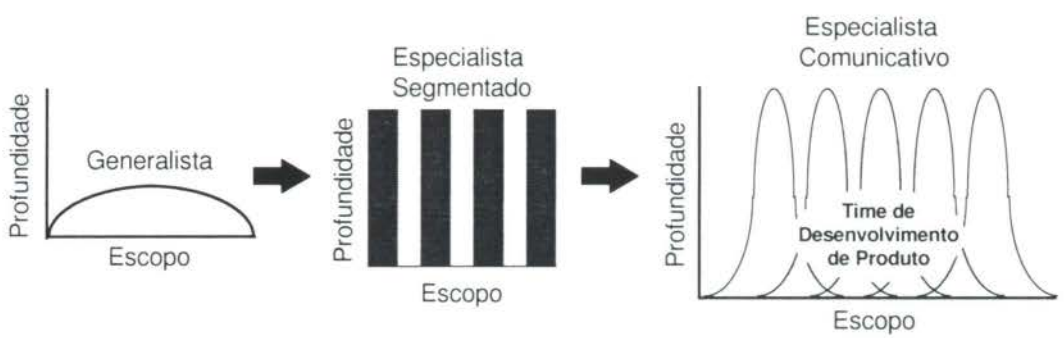


Figura 2: Perfil dos profissionais em desenvolvimento de produtos (Clausing, 1994)

Simultânea, os membros deste time não devem ser pessoas extremamente especializadas, mas que combinem bem escopo e profundidade de conhecimento (figura 2). Quando necessário, o PDT deve consultar pessoas especializadas que, apesar de um perfil mais técnico, também devem ser comunicativas e ter conhecimento da integração de seu trabalho com outras áreas. Para exemplificar esta situação, pode-se supor que alguns dos integrantes do PDT tenham o seguinte perfil: engenheiros projetistas que possuem conhecimentos de processo de fabricação; engenheiros processistas que conhecem bem a "voz do cliente" e as funcionalidades do produto. Ao longo do desenvolvimento do produto, caso estes profissionais tenham a necessidade da aplicação de uma técnica mais específica, como a Análise por Elementos Finitos, eles devem recorrer a um especialista que apresente uma visão geral do projeto e que seja comunicativo.

As habilidades pessoais apresentadas até o momento, originam um novo quadro de competências para a área de desenvolvimento de produtos. Desta forma, as ações das

empresas, ao invés de serem baseadas apenas na introdução de novas filosofias e tecnologias de projeto, devem estar direcionadas para a composição de sua estrutura organizacional com estes novos profissionais. Para as instituições de ensino, o grande desafio será reformular sua estratégia de atuação e modernizar suas técnicas didáticas para formar pessoas para esta nova realidade. No tópico a seguir apresenta-se o que existe atualmente em termos de técnicas de ensino para que se possa atender aos requisitos básicos discutidos nesta seção.

4. ABORDAGENS DE ENSINO E A TRANSFERÊNCIA DE CONHECIMENTO

As abordagens de ensino convencionais normalmente utilizam uma tecnologia instrucional que leva em conta exposições com perguntas e respostas, utilizando-se recursos audiovisuais. A postura de quem está sendo ensinado é quase sempre reativa e passiva, ou seja, a pessoa é conduzida, apenas ouvindo e reagindo através de perguntas, quando o faz. Nestas abordagens o padrão relacional predominante é o autoritário, que é inibidor de um questionamento aberto. Isto provoca um claro distanciamento entre os participantes e entre eles e o instrutor, dificultando então o grau de assimilação da proposta de trabalho (Medeiros, 1994). Na figura 3, pode-se observar que este tipo de abordagem, localiza-se nos patamares do "*aprendendo ouvindo*", do "*aprendendo olhando*" e do "*aprendendo olhando e escutando*" onde a absorção de conhecimento por parte das pessoas é no máximo de 50%.

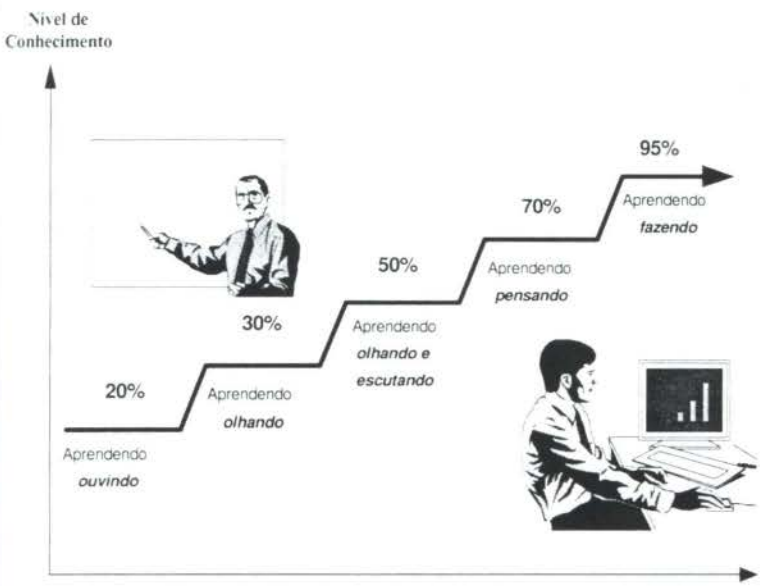


Figura 3- Eficiência dos Métodos de Educação e Treinamento

Atualmente novas abordagens de ensino vêm sendo usadas em diferentes áreas educacionais, com o intuito de melhorar o grau de absorção de conhecimento das pessoas que serão educadas.

Estas abordagens são consideradas não-convencionais e pregam a utilização de técnicas de didática ativa, com padrões relacionais democráticos. A tecnologia instrucional utilizada é composta por breves exposições (molduras teóricas) que objetivam circunscrever temas e aquecer e focar os participantes para a prática de exercícios vivenciais. Neste caso o participante é estimulado a adotar uma postura proativa de busca e resolução de questões que vão sendo colocadas para análise (Medeiros, 1994). As técnicas de didática ativa mais utilizadas dentro destas abordagens são: método do caso, jogos de empresa, laboratório de sensibilidade, dinâmica de grupo, teatro pedagógico, role-playing e psicodramatizações. Maiores detalhes destas técnicas podem ser encontrados em outras publicações (Romana, 1985; Koudela, 1991).

Para reforçar o êxito destas técnicas pode-se citar os resultados que vêm sendo obtidos por alguns profissionais da área de recursos humanos. Eles aplicaram uma série de técnicas de

didática ativa (dinâmicas de grupo, jogos e dramatizações) dentro de programas de motivação em empresas e observaram aumentos significativos na absorção de conhecimento, além de melhorias no clima organizacional, na comunicação e nas relações interpessoais. Um destes profissionais resumiu estes resultados na seguinte afirmação: "*...nossas experiências indicam que tudo aquilo que se vivência, e não apenas se ouve e vê, é muito mais fácil de ser assimilado e memorizado...* " (Gouvêa, 1996).

Outro caso de sucesso é relatado no livro "Teatro Pedagógico: bastidores da iniciação médica" (Kaufman, 1992), onde o autor descreve o uso das técnicas de role-playing, teatro espontâneo e sociodrama no curso de psicologia médica, ressaltando as melhorias obtidas na aprendizagem da relação médico-paciente.

5. PROPOSTA DE ENSINO PARA O DESENVOLVIMENTO DE PRODUTOS

5.1 Modelo de Referência

Procurando-se suprir a carência existente para a formação de profissionais com habilidades atuais, na área de desenvolvimento de produtos, desenvolveu-se na Fábrica Integrada Modelo (FIM) uma nova proposta de ensino com este fim.

Para a concepção desta proposta inicialmente foram consolidados alguns conceitos, como por exemplo, a necessidade de se ter uma visão holística da empresa, visualizando-a como um conjunto de *business process (BP)*. Então a FIM, que é uma empresa virtual modelo, foi estruturada como um conjunto de *BPs*, tais como, vender produto, desenvolver produto, fabricar produto, etc. Para que estes BPs pudessem servir de referência para ambientes de manufatura reais, auxiliando-os na obtenção de sua própria visão holística, eles tiveram que ser mapeados a partir do que se chamou de modelos de referência.

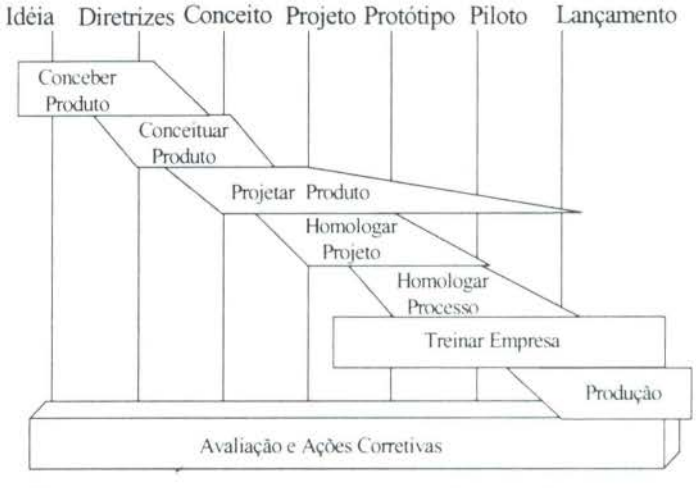


Figura 4- Primeiro nível do modelo de referência para Desenvolvimento de Produtos

Na figura 4 apresenta-se o modelo de referência para o *business process* de desenvolvimento de produtos. Este modelo foi resultado de vários trabalhos realizados em empresas de manufatura e sofreu ajustes segundo pesquisas de padrões existentes. Neste primeiro nível de detalhamento, a partir de uma representação analógica, obtêm-se uma visão geral do processo de desenvolvimento, que envolve desde a concepção da idéia do produto, passando pela conceituação, pelo projeto e homologação. Atividades de treinamento da empresa também fazem parte do desenvolvimento, devido à necessidade de se divulgar os conceitos e as características do novo produto para os demais setores da empresa.

Existem mais dois níveis de detalhamento deste modelo de referência que podem ser encontrados em outras publicações, pois sua apresentação aqui foge do escopo deste trabalho. A partir deste modelo de referência, construiu-se na FIM um ambiente de manufatura próximo do real, simulando-se uma fábrica de redutores de velocidade. Esta fábrica tem um organograma composto por personagens fictícios com cargos muito bem definidos. Seu processo de desenvolvimento de produtos segue a filosofia de Engenharia Simultânea, dando-se ênfase às ferramentas de QFD (*Quality Function Deployment*), FMEA (*Failure Model & Effect Analysis*) e DFMA (*Design for Manufacturing and Assembly*). Utilizam-se também sistemas de Workgroup Computing para agilizar o trabalho das pessoas envolvidas com o desenvolvimento. Ferramentas de engenharia, tais como, CAD, CAE, CAPP também são utilizadas, mostrando-se a importância de seu uso de forma integrada. Somado a isto, tem-se a ênfase no perfil das pessoas que deverão realizar as etapas de desenvolvimento, juntamente com a exposição dos conhecimentos básicos necessários para tanto.

5.2 Técnicas de Ensino da Proposta

A principal finalidade da presente proposta é a utilização de técnicas de didática ativa para o ensinamento do processo de desenvolvimento de produtos (figura 5). Neste sentido, criou-se uma dramatização que representa situações normalmente enfrentadas pelas pessoas no cotidiano das empresas, tomando-se como base o modelo de referência apresentado anteriormente e a fábrica exemplo de redutores de velocidade. A idéia central desta forma de ensino é possibilitar aos visitantes da FIM uma participação no processo de desenvolvimento, como um dos personagens de um roteiro, onde são definidas as atividades que serão realizadas e os conhecimentos gerais envolvidos.

Por exemplo, na etapa de concepção do produto, onde a idéia do mesmo é gerada e posteriormente priorizada com auxílio de uma análise de atratividade, mostra-se o trabalho de pessoas da alta gerência em conjunto com um coordenador de produto. Estas pessoas identificam as diretrizes do produto, tais como, custo, retorno esperado, data de lançamento, etc. O coordenador de produto é responsável pelo acompanhamento de todo o ciclo de desenvolvimento. Cada um destes personagens tem seu próprio *script* que poderá ser interpretado pelos visitantes. A maior preocupação desta parte do roteiro é ensinar como pessoas que não tem muito tempo podem trabalhar de forma otimizada.

Na etapa seguinte, de conceituação, as diretrizes que foram definidas anteriormente são complementadas a partir das características técnicas do produto. Este trabalho é realizado por um PDT (*Product Development Team*) que é liderado pelo coordenador de produto. Dá-se ênfase aqui às habilidades necessárias para os integrantes deste time, juntamente com a execução de suas atividades de forma paralela. São exemplificados então os casos em que se aplicam as técnicas de Engenharia Simultânea, tais como, QFD e princípios de DFMA. Além disto, para se reduzir o número de alterações nas fases adiantadas do projeto, clientes e fornecedores são envolvidos nesta etapa, auxiliando algumas decisões de *make or buy*. Nesta parte do roteiro, os visitantes poderão assumir o papel de um dos integrantes do PDT, por exemplo, o papel de

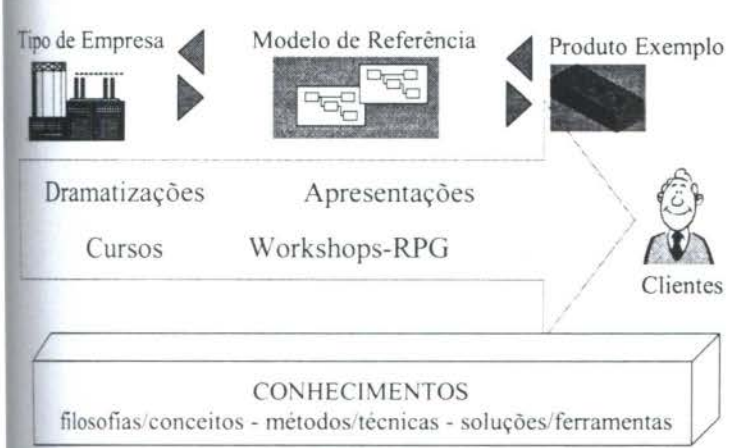


Figura 5- Proposta de Ensino para o Desenvolvimento de

um engenheiro de qualidade que estará diretamente ligado com a aplicação de QFD.

Apesar do grande valor educacional por traz desta técnica didática, somente a utilização da dramatização passou a atingir um público alvo muito pequeno, devido à necessidade de um tempo grande para sua aplicação e da realização de cursos conceituais preliminares, dependentes do papel que seria protagonizado pelo visitante. Devido a esta limitação, optou-se também por outras técnicas de ensino, que apesar de apresentarem um grau de absorção de conhecimento menor do que o desejado, respeitam a disponibilidade e o nivel de conhecimento dos visitantes. Na figura 5 apresenta-se a proposta que está sendo utilizada na FIM para o ensinamento do desenvolvimento de produtos.

Pode-se observar que além da dramatização e aplicação de cursos conceituais, conta-se com apresentações mais rápidas para pessoas com algum conhecimento na área. Nestas apresentações todas as dimensões da fábrica de redutores de velocidade são abordadas: modelo de referência do *business process* de desenvolvimento de produtos, organograma, perfil de pessoal, atividades de desenvolvimento, recursos necessários, etc. Isto é feito por um instrutor que vai "navegando" pelo modelo de referência, explicando as demais dimensões envolvidas em cada ponto específico do modelo. Em certos momentos mostra-se ao visitante um exemplo mais aprofundado de uma destas dimensões, de acordo com seu interesse.

Além disto, futuramente pretende-se extrapolar a dramatização para a formação de um *role-playing (RPG)* onde os visitantes irão desempenhar o papel de um integrante desta fábrica virtual, sem um roteiro de base, tomando ele mesmo as decisões inerentes a atividade de desenvolvimento que estará sendo realizada. Esta experiência será apresentada em publicações futuras.

6. COMENTÁRIOS FINAIS

Incorporado a vantagem de se poder visualizar e vivenciar diversas situações presentes no desenvolvimento de produtos, a proposta de ensino apresentada neste trabalho procura formalizar também a importância da utilização de conceitos e ferramentas de Engenharia Simultânea, Análise de Atratividade e *Workgroup Computing*, como viabilizadores do trabalho de times multifuncionais responsáveis pelas atividades de desenvolvimento. A aplicação desta proposta já foi iniciada, obtendo-se até o momento resultados positivos. Este assunto será abordado em publicações futuras.

7. REFERÊNCIAS

Administrador. Treinar Lideranças Funciona?, *Administrador Profissional*, ano XIV, n° 134, pp. 1,6-7, abril de 1997.

Clausing, D.P. *Total Quality Development: A Step-by-Step guide to World Class Concurrent Engineering*, The American Society of Mechanical Engineers, 1994.

Gouvea, L.B.V. Delicada Cicratização, *Revista Notícias* FIESP/CIESP/SESI/SENAI/IRS, n. 146, pp. 26-30, abril de 1996.

Kaufman, A. *Teatro Pedagógico: bastidores da iniciação médica*, Editora Perspectiva, 1992.

Koudela, I.D. *Brecht: Um Jogo de Aprendizagem*, Coleção Estudos, Editora Perspectiva, 1991.

Medeiros, A.M. *Técnicas de Simulação e Jogos de Empresa*, Manual de Treinamento e Desenvolvimento-ABTD, Makron Books, pp. 257-283, 1994.

Romana, M.A. *Psicodrama Pedagógico*, Editora Papirus, 1985.

Rozenfeld, H. Reflexões sobre a Manufatura Integrada por Computador (CIM). *Manufatura Classe Mundial: Mitos e Realidade*, São Paulo, 1996.
Valenti, M. Teaching Tomorrow's Engineers, *Mechanical Engineering*, pp. 64-69, julho de 1996.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB968

A SISTEMÁTICA DE AVALIAÇÃO NO ENSINO DE PROJETO DE MÁQUINAS / *EVALUATION PROCEDURES IN MACHINE DESIGN TEACHING*

NICOLA GETSCHKO
Depto. de Engenharia Mecânica da Escola Politécnica - USP - CEP 05508-900
Av. Prof. Mello Moraes, 2231, Cidade Universitária - São Paulo - SP, Brasil
Depto. de Matemática - Centro das Ciências Exatas - PUC-SP - CEP 01303-050
Rua Marques de Paranaguá, 111 - São Paulo - SP, Brasil
E-mail: ngetschk@usp.br, nicolag@exatas.pucsp.br

Abstract

This paper discuss some important aspects related to Machine Design disciplines evaluations. Former evaluation methods and statements are compared with some new hypothesis and concepts. In order to make a case study, a brief description of the disciplines PMC 201 - Introduction to Machine Design and PMC 205 - Construction Machine Elements I of the Mechanical Eng. Dept of the Polytechnic School - University of Sao Paulo , is presented. The evaluation systems analysis is made by means of a statistical approach, based on four year data. The results confirm the main suggested hypothesis.

Keywords

machine design, evaluation, mechanical engineering, education, statistics
projeto de máquinas, avaliação, engenharia mecânica, educação, estatística.

1. INTRODUÇÃO

Com o fenômeno de massificação do ensino, a necessidade de um controle mais rigoroso e abrangente da qualidade da educação tem se tornado uma das maiores preocupações dos profissionais ligados ao setor. De fato, a partir dos anos 70 o espectro da avaliação do ensino extrapolou o corpo discente para englobar tanto as instituições de ensino como os próprios avaliadores, quais sejam, os docentes. Por outro lado a prática de *medir qualidades* também ganhou novos espaços na sociedade, passando a tornar-se rotina, de empresas a organismos de governo onde tanto a instituição como o funcionário são objetos da avaliação. Como corolário de todo este processo surgiram as empresas especializadas em avaliação, cuja função vai desde a proposição de metodologias até a definição dos parâmetros, análise dos resultados e diagnóstico do processo, demonstrando assim a importância dada a esta atividade em nosso meio social.

O tema *avaliação* sempre foi controvertido uma vez que procura estabelecer parâmetros quantitativos para a atividade humana na busca de, na verdade, medir sua qualidade. Uma definição bastante ampla é dada por Lesne, M. (1984) "... avaliar é pôr em relação, de forma explícita ou implícita, um referido (o que é constatado ou aprendido de forma imediata,

objeto da investigação sistemática, ou de medida) com um referente (que desempenha o papel de norma, de modelo, do que deve ser, objetivo perseguido)".

Não obstante, deve-se ter em mente que todo procedimento de avaliação é intrinsecamente falho na medida em que o objeto da avaliação, em nosso caso a atividade e aproveitamento escolar do aluno, tem características muito mais amplas que qualquer método e ou modelo proposto para avaliá-lo.

Em seu livro "O Processo Didático" (Carvalho, 1987), a autora define 3 características fundamentais para o processo de avaliação tradicional:

-*Precisão* : "...o instrumento mediu com sensibilidade, discriminadamente, e com constância, aquilo que pretendia medir? Se tornarmos a aplicá-lo, ou se o aplicarmos de uma forma equivalente, obteremos o mesmo resultado ou, pelo menos, um resultado aproximadamente igual? ... quem sabia mais, obteve melhor resultado, e vice-versa?"
-*Validade*: " ...O instrumento adotado mediu tais produtos da aprendizagem (compreensão da idéia ou domínio da técnica) ou aferiu coisas diferentes?
-*Objetividade*: "...por sua vez procura eliminar variações de julgamento e, para isso, a cada pergunta, implícita ou explícita, corresponde uma, e somente uma resposta correta".

Esta visão tradicional, representativa do processo de avaliação, é bastante realista para o ensino fundamental, porém merece ser encarada com ressalvas, no item referente à *objetividade*, quando se trata do ensino de graduação. Embora *questões e problemas* com enunciado claro, preciso e bem definido e com as conseqüentes "respostas únicas e corretas" tragam, tanto para o avaliador como para o avaliado uma grande segurança das "regras do jogo", esta herança cartesiano-matemática, dificilmente permitirá que os dois parâmetros anteriores, *precisão e validade*, possam ser alcançados.

É preciso lembrar que, em engenharia, como de resto na maioria das ciências aplicadas, a quase totalidade dos problemas a serem resolvidos tem um enunciado pouco específico, quando não totalmente vago, advindo da detecção de uma necessidade que deve ser atendida. Tomemos como exemplo o seguinte "problema": *desenvolver um sistema capaz de suportar o corpo de uma pessoa, a uma dada altura do solo, com certas características estéticas, de conforto, de segurança e de custo.* Qual a *solução* para este problema? Uma cadeira, uma poltrona, um sofá , uma cama? E mesmo que outras restrições, mais específicas, nos levassem a uma solução como a cadeira, seria possível definir qual a única cadeira *correta* dentre as milhares diferentes já projetadas? É certo que não! Não há mais sentido falar-se da "solução única e correta"!

Obviamente, pode-se aumentar o número de restrições a tal ponto, particularizando o problema de tal maneira, que se chegue a existência de um única solução possível. No entanto, exatamente pelo grau de particularização alcançado haveria pouco ou nenhum interesse de engenharia na solução deste problema. Bastaria, apenas, um bom algoritmo matemático para que se chegasse, automaticamente, à resposta.

Assim sendo, fica claro que a aplicação do conceito tradicional de *objetividade* da avaliação deve ser repensada, ampliando-se seu espectro de modo tentar adequá-la a uma realidade infinitamente mais rica, que a encontrada em modelos físicos e matemáticos, quando é a criatividade humana que está sendo avaliada.

Um aspecto perverso decorrente do grande uso das avaliações como instrumento para a medida de qualidades humanas, sejam elas técnicas ou de outra natureza, é a perda da noção, em alguns casos, entre o que é *acessório* e o que é *fundamental*. Chega-se ao ponto da total inversão de valores, que ocorre quando o *avaliado* passa a focar seus esforços, exclusivamente, para atender aos itens que serão sujeitos à avaliação, deixando de procurar

seus objetivos reais e maiores. Este efeito é tanto maior quanto mais *explícito* e menos abrangente for o método avaliatório . Um exemplo bastante eloqüente deste princípio pode ser visto na relação de dependência entre o currículo de muitas escolas de 2º. grau e os programas dos concursos vestibulares. Basta haver uma alteração nos programas destes para que estas escolas retirem ou incluam itens de seus currículos visando, unicamente, preparar seus alunos para a avaliação. Ao invés disto, deveriam se preocupar em dar-lhes uma formação acadêmico-profissional que os habilitasse a assumir um papel social relevante.

Resumindo-se então, as características desejáveis em uma avaliação , tem-se:

-Ampliar, dentro do possível, o espectro de abrangência da avaliação.
-Tornar a condição de aplicação da avaliação o mais próxima possível da situação real a ser avaliada.
-Realizar a avaliação o menos explicitamente possível.
-Tornar a avaliação um processo contínuo e não pontual.
-Quando forem necessárias decisões subjetivas, ampliar ao máximo o número de profissionais envolvidos na elaboração de pareceres que embasarão a decisão final.

2. A AVALIAÇÃO NAS DISCIPLINAS DE PROJETO DE MÁQUINAS

A área de Projeto de Máquinas, como de resto todas as áreas de Projeto em engenharia, requer uma atenção especial quando se trata da forma de avaliação do aprendizado. Isto se deve a dois pontos fundamentais:

Abrangência - Dada a uma característica inerente à sua natureza, Projeto de Máquinas conta com um grande espectro de conceitos e conhecimentos podendo ser, inclusive, definida como uma área multidisciplinar. Esta "multidisciplinaridade" é uma tendência irreversível, e mundialmente aceita como um dos principais fatores contribuintes para todo o processo de inovação tecnológica, e melhoria da eficiência do ciclo produtivo industrial. Desta maneira, não mais se admite que a formação do futuro projetista fique restrita a meros conceitos técnico-teóricos convencionais, mas exigi-se que inclua conhecimentos em outras áreas como impacto ambiental, mercadológicos, sócio-econômicos, etc.

Fica claro, então, que os procedimentos de avaliação do aprendizado em Projeto de Máquinas devem procurar uma forma que contemple, da melhor maneira possível, a abrangência dos conceitos que lhe são inerentes.

Capacidade de Síntese - A quase totalidade de nosso ensino, seja ele de 1º. grau, 2º. grau ou de graduação, é voltado a desenvolver e exercitar a capacidade de análise de seus alunos. Esta tendência tem sido de tal maneira prevalente que já atinge níveis absurdos da "análise pela análise", ou seja, com a perda total dos reais objetivos do processo de análise: criar os subsídios para a futura síntese. É preciso retomar a ordem natural dos fatos: não existe análise sem que antes tenha havido síntese! Afinal, como é possível analisar algo, seja uma máquina, um prédio, uma idéia, um conceito, antes que ele exista, que tenha sido criado por alguém?

Não se trata aqui de propor uma radical alteração do processo de ensino, baseado na análise, mas alertar para o fato que, embora iniciar-se o conhecimento do que já existe pela análise parece ser caminho mais eficiente em termos de tempo, não se pode jamais esquecer, ou relegar a um segundo plano, qual o escopo precípuo de todo o processo educacional: dotar o indivíduo não só de uma capacidade de compreensão do mundo que o cerca mas, principalmente, de um poder de intervenção e mudança do mesmo.

Descartes, em seu "Discurso do Método", formula regras para o trabalho intelectual e científico e dentre elas : "...conduzir por ordem os pensamentos, começando pelos objetos mais simples e mais fáceis de conhecer (a análise, comentário do autor), para subir pouco a pouco, gradualmente, até o conhecimento dos mais complexos (atingir a capacidade de síntese, idem). Cervo, A.L. et al (1983), em seu livro Metodologia Científica, declara: "Sem a análise, todo o conhecimento é confuso e superficial: sem a síntese, é fatalmente incompleto. O conhecimento de um objeto não se limita ao conhecimento minucioso de suas partes. Quer ainda aprender o lugar que tem no conjunto e a respectiva parte que toma na ação global. Por isso, à análise deve seguir-se a síntese."

Isso posto, resta, talvez, a pergunta mais importante: como avaliar a capacidade de síntese do aluno? Como estabelecer um procedimento que possa, em primeiro lugar, definir um padrão de comparação (o famoso "gabarito"), comparar o trabalho do aluno com este padrão e, depois, quantificar os resultados?

Tentando responder a estas questões, os professores de Projeto de Máquinas do Depto. de Engenharia Mecânica da EPUSP, iniciaram em 1988, sob a coordenação do Prof. Carlos C.C. Tu e a partir de 1990 coordenadas por este autor, uma série de mudanças no currículo e na estrutura das disciplinas desta área, que podem ser sintetizadas, no que se refere aos métodos de avaliação, em dois grandes grupos:

Continuidade- evitar as avaliações pontuais, diminuindo o intervalo entre elas e aumentado seu número, de modo a obter os seguintes efeitos benéficos: maior rapidez no retorno, ao aluno, da informação sobre o seu desempenho, ajudando-o a corrigir a tempo eventuais deficiências; manter a unidade conceitual ao longo da disciplina, evitando a indesejável "compartamentalização" do conhecimento; diminuir a ansiedade provocada pelas avaliações com carácter definitivo, freqüente quando se tem poucas avaliações e o insucesso em uma delas pode representar a reprovação do aluno; permitir que o docente possa identificar, rapidamente, deficiências gerais ou particulares e agir no sentido de corrigi-las.

Informalidade - procurar tornar a avaliação o mais natural possível, para evitar os efeitos indesejáveis, já citados anteriormente, advenientes do processo explícito e tradicional de avaliação. Ao saber estar sendo avaliado ocorrem, invariavelmente, com o indivíduo várias alterações que podem mascarar e ou alterar os resultados. Quando, por exemplo, pergunta-se explicitamente em uma prova se o *fator X* terá ou não influência sobre um fenômeno, quer se queira ou não, já se está chamando a atenção para o mesmo e induzindo o aluno a formular um tipo de resposta. Será que este mesmo aluno, que tendo respondido acertadamente à questão formulada, saberia, quando frente a frente com o fenômeno físico real, primeiramente identificar este *fator X* e depois avaliar sua influência,?

A formalização das avaliações diminui a capacidade de "filtragem" do aluno para definição do que é fundamental e do que é acessório. Esta tarefa acaba ficando a cargo do próprio enunciado da avaliação que já define *o que pode ser desprezado, o que deve ser considerado ideal, até mesmo qual o princípio teórico a ser utilizado para modelar o sistema, etc..*

3. UM ESTUDO DE CASO

Serão tomadas como exemplo as disciplinas PMC 201- Introdução ao Projeto de Máquinas e PMC 205 - Elementos de Construção de Máquinas I, ministradas para alunos dos cursos de Engenharia Mecânica, Naval e de Produção.

3.1 A Organização das Disciplinas

Objetivos: Capacitar o aluno à correta leitura, interpretação e execução de desenhos técnicos mecânicos, habilitando-o a comunicar-se graficamente. Desenvolver sua capacidade para análise e síntese de soluções de novos projetos, a partir de um enfoque qualitativo e informal, priorizando a criatividade como um elemento fundamental, na capacidade do futuro engenheiro, para superar obstáculos e restriçoes de ordem material, tecnológica, ambiental e humana.

Estrutura: As disciplinas PMC 201 e PMC 205 são dadas, durante o 3°. semestre, para os cursos de Engenharia Mecânica e de Produção, e no 4°. semestre para alunos de Engenharia Naval, totalizando um número aproximado de 260 alunos/ano. Seu princípio básico é o do ensino "em espiral" ou seja: um mesmo assunto pode ser visto mais de uma vez, em mais de uma disciplina, porém com enfoque e níveis de profundidade diferentes.

Sua estrutura pode ser dividida em três módulos básicos, a saber:

Aulas Teóricas - São dadas para toda a turma (até 130 alunos), por um professor, com uma carga semanal de 2 horas de aula. Nestas aulas procura-se transmitir ao aluno os conceitos básicos do Projeto de Máquinas, iniciando-se por uma rápida revisão de Desenho Técnico, seguida dos seguintes tópicos: Elementos de Fixação, Tolerâncias, Acabamento Superficial, Mancais, Fixações Cubo-Eixo, Acoplamentos, Transmissões de Potência.

Aulas de Laboratório - São dadas para turmas de, no máximo, 20 alunos por professor, em salas especiais (com recursos de desenho, peças e equipamentos de demonstração), com uma carga quinzenal de 4 horas de aula. Durante as aulas de laboratório, é seguido o método de auto-instrução, através de 7 módulos de trabalho correspondendo, cada um deles, a uma aula de laboratório. Seu objetivo é ampliar a capacidade de comunicação gráfica do aluno e desenvolver sua criatividade por meio de tarefas de análise e síntese de projetos de máquinas.

É importante salientar que a cada aula de laboratório são introduzidos novos conceitos ligados ao Projeto de Máquinas como: seleção de materiais, processos de fabricação, dimensionamento e outros que serão, posteriormente, retomados com mais profundidade nas aulas de teoria desta e de futuras disciplinas.

Projetos - São em número de dois, sendo o primeiro apresentado logo ao início das aulas de teoria e o segundo ao final da primeira metade do curso. O objetivo de cada um deles é distinto. Enquanto o primeiro projeto procura trabalhar aptidões e qualidades intrínsecas do aluno, o segundo busca dar um fechamento aos assuntos abordados pela disciplina durante o semestre.

Primeiro Projeto- É, sem dúvida alguma, o divisor de águas em relação aos processos tradicionais de ensino de Projeto de Máquinas. Com ele procura-se fazer com que o aluno, ainda iniciante no curso de Engenharia, realize um projeto completo desde a análise do problema, síntese das soluções até a execução e teste do protótipo.

Os principais objetivos buscados podem ser resumidos nos seguintes itens:

-exercitar/desenvolver a criatividade.
- forçar a transposição do ideal para o real.
- exercitar/desenvolver a capacidade de troca de idéias e informações na área técnica.
- apresentar os princípios de Metodologia de Projeto de modo informal e lúdico.
- mostrar as dificuldades de fabricação acarretadas por um projeto "inadequado".
- despertar os conceitos de controle de qualidade e confiabilidade.
- motivar o aluno iniciante através de um trabalho dentro de sua área de opção.
-exercitar/desenvolver formas de pensamento não-linear.

O projeto inicia-se no primeiro dia de aula, quando é dado o tema para aquele semestre. Além de nunca haver uma repetição deste, são extremamente importantes dois fatores:
- que ele seja bastante amplo, permitindo um grande número de soluções possíveis.
- que ele tenha uma certa dose de ineditismo e até exoticidade, para que o aluno não se veja induzido a "copiar" soluções existentes ou assumir restrições fictícias.

O prazo dado para a conclusão dos trabalhos é de, aproximadamente, 7 semanas. O projeto é executado por equipes de 4 alunos e sua avaliação é feita em duas etapas. Na primeira, chamada de pré-apresentação é realizada uma semana antes da data de conclusão, as equipes apresentam seu projeto a uma banca de professores da disciplina que avaliam itens como criatividade, objetividade, viabilidade e construção. A segunda avaliação é feita mediante uma competição entre todos os projetos de modo a definir um vencedor.

Terminada a competição, os melhores projetos são levados para as aulas de laboratório onde o professor analisa, em conjunto com os alunos, os pontos positivos e negativos de cada um deles, sendo também exibida uma gravação compacta da competição. Esta realimentação no processo didáctico é extremamente importante para a fixação dos novos conceitos apresentados. É o que se pode chamar de "*aprendendo com o fracasso*", pois os alunos que perderam a competição, quaisquer que sejam os motivos, tem a oportunidade de analisar as deficiências de seus projetos bem como as qualidades dos vencedores.

Através da competição podem-se alcançar três objetivos bastante importantes: provocar uma avaliação objetiva, impessoal e extremamente realista; dar uma característica lúdica e agradável ao processo de aprendizado motivando, de forma surpreendente, os alunos; eliminar a tradicional resistência, por parte do aluno, à avaliação feita unicamente, pelo professor pois, neste caso, ela é uma conseqüência direta de "regras impessoais" e de seu desempenho.

As restrições do projeto são de ordem física e material. São limitados o peso, as dimensões máximas de cada protótipo e os materiais que podem ser utilizados. Isto traz dois benefícios imediatos: força o aluno a utilizar ainda mais sua criatividade para chegar à solução e, por outro lado, contorna o problema custo, inerente a este tipo de atividade.

O sistema propulsor, dois mini-motorredutores (12 Vcc) e dois mini-pistões pneumáticos, é cedido por empréstimo, pelas disciplinas aos alunos, e devolvido ao final do semestre.

A imposição de restrições exerce um fator benéfico sobre a formação do futuro engenheiro. É preciso que, desde já, o aluno se acostume a trabalhar dentro de um contexto real, onde restrições sempre haverá, sejam elas físicas, materiais, operacionais ou humanas.

O trabalho em grupo também é bastante positivo. O engenheiro deve, cada vez mais, saber relacionar-se com outros profissionais transmitindo e assimilando idéias e conceitos, de forma clara e segura.

3.2 Estrutura da Avaliação de PMC 201 e PMC 205

Ao longo de um semestre, os alunos destas disciplinas são submetidos às seguintes avaliações:
-Provas expositivas : 02 versando sobre os conceitos das aulas de teoria.
- Verificações de Laboratório: 07 (uma para cada módulo), ao final de cada aula, tratando do assunto da própria aula.
-Avaliações de Projetos: 02 para o primeiro projeto de 03 para o segundo projeto, sendo 02 parciais e 1 global.

Desta maneira, para a obtenção da nota final de aproveitamento , cada aluno recebe, em média, 14 notas, compostas da segundo a fórmula:

$A = 0{,}5\ P + 0{,}25 Vc + 0{,}25\ Pr$, onde P é a média de provas expositivas, Vc é a média das verificações de laboratório, Pr a média das avaliações de projeto e $A \geq 5{,}0$ para aprovação.

3.2.1 Avaliação Estatística do Desempenho dos Alunos

Com o objetivo de verificar as hipóteses até aqui levantadas, foi realizada uma análise estatística do desempenho dos alunos nas disciplinas PMC 201 e PMC 205. Assim poderá ser comprovada ou não a redundância entre os diversos tipos de avaliação a que os alunos são submetidos. Inicialmente classificaram-se os três tipos de avaliação utilizados:

-Teórica - onde são enquadradas as provas expositivas (P).
-Práticas - onde são enquadradas as atividades do 1°. projeto das (Pr1).
-Mistas - onde são enquadradas as atividades do 2°. projeto e laboratório. (Pr2 e Vc).

Procedimento de Análise:
-Foram coletados dados referentes a 4 anos consecutivos
-Os alunos foram divididos em duas categorias: "A", formada pelos alunos que conseguiram a melhor avaliação no projeto (Pr1); "B", formada pelos alunos que tiveram melhores notas nas provas teóricas (P).
-O número total de alunos analisado foi de 795.
-Para definir o número de alunos em a cada categoria, as notas de cada ano foram padronizadas com o objetivo de evitar possíveis diferenças nos critérios de avaliação adotados. Formaram-se subgrupos contendo os 6 primeiros alunos em cada categoria, resultando um total de 24 alunos em cada uma delas.
-As médias e o desvio padrão foram calculados para cada subgrupo e para as duas categorias. Foi feito um teste de hipótese , com nível de significância de 5%, para comparar as médias das duas populações diferentes, com desvios padrões diferentes, baseada na distribuição T de Student, com as devidas correções para uma amostra de pequeno número.

Resultados:
A tabela 1 mostra os resultados obtidos.

Tabela 1- Análise Estatística das Avaliações dos alunos de PMC 201 e PMC 205

Melhores Pr1- cat. "A"			
	Pr1	P	Pr2/Vc
Média	9,55	5,48	7,48
Desvio Padrão	0,36	1,33	1,36
Melhores P - cat. "B"			
	Pr1	P	Pr2/Vc
Média	7,19	7,81	7,64
Desvio Padrão	1,68	0,41	1,00

Resultados do Teste de Hipótese:
$Pr1(A) \neq Pr1(B)$
$P(A) \neq P(B)$
$Vc(A) = Vc(B)$

Superposição: menor que 5%

4. CONCLUSÕES

Foram formuladas algumas hipóteses sobre a sistemática de avaliação a ser adotada no ensino de Projeto de Máquinas. Para a comprovação ou não das mesmas foi feito o levantamento e a análise estatística do desempenho dos alunos das disciplinas de PMC 201- Introdução ao Projeto de Máquinas e PMC 205 - Elementos de Construção de Máquinas I em avaliações de caracter eminentemente teórico, prático e misto. Esta análise mostrou alguns resultados bastante interessantes, como:

a-) um total independência entre o desempenho em atividades práticas e teóricas.

b-)a não superposição dos dois grupos analisados ou seja, praticamente os alunos que formaram o grupo "A" não foram os mesmos que formaram o grupo "B".

c-)como esperado, nas atividades mistas o desempenho de ambos os grupos foi equivalente.

Como conclusão final deste trabalho, vale ressaltar que os resultados da análise estatística comprovam, quantitativamente, que a inclusão de novas formas de avaliação mais amplas e abrangentes, adequadas à área de Projeto de Máquinas, não só torna mais representativos os resultados, como permite avaliar qualidades e características do aluno, dificilmente medidas pelos procedimentos teóricos convencionais, que são tão ou mesmo mais importantes para a formação do futuro engenheiro quanto as tradicionalmente avaliadas.

5. REFERÊNCIAS

Abreu, M.C.T.A. Et Al *O Professor Universitário em Aula: Prática e Princípios Teóricos*, 3a. ed., MG Ed. Associados, São Paulo, 1983

Carvalho, I.M. *O Processo Didático*,6a.ed.,Ed. Fund. Getúlio Vargas, Rio de Janeiro, 1987.

Cervo, A.L. et al *Metodologia Científica*, MacGraw-Hill, São Paulo, 1983

Costa Neto, P.L.O. *Estatistica*, Ed. Edgard Blucher, São Paulo, 1977.

Cross, N. *Developments in Design Methodology*, John Wiley & Sons Ltd., Nova Iorque, 1984.

French, M.J. *Conceptual Design for Engineers*, 2a. ed, Springer-Verlag, Berlim, 1985.

Haugeland, J. et alii *Mind Design*, MIT Press, Cambridge-MA, 1981.

Getschko, N. Novas Técnicas para o Ensino de Projeto de Máquinas, XII Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, 1993.

Lesne, M. *Lire les Pratiques de Formation d'Adultes*, Edilig, Paris, 1984.

Mariani, A.L.C. et al *Projetos de Graduação, Laboratórios de Protótipos e de Instrumentação como Estratégia de Apoio ao Ensino de Engenharia*, XIII Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, 1995.

Rodrigues, P. et alii *Avaliação em Educação: Novas Perspectivas*, Porto Editora, Porto, 1993.

Tema 111

Bioengenharia

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1103

DISTRIBUIÇÃO DE PRESSÃO NA VOLUTA DE UMA BOMBA CENTRÍFUGA UTILIZADA EM *BYPASS* CARDIOPULMONAR COM OXIGENADOR DE MEMBRANA/*VOLUTE PRESSURE DISTRIBUTIONS OF A CENTRIFUGAL PUMP WHEN USED IN CARDIOPULMONARY BYPASS WITH EXTRACORPOREAL MEMBRANE OXYGENATION*

MAZZA, Ricardo A. e ROSA, Eugênio S.
mazza@fem.unicamp.br e rosa@fem.unicamp.br
Cx.Postal 6122 - UNICAMP/FEM/DE
13081-970 - Campinas - SP - Brasil

Abstract

Vanless centrifugal blood pump such as *Bio-pump* has been designed to be used as a ventricular assist device (**VAD**). Due to the positive results, specially the reported low blood damage, its use has been extend to cardiopulmonary bypass (**CPB**). Under an engineering point of view, **CPB** requires a higher operational pressure level due to the use of a membrane oxygenator and arterial filters in the blood circuit. Despite of the successful results in **VAD** or **CPB** applications some deficiencies were reported. The long term use in **VAD**, without pump replacement, is not recommended due to possibility of seal leakage between casing and pump base. Also, for **CPB** applications has been reported blood damage levels comparable to the ones when roller pumps are employed. In both cases one may associate these phenomena to a non-uniform pressure distribution along the pump volute. This work addresses to the measurements of the pressure distribution along the pump volute with an *in vitro* analog circuit of **CPB.** The working fluid was water and the measured pressure drop, flow rate and rotational speed were converted to the values correspondent to the measurements done with a blood analogue fluid by using of the similarity principle.

Keywords

Centrifugal Pump; Blood Pump; Vanless Pump; Volute; Pressure Measurements

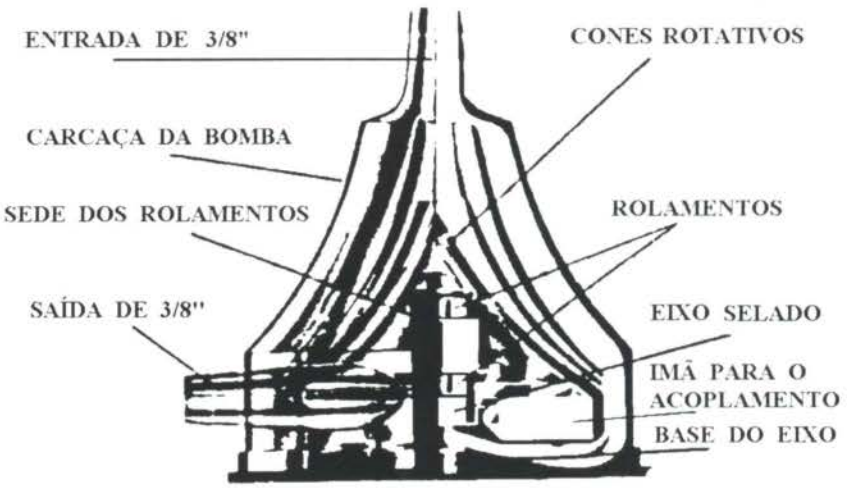
1. INTRODUÇÃO

As pesquisas realizadas com bombas centrifugas para impulsionar sangue iniciaram-se na década de 70 e hoje já existem bombas comerciais, sendo que alguns modelos utilizam rotores com pás. Dentre as que utilizam, podemos destacar a *Sarns Delphin* (Sarns/3M Healthcare) com doze pás, a *Isoflow* (St. Jude Medical) com 8 pás e a *HPM-15* (Nikkiso) com 6 pás. Dentre as que não utilizam, destacamos a *Capiox CX-SP45* (Terumo), que utiliza 6 canais solidários ao rotor para acelerar o sangue, e a *BP-80 BioMedicus* (Medtronic, BioMedicus) que possui três cones para este finalidade (Naito et al., 1996 e Berki et al., 1992).

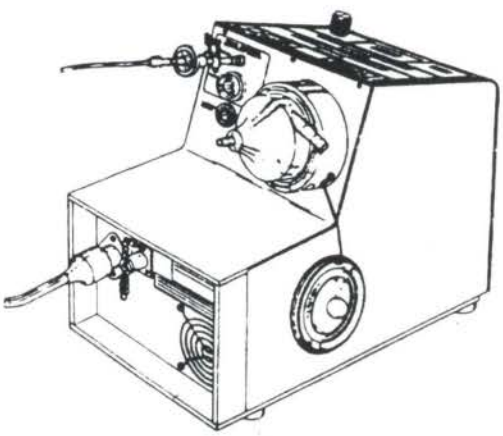
Neste artigo estudou-se a bomba tipo *BP-80*, apresentada na Figura 1a, que opera por efeito viscoso, utilizando o princípio do vortex confinado gerado por meio da rotação dos

cones internos. Sendo a bomba selada, o movimento de rotação é obtido por interação magnética entre dois imãs, um confinado em um invólucro solidário aos cones e outro acoplado ao motor do *Bio-console*. No invólucro, há uma sede para dois rolamentos que estão acoplados a um eixo e este está engastado em uma base.

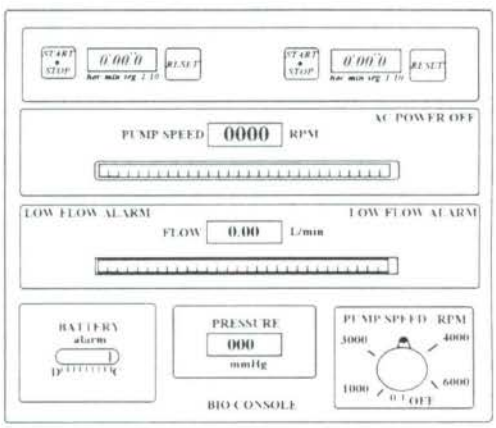
Para acionar a bomba, basta inseri-la no receptáculo apropriado do *Bio-console*, como demostrado na Figura 1b. Este console possui toda a instrumentação necessária para a operação da bomba, um transdutor de pressão, um transdutor eletromagnético, para medir a vazão da bomba, e um tacômetro, o qual mede a rotação da bomba. Estas informações podem ser visualizadas por meio de um painel digital e, caso se queira alterar a rotação da bomba, utiliza-se o dispositivo no painel designado por "*pump speed*", conforme Figura 1c.



(a)



(b)



(c)

Figura 1 - (a) *BP-80*; (b) *Bio-console*; (c) *Bio-console*: painel de controle

A *BP-80*, conhecida como *Bio-pump,* foi originalmente projetada para emprego em assistência ventricular (**VAD**), operando contra uma resistência hidráulica[+] de 90 até 130 $MNms^{-5}$ (Lynch et al.1978). Para o limite inferior, que corresponde a resistência pulmonar[*], a bomba está auxiliando o ventrículo direito. No limite superior, a resistência é a

[+] Calculou--se as resistência hidráulicas por analogia com os circuitos elétricos, $RH = \frac{\Delta P}{Q}$

[*] deve-se ressaltar que estes valores de resistência, tanto pulmonar quanto arterial, são característicos de pacientes adultos, com peso acima de 40 kg.

arterial* e a bomba assiste o ventrículo esquerdo. Considerando os resultados positivos, em particular os relacionados aos baixos danos causados ao sangue (hemólise), sua utilização foi ampliada para o *bypass* cardiopulmonar. Do ponto de vista de engenharia, a operação em *bypass* cardiopulmonar (**CPB**) exige níveis operacionais de pressão superior ao de projeto da bomba. Este acréscimo é decorrente da utilização de elementos, no circuito extra corpóreo, que aumentam a resistência hidráulica do sistema, como o oxigenador e o filtro arterial.

Contrariando os bons resultados, algumas deficiências de operação foram relatadas, tanto em procedimentos de **VAD** quanto de **CPB**. Sua utilização em **VAD** por longos períodos de tempo pode provocar o vazamento entre a carcaça e a sede, sendo assim recomendável a substituição periódica da bomba. Testes de hemólise, visando quantificar danos ao sangue, realizados em procedimentos de **CPB**, revelam níveis comparáveis aos obtidos pelas bombas de rolete, (Berki et al.1992, Magovern et al. 1985). Estas deficiências estão relacionadas com as características hidrodinâmicas do escoamento no interior da bomba. Informações sobre estas características são obtidas por meio de medidas experimentais, para as condições de operacionais características de **VAD** e **CPB**, da distribuição de pressão relativa ao longo da periferia da voluta.

2. MATERIAIS E MÉTODOS

Para que se possa estudar a distribuição de pressão ao redor da voluta, durante a operação em **CPB**, é necessário determinar as caracteristicas deste circuito. A informação mais importante para este estudo é a resistência hidráulica, que pode ser determinada por meio da vazão e da queda de pressão no circuito. Também se faz relevante a determinação da curva característica da bomba.

2.1. Caracterização do Circuito de CPB

Para se determinar as resistências hidráulicas típicas de **CPB** foram medidas, a vazão, a queda de pressão e a rotação em 13 cirurgias cardíacas, entre novembro de 1995 e junho de 1997. O circuito, apresentado na Figura 2, é composto fundamentalmente de um oxigenador de membrana e de um filtro arterial, sendo o mesmo para todos os procedimentos os quais, em sua maioria, foram realizados em menos de 2 horas, ocorrendo apenas uma exceção, com 3,5 horas.

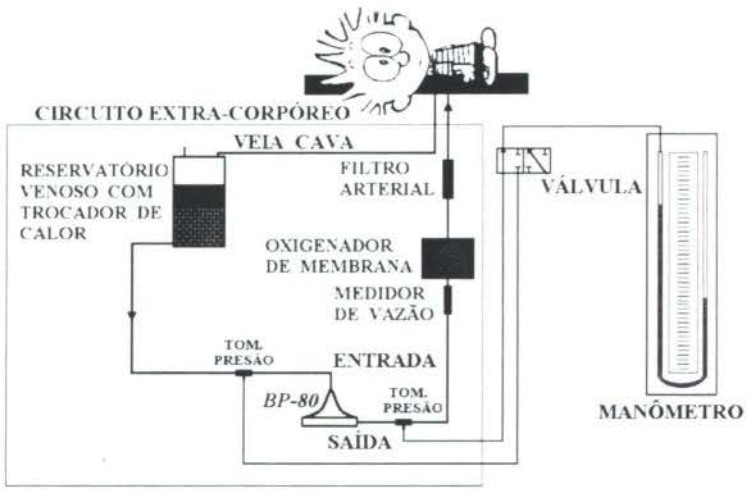


Figura 2 - Esquema do *set-up* utilizado na caracterização do sistema utilizado em *bypass* cardiopulmonar

Para todas as medidas utilizou-se os instrumentos do *Bio-console*, apresentado na Figura 1c. Por serem informações necessárias ao ato cirúrgico, a vazão e a rotação foram obtidas sem maiores dificuldades, contudo o mesmo não aconteceu com a queda de pressão. Para esta medida tornou-se necessário confeccionar tomadas de pressão (conectores em aço inox de três vias), uma para a linha de sucção e o outra para a linha de descarga da bomba. Como o transdutor de pressão do *Bio-console* não é diferencial, foi necessária uma adaptação que permitisse medir a pressão de sucção e a de descarga da bomba, alternadamente, com o mesmo transdutor. Isto foi conseguido utilizando-se uma válvula de três vias que permitia, ora conectar a linha de medição da pressão de sucção com o transdutor e ora a linha de medição da pressão de descarga, determinando assim a queda de pressão no circuito, conforme mostra a Figura 2.

Como a *BP-80* foi originalmente projetada para **VAD** em adultos, todos os dados relativos ao sistema, para a bomba operando em **CPB**, foram obtidos para pacientes adultos (peso superior a 40 kg), sem distinção de sexo. Os dados biométricos dos pacientes se encontram sumariados na Tabela 1.

Tabela 1 - Dados biométricos

	Peso [kg]	Altura [m]	Superfície Corpórea [m^2]
Média	59,6	1,61	1,63
Máximo.	73,0	1,68	1,84
Mínimo.	41,0	1,50	1,38

2.2. Determinação da Curva Característica da Bomba

Simultaneamente ao procedimento de caracterização do circuito de **CPB**, construiu-se um circuito experimental, com resistência hidráulica variável, para a simulação *in vitro* do circuito de **VAD** e de **CPB**, mostrado na Figura 3. Utilizou-se água como fluido de trabalho e as medidas de queda de pressão, vazão e rotação foram convertidas para valores correspondentes aos do sangue através de análise de semelhança, eqs. (1).

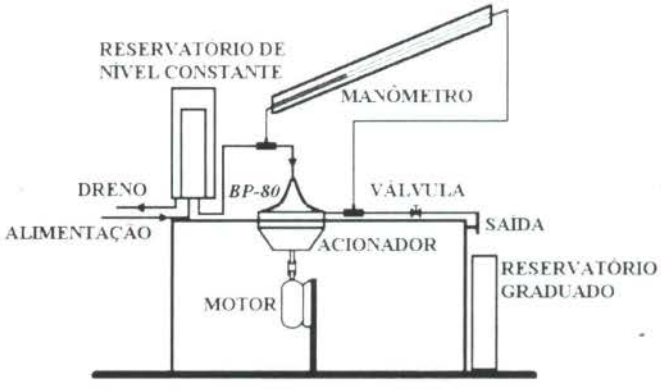


Figura 3 - Circuito para simulação *in vitro* do procedimento de *bypass* cardiopulmonar

As eqs. (1) mostram que a rotação e a vazão, no modelo, são diretamente proporcional a razão entre as viscosidades cinemáticas e que a queda de pressão é proporcional ao quadrado desta razão. Durante o procedimento de **CPB** o sangue é diluído em *ringer* com lactato (água

qsp injetável com adição de cloretos de cálcio hidratado, sódio e potássio), diminuindo a viscosidade cinemática do sangue de 4 m^2/s para 2,5 m^2/s.

$$Q_{sangue} = Q_{modelo} \frac{\nu_{sangue}}{\nu_{modelo}}; \quad (1.a)$$

$$\Omega_{sangue} = \Omega_{modelo} \frac{\nu_{sangue}}{\nu_{modelo}}; \quad (1.b)$$

$$\Delta P_{sangue} = \Delta P_{modelo} \left(\frac{\nu_{sangue}}{\nu_{modelo}} \right)^2; \quad (1.c)$$

Para se montar o circuito *in vitro* foi necessário a construção de um sistema para acionar a bomba. Optou-se, por ser necessário alterar a rotação da bomba, pela utilização de um motor de corrente contínua. Devido a inúmeros problemas relacionados a determinação da vazão em circuito fechado, um circuito aberto foi empregado, o qual permitiu medir a vazão com um reservatório graduado e um cronômetro. Para manter as condições de entrada controladas, empregou-se um reservatório de nível constante. Utilizando um manômetro inclinado de mercúrio e dois conectores, semelhantes aos descritos anteriormente, mediu-se a queda de pressão. Através de uma válvula colocada na linha de descarga da bomba, pode-se alterar a resistência hidráulica.

2.3. Determinação da Pressão Circunferencial na Voluta

Neste estudo, utilizou-se uma bomba anteriormente empregada em um procedimento de **CPB**, depois de devidamente lavada e esterilizada. Para determinar a pressão circunferencial na voluta, instrumentou-se a *BP-80* com 14 tomadas de pressão estática, distribuídas ao longo de todo o perímetro da voluta. As tomadas foram concentradas em regiões onde presumia-se encontrar os maiores gradientes de pressão, ou seja, à montante e à jusante da saída da bomba. As pressões foram determinadas por um manômetro multi-tubo inclinado, o qual permitia a regulagem de altura e de inclinação. A Figura 4 traz uma fotografia ilustrando todo o aparato.

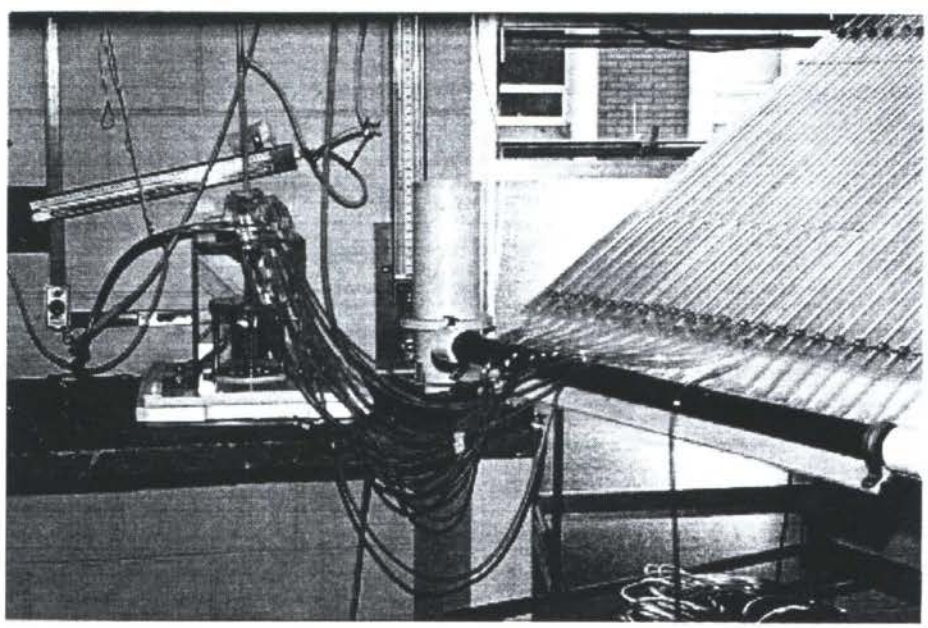


Figura 4 - *Set-up* das medidas de pressão

Tabela 2 - Características do circuito

	Média	Moda	Max.	Min.
Pressão[mmHg]	241	245	295	110
Rotação [rpm]	2509	2760	2820	1560
Vazão [l/min]	3,73	3,67	4,50	1,17
Res. Hidráulica. [MNms^{-5}]	518	508	834	341

Para a determinação da distribuição de pressão na voluta, fixou-se uma vazão de 3,5 l/min, variando as resistências hidráulicas em 778, 332 e 126 MNms^{-5}, que são os valores máximo e mínimo, levantados para os procedimentos de **CPB**, e a resistência arterial típica de um adulto, respectivamente. Com valores de pressão em cada tomada, calculou-se as diferenças relativas entre cada tomada e a tomada imediatamente após o bocal de descarga da bomba, $\theta = 0$, segundo a eq. (2);

$$\Delta P = P_n - P_1 \qquad (2)$$

onde P_n é o valor da pressão em cada ponto e P_1 é o valor da pressão em $\theta = 0$.

3. RESULTADOS

Os dados característicos (queda de pressão no sistema e vazão), bem como a rotação da *BP-80*, levantados durante os procedimentos de **CPB**, estão sumariados na Tabela 2. Pode-se constatar que a rotação, a vazão, queda de pressão e a resistência hidráulica características são 2700 rpm, 3,60 l/min, 250 mmHg e 750 MNms^{-5}, respectivamente.

Para se obter resultados representativos, o circuito laboratorial deve ser capaz de reproduzir estas características. Este fato pode ser comprovado pela Figura 5, a qual apresenta as curvas características da *BP-80*, obtida neste circuito, e os pontos de operação do circuito de **CPB** pois, como pode-se verificar, todos os pontos de operação estão concentrados na faixa de operação do circuito laboratorial.

A Figura 6 traz a distribuição de pressão circunferencial na voluta em função da posição

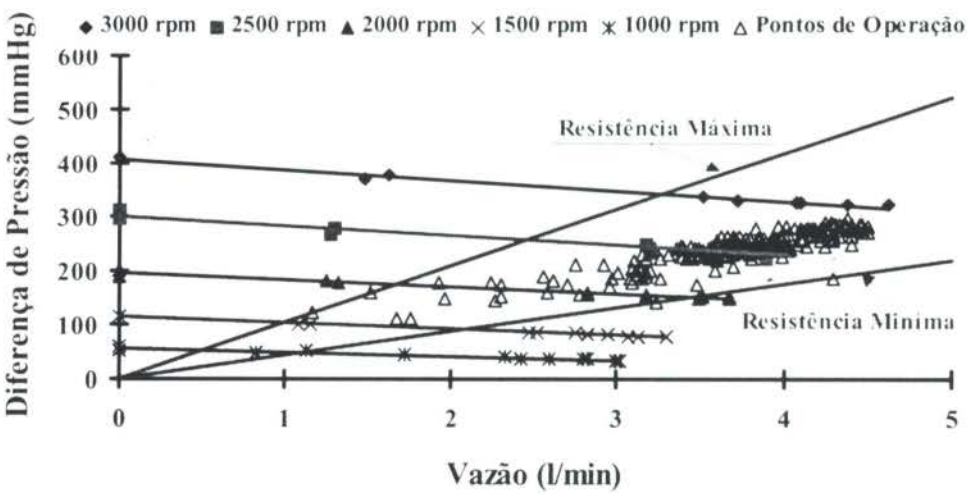


Figura 5 - Curvas características da *BP-80* e os pontos de operação, obtidos durante procedimentos de *bypass* cardiopulmonar

angular (θ). A posição angular começa imediatamente após a descarga da bomba, como mostra-se no canto superior esquerdo da figura. Com o objetivo de determinar a falta de uniformidade do perfil de pressão dentro da bomba, foram levantados os gradientes de pressão na voluta, tomando-se como referência a posição $\theta = 0°$. Nota-se da Figura 6 que a diferença de pressão na voluta da bomba permanece aproximadamente constante, a exceção da posição da descarga da bomba, $\theta = 0$. Estes gradientes de pressão apresentaram uma tendência de crescimento a medida que a resistência hidráulica dos teste foi aumentando. Todavia, vale destacar que, para os três casos estudados, o máximo valor do gradiente de pressão atingiu o equivalente a 2,2 % do diferencial de pressão gerado pela bomba, mas como a força de desbalanceamento do eixo é proporcional aos valores absolutos, quando maior a resistência hidráulica maior será a força de desbalanceamento.

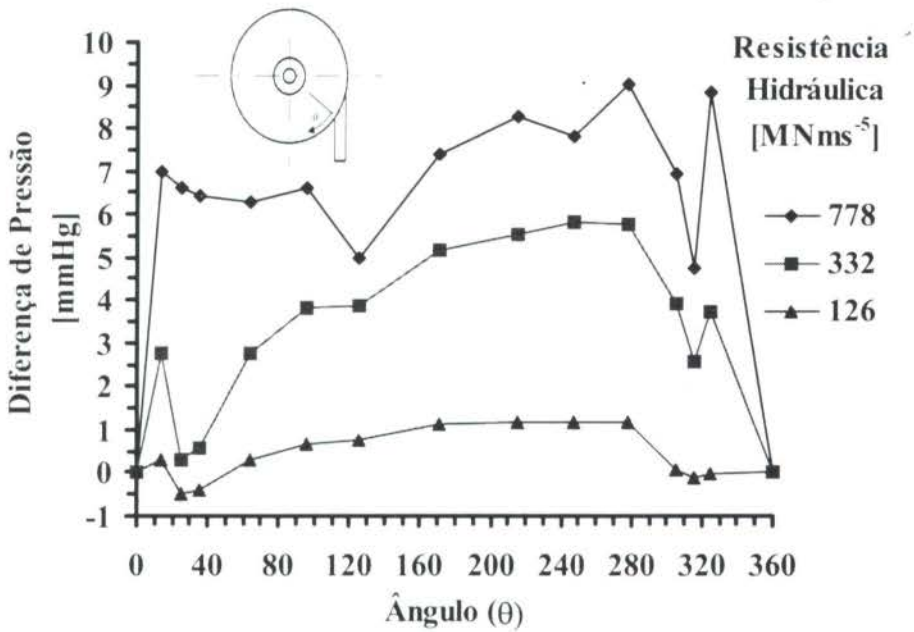


Figura 6 - Distribuição de pressão circunferencial na voluta

4. CONCLUSÕES

As regiões com maior diferencial de pressão relativo de pressão na voluta concentram-se próximas à descarga da bomba. Para pontos afastados desta região, os resultados experimentais indicam um valor aproximadamente uniforme. A existência de uma distribuição de pressão não uniforme na periferia da voluta pode ser apontada como responsável pela performance não satisfatória em procedimentos **VAD** e **CPB.** A ela atribui-se a formação de escoamentos secundários no interior dos cones e de uma força de desbalanceamento no rotor. O surgimento de escoamentos secundários pode destruir o campo de velocidades simétrico e causar uma hemólise excessiva (Pinotti, 1996), já o desbalanceamento do rotor pode conduzir a um desgaste prematuro dos selos e rolamentos, (Binder et al.1936, Flack et al.1984).

5. REFERENCIAS

BERKI, T., GURBUZ, A., ISIK ,O., AKKAYA, H., BAYEZID, O., YAKUT, C. Cardiopulmonary Bypass Using Centrifugal Pump, *Vasc. Surg.* vol. 26, pp. 123-134, 1992.

BINDER, R C., KNAPP, R T. Experimental Determinations of the Flow Characteristics in the Volutes of Centrifugal Pumps, *Trans. ASME* vol. 58, pp. 649-661, 1936.

FLACK, R.D., ALLAIRE, P.E. Lateral Forces on Pump Impellers: a Literature Review, *Shock Vib. Dig.*, vol.16,pp. 5-14, 1984.

LYNCH, M.F., PETERSON, D., BAKER, V.B. Centrifugal Blood Pumping for Open Heart Surgery, *Minn. Med.* , pp. 536-537, 1978.

MAGOVERN, G.J., PARK, S.B., MAHER, T.D. Use of a Centrifugal Pump Without Anticoagulants for Postoperative Left Ventricular Assist. *World J. Surg.*, vol. 9, pp. 25-36, 1985

NAITO, K., SUENAGA, E., CAO, ZHI-LI., SUDA, H., UENO, T., NATSUAKI, M., ITOH, T. Comaparative Hemolysis Study of Clinicallt Available Centrifugal Pumps, *Artif. Organs*, vol. 20, pp. 560-563, 1996.

PINOTTI, M.B. Escoamento no Interior de um Dispositivo Centrifugo Utilizado em Circulação Exrtacorpórea. *Tese deDoutorado* - UNICAMP, Campinas, 1996

6. AGRADECIMENTOS

Qualquer trabalho experimental necessita de vários profissionais para se tornar factível, principalmente sendo multidisciplinar. Este trabalho não é exceção e portanto, se faz necessário, agradecer àqueles que contribuiram para sua realização, mesmo correndo o risco de ser omisso. Neste escopo, gostaria de agradecer ao Prof. Dr. Domingo Marcolino Braile e ao Prof. Dr. Reinaldo Wilson Vieira, cirurgiões cardíacos do Hospital de Clínicas da UNICAMP, por permitirem a aquisição dos dados para caracterizar o sistema. Um agradecimento especial é necessário aos perfusionistas desta equipe, Nilson Antunes e Márcio Roberto do Carmo, que montaram o sistema e retiraram as bolhas. Também é necessário agradecer ao Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira (DEM/FEIS/UNESP), na pessoa do chefe do departamento, Prof. Dr. Vicente Lopes Júnior, por oferecer e disponibilizar as condições necessárias à construção do sistema de acionamento da bomba. Se faz necessário ainda outro agradecimento especial ao Prof. Dr. Edson Del Rio Vieira, por ceder parte do material necessário ao acionador, e a Reginaldo Cordeiro, por usinar grande parte do mesmo. Finalmente, um agradecimento ao pessoal da Braile Biomédica, Eng, Adalberto, pelo apoio necessário, e ao projetista Marcos Maurício, pelo projeto e desenho do acionador da bomba. Não poderia deixar de agradecer ao CNPq, que através da bolsa de doutorado número 141389/94 possibilitou a realização deste trabalho.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1131

A THERMOREGULATORY MODEL OF THE HUMAN BODY: EXPOSURE TO HOT ENVIRONMENT

MAURÍCIO SILVA FERREIRA & JURANDIR ITIZO YANAGIHARA
Departamento de Engenharia Mecânica, Escola Politécnica - USP
Av. Prof. Mello Moraes, 2231 - São Paulo - SP - CEP 05508-900 - SP E-mail: Jiyanagi@usp.br

Abstract

A transient mathematical model for the human heat transfer system has been developed. It is based on a single cylinder, representing the body, with concentric annular layers: core, muscle, fat and skin. It includes metabolic heat generation, conduction of heat in tissue, convection of heat by flowing blood, heat transfer by radiation, convection and evaporation at the surface and loss of heat through the respiratory tract. The control system has two inputs: the mean temperatures from skin and core. Output variables are: the skin blood flow (vasomotor response) and the sweat rate (sudomotor response). The model can be used to simulate body's response to a rise in ambient temperature beyond initial value or to a sudden exposure to solar radiation. The results were compared to data in the literature and showed good agreement. The model with some modifications can be used in thermal comfort applications.

Keywords

Temperature regulation, thermoregulation, mathematical model, thermal comfort / *Regulação da temperatura, termorregulação, modelos matemáticos, conforto térmico.*

1. INTRODUCTION

The human body has the capacity for functioning in a wide range of environmental conditions, due to its thermoregulatory system. This system has been the subject of many studies. Because of the complexity of the human body some simplifications are necessary for formulating a successful mathematical model. The reason for developing such quantitative models comes from necessity to simulate certain regulatory behaviors to better understand body responses. Some models like Tikuisis *et al.*(1988) are concerned about the prediction of these responses beyond permissible cold exposure limits. The thermoregulatory models are useful in many other situations. The reduction of body temperature below normal (hypothermia) is useful for prolonging the safe period of circulatory arrest so that cardiac and neurological surgical procedures may be performed. Introduction of hypothermia can be achieved by immersion in cold water or bloodstream cooling with a heart-lung circuit or heat exchanger. A model can be used to determine parameters of this heat exchanger. A similar model that can be used for predicting the body responses to hot environment is not available at the literature and it could be developed. The most familiar application to the air-conditioning engineer is the establishment of thermal comfort conditions. This is the case of Fanger (1967) and Gagge *et al.* (1971) models.

The main objectives of our model are: better understanding of the thermoregulation process and establishment of the relative influence of each property or parameter on the results of the model.

2. THE MODEL

The model is based on a single cylinder, representing the whole body, with four concentric annular layers: core, muscle, fat and skin, as illustrated in Figure 1.

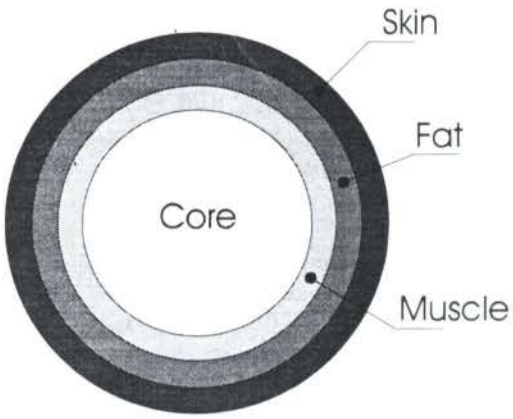


Figure 1: Geometric model of the human body.

Each layer has an uniformly distributed heat production (due to metabolic reactions), an uniformly distributed blood supply, and it is considered to be a homogeneous, isotropic layer in which only radial heat conduction occurs. There is no contact resistance between layers. The core includes skeleton, all organs and connective tissue. It was necessary to determine the mean properties and blood flow of the core. The mass and dimension of each layer were calculated from the anatomic model used by Werner & Buse (1988). This is an arbitrarily chosen standard human being. The global data of the available anatomic model are height 1,76 m, weight 67 kg, surface 1,8 m^2. We assumed that the mass of the blood is included in mass of each tissue and organ. As we will consider an exclusive model for blood we need its total mass. We take its value (function of the body mass) from Guyton (1986). The mass of each layer need to be corrected in order to assimilate the extra blood mass. The blood flow to each layer were also corrected. The thermal properties, basal metabolism and blood flow of the tissues were also taken from Werner & Buse (1988). As discussed by the authors, all the data have a high uncertainty, which is due to many facts such as spatial distribution within one organ, inadequate measuring devices, difficulty to access various organs and individual differences. Many data have even been estimated only from animal experiments. The external radius (r_e), mass (m), volume (V), thermal conductivity (k), specific heat (c_p), basal blood flow (w) and basal metabolism (q''') of each layer are shown in Table 1:

Table 1: Dimensions, mass and properties of each layer.

Layer	r_e (cm)	m (g)	V (cm^3)	k ($W.m^{-1}.{}^oC^{-1}$)	c_p ($J.kg^{-1}.{}^oC^{-1}$)	w ($ml.100g^{-1}.min^{-1}$)	q''' (W/m^3)
Skin	10,54	3246	3287	0,47	3680	2,2	368
Fat	10,26	8508	10153	0,21	2300	0,6	368
Muscle	9,326	27360	27688	0,51	3800	3,3	684
Core	6,078	20780	20426	0,50	2679	24,5	2653
Blood	------	5825	5500	0,47	3850	------	------

2.1 Passive Thermal System

The model represents the heat exchange with the environment by the following transport mechanism: convection; radiation; evaporation of water from the surface of the skin, in the absence of the sweat (passive diffusion of water through the epidermis); respiration and evaporation of the sweat. Convective heat transfer (q_c) is proportional to the difference of skin temperature (T_s) and environmental temperature (T_∞):

$$q_c = h_c \cdot A \cdot (T_s - T_\infty) \tag{1}$$

where h_c is the convection heat transfer coefficient ($W.m^{-2}.{}^oC^{-1}$) and A is the body surface.

In the case of airflow perpendicular to the major axis of the nude body (as for a standing subject) the convection heat transfer coefficient, that is dependent on air velocity (v in m/s), can be computed according to **Erro! Indicador não definido.**Colin & Houdas (1967):

$$h_c = 2{,}7 + 6{,}5 \cdot v^{0{,}67} \tag{2}$$

If we consider the case of a large isothermal surface that completely surrounds the body (assumed to be a gray surface $\varepsilon = \alpha = 0{,}95$) heat transfer by radiation (q_r) is according to Stefan-Boltzmann law:

$$q_r = \varepsilon \cdot \sigma \cdot f \cdot A \cdot (T_s^4 - T_\infty^4) \tag{3}$$

where σ is the Stefan-Boltzmann constant and f is the ratio of effective radiating surface area to body surface, equals 0,78 for a body lying in anatomic position according to Yang (1989).

For simplicity, the equations describing heat transfer with solar radiation will not be presented. The total evaporative loss at the surface of skin (q_e) is divided in two parts: diffusion of water through skin (q_{diff}) and evaporation of the necessary sweat for the regulation of body temperature (q_{sw}). The first part is proportional to the maximum evaporative loss (q_{max}), which can be approached by:

$$q_{max} = h_e \cdot A \cdot (P_s - \phi_\infty \cdot P_\infty) \tag{4}$$

where h_e is the evaporative heat transfer coefficient ($W.Pa^{-1}.m^{-2}$); P_s is the partial pressure of water vapor at skin surface; P_∞ is the saturated vapor pressure in ambient air and ϕ_∞ is the relative humidity of the air.

The evaporative heat transfer coefficient can be computed using the heat and mass transfer analogy (for review see Yang (1989)):

$$h_e = 0{,}0446 + 0{,}107 \cdot v^{0{,}67} \tag{5}$$

In warm environment, as the sweat glands become more active and their secretion spreads over the body surface as an evaporative thin film, the proportion of skin areas with diffusion of water becomes smaller. The diffusion of water and sweat secretion never occur on the same area at the same time. The proportion of the surface that must be wetted to evaporate

sweat (f_{sw}) equals q_{sw} / q_{max}. When the surface is fully wet, $f_{sw} = 1$. When $f_{sw} = 0$ there is only diffusion and $f_{diff} = 0{,}06$. These two limits conditions are described, as discussed in Gagge *et al.* (1971), by this equation:

$$q_e = \left(0{,}06 + 0{,}94 \cdot f_{sw}\right) \cdot q_{max} \tag{6}$$

Breathing results in a latent heat loss and a dry heat loss from the body. The first one (q_H) is a function of the pulmonary ventilation (V_{pul} in kg / s) and the difference in humidity ratio between expired (ω_{exp}) and inspired air (ω_∞):

$$q_H = V_{pul} \cdot h_{lv} \cdot (\omega_{\exp} - \omega_\infty) \tag{7}$$

where h_{lv} is the heat of vaporization of water at 35°C.

Under normal circumstances, pulmonary ventilation rate is primarily a function of metabolic rate, according to Fanger (1970). The dry heat loss (q_T) can be expressed by:

$$q_T = V_{pul} \cdot Cp_{air} \cdot (T_{\exp} - T_\infty) \tag{8}$$

where T_{exp} is the temperature of the expired air; Cp_{air} is the specific heat of air at constant pressure.

The difference between humidity ratio in equation 7 and between temperatures in equation 8 can be calculated using the formulas presented in McCutchan & Taylor (1951).

Let us consider the control volume shown in Figure 2 to write the governing differential equations. The control volume represents an element of an arbitrary layer. The control volume has a thickness *dr*, height *L*, an uniform heat generation (q_i''') and an uniform blood flow (w_i). All arterial blood arriving in an element is assumed to have the same temperature (T_a). The control volume has an uniform temperature (T_i), receives heat by conduction from the internal adjacent volume (q_r) and loses to the external one (q_{r+dr}). If the tissue (i) is the same as that of the core, we have to consider the heat loss through the respiratory tract (equations 7 and 8), modeled as an uniform sink. There is no heat exchange among main arteries and veins. Heat exchange occurs only in the capillaries. Perfect heat transfer is assumed, that is, the temperature of the venous blood leaving an area will be equal to the temperature of the tissue in that area. Applying a heat balance to the control volume, with the necessary algebraic simplifications, we arrive at equation 9. The third term is the heat transfer between blood and tissue in the capillary bed. This equation is totally equivalent to that presented by Pennes (1948). More complex models available in the literature require some knowledge of the local vascular geometry (for review see Arkin *et al.* (1994)). Their use it is not justified as they are much difficult to apply, compared to equation 9.

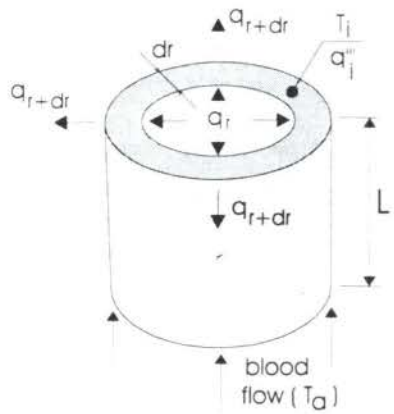


Figure 2: Infinitesimal Cylindrical Control Volume.

$$\rho_i \cdot Cp_i \cdot \frac{dT_i}{dt} = k_i \cdot \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r}\left(r \cdot \frac{\partial T_i}{\partial r} \right) + (\rho \cdot Cp)_b \cdot w_i \cdot \rho_i \cdot (T_a - T_i) + q_i''' \qquad (9)$$

where ρ_i is the density of layer i; Cp_i is the specific heat of layer i; ρ_b is the density of the blood; Cp_b is the specific heat of the blood; w_i is the blood flow of layer i ($m^3.s^{-1}.kg^{-1}$ of tissue) and q_i''' is the metabolism of layer i (W/m^3).

The skin blood flow is associated with the vasomotor response of the body, that will be computed by a control equation. We have to apply the equation 9 to each layer, resulting in a total of four equations and five main variables: the temperatures of layers and blood. We need one more equation. Applying an energy balance to the blood we may write after some algebraic simplifications:

$$V_b \cdot \frac{dT_b}{dt} = 2 \cdot \pi \cdot L \cdot \sum_i \rho_i \cdot w_i \cdot \int_{r_{int}}^{r_{ext}} r \cdot (T_i - T_a) \cdot \mathrm{dr} \qquad (10)$$

where V_b is the total volume of blood; r_{ext} is the external radius of layer i and r_{int} is the internal radius of layer i.

The integral in the second term of equation 10 represents the sum of the contribution of each infinitesimal element in a layer to the overall exchanged heat. The summation accounts for the total heat exchange in all layers. Equation 10 needs the initial temperature of the blood to be solved. One boundary conditions is heat conduction between the layers, the other one is heat exchange with the environment at the surface at the skin. These equations were solved by a finite difference technique using an explicit method. We used a cylindrical grid of 0,29 mm at the skin (10 nodes), 0,37 mm at the fat (25 nodes), 1,3 mm at the muscle (25 nodes), 6,1mm at the core (10 nodes) and a time step of 0,1 s.

2.2 The Control System

We will consider that the vasomotor activity, particularly the vasodilatation, is controlled by warm signals from the core. The basal skin blood flow adopted (need to be corrected), $2ml.100g^{-1}$ of $tissue.min^{-1}$ is the same used in Werner & Buse (1988). The mean core temperature will be taken as representative of the rectal temperature or vice versa. The blood flow increases by approximately 165 $ml.100\ g^{-1}$ of $tissue.min^{-1}$ for each 1 °C increase above thermally neutral core temperature (ASHRAE, 1993). The maximal skin blood flow is 74 $ml.100g^{-1}$ of $tissue.min^{-1}$. Using the above information, the effect of core temperature on skin blood flow can be expressed as:

$$w_{sk} = 2 + 165 \cdot \left(T_{sk} - T_{sk,o} \right) \qquad (11)$$

where w_{sk} is the skin blood flow; T_{sk} is the mean temperature of the skin and $T_{sk,o}$ is the mean temperature of the skin at the thermally neutral condition.

The sudomotor response is activated by warm signals from the core and skin as shown in Wyndham (1965). According to Nadel *et al.* (1971), the relationship between internal and mean skin temperatures in the control of sweating is described by a summation model, where sweating rate was linearly related to internal and skin temperatures. This model is only valid

during skin heating. The total evaporative heat loss during resting can be computed by the following equation:

$$Q''_{sw} = 197 \cdot \left(T_{cr} - T_{cr,o}\right) + 23 \cdot \left(T_{sk} - T_{sk,o}\right) \tag{12}$$

where Q''_{sw} is the evaporative heat loss due to sweat (W / m^2); T_{cr} is the mean temperature of the core and $T_{cr,o}$ is the mean temperature of the core at thermally neutral condition.

3. RESULTS

The initial conditions of the model assume thermal neutrality. By simulating an exposure to an arbitrary environment in the zone of thermal neutrality (operative temperature range between 29 and 31°C for unclothed), the model will generate a steady-state temperature profile and the temperature of the arterial blood. In Tikuisis *et al.* (1988) all of the subjects under study were divided in groups according to their body fat percentage (*BF*) and metabolic rate (*M*). Then the authors measured the subjects' rectal temperatures (assumed to be thermally neutral) and input this condition to the model. By setting the steady-state condition they were able to find the air (T_{air}) and blood temperatures that satisfy the above conditions. We used the same procedure in this work. The Table 2 shows the comparison between the two models. We used an air temperature of 29,6°C, 50% of relative humidity and natural convection. As one can observe the results from our model are totally similar to the other one. In Figure 3 (case 1) we can see the temperature profile that satisfies these ambient conditions.

Table 2: Comparison between the two models

	Models	
	Tikuisis *et al.*(1988)	Present
BF (%)	17,6 ± 4,1	14,1
M (W/m^2)	42,5 ± 6,0	43,4
T_{re} (°C)	37,52 ± 0,29	37,54
T_{air} (°C)	29,8	29,6
T_{bl} (°C)	37,32	37,41

The high temperature gradient at the fat is due to its low thermal conductivity. The temperature of the core shows little variations, because it has a high blood flow and metabolic rate. The resultant initial mean temperature of the skin and core will be assigned as the set-point temperatures for the control system. The skin set-point (34,1°C) it is equivalent to the results of Gagge *et al.* (1971), Heising & Werner (1987) and Nadel *et al.* (1971). But this does not occur to the core set-point. Our set-point has a value of 37,5 °C and their set-points has an approximately value of 36,7 °C. We do not know how to explain this, but if we use a skin blood flow of 5,8 ml.100 g^{-1} of tissue.min^{-1} (value already corrected), the same used in Gagge *et al.* (1971), we arrive at a core set-point of 36,6 °C and the same skin set-point. We can observe that the blood flow is a very sensible parameter. The new temperature profile is significantly different as we can see in Figure 3 (case 2). In the literature we can find very different values of blood flow of a tissue or organ. This is more evident at the skin where the blood flow varies so much. The compilation of this parameter must be done with great care.

Figure 4 shows the steady-state mean temperatures of the skin and core in response to a step change in air temperature. The points where the inclination of the curves changes abruptly are associated with the lost of ability to control the body temperature. The influence of relative humidity is associated with diminution of the air temperature where this occurs. The greater the relative humidity the lower the critical temperature. We can see in figure 4 the body response to a sudden exposure to solar radiation. We adopted a solar irradiation of

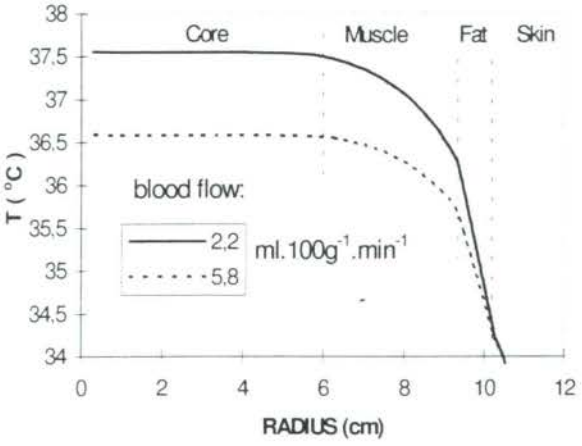


Figure 3: Temperature profiles of case 1 and 2 (ambient conditions: 29,8 °C ; 50 %).

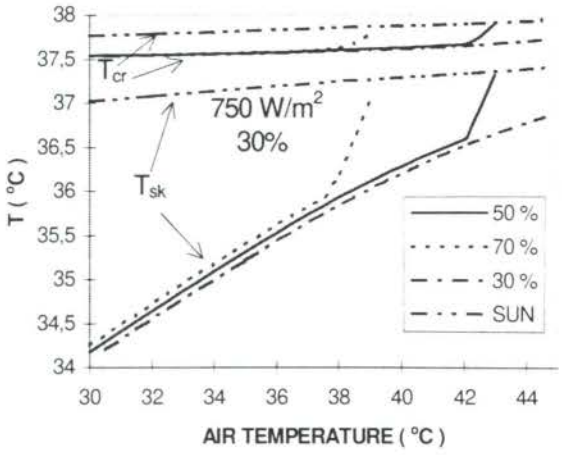


Figure 4: Mean skin and core temperatures for various ambient conditions.

750W/m^2 and an effective area of 0,54 m^2 (30 % of the total area). We are considering the heat transfer by radiation between the body and the ground (assumed to be at 35°C) and between the body and the sky (assumed to be at -10°C).

Let us consider now the transient simulation. It is interesting to observe how the skin blood flow and surface wettedness (f_{sw}) varies with time in response to a step change in air temperature. The Figure 5 shows the results of the simulation when the body is exposed to flowing air (35 °C and 0,2 m/s). The abrupt rise of the skin temperature in the first five minutes is followed by an abrupt rise of the surface wettedness. The core temperature shows small variations during the simulation (less than 0,03 °C). Despite of this, the skin blood flow is almost triplicated, because the controller has a high gain, as we can see in equation 11. The maximum evaporative loss rises as the skin temperature becomes higher. At this ambient condition the maximum evaporative loss (for a surface temperature of 35 °C) is approximately 225 W/m^2 compared to 203 W/m^2 when there is solar radiation present (same air temperature, 30 % of relative humidity but with natural convection). The presence of solar radiation contributed to the high skin temperature (surface at 37 °C), that caused a rise in the maximum evaporative loss.

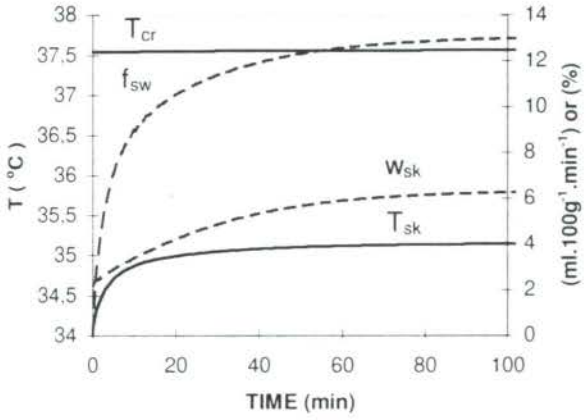


Figure 5 - Skin (T_{sk}) and core temperatures (T_{cr}), skin blood flow (w_{sk}) and surface wettedness (f_{sw} in %) in response to a step change in air temperature (35°C; 0,2m/s).

4. CONCLUDING REMARKS

A transient mathematical model for the human heat transfer system has been developed. The model is capable of predicting a thermally neutral body temperature profile. It can be used to simulate the body's response to a rise of the ambient temperature beyond the initial value or

to a sudden exposure to solar radiation. The model can be easily modified to be used in thermal comfort and medical applications. The main contribution of the present work are: better understanding of the fundamental mechanisms involved in the human thermoregulation and extrapolation of limits not experimentally attainable.

5. REFERENCES

Arkin, H., Xu, L.X. & Holmes, K.R. Recent Developments in Modeling Heat Transfer in Blood Perfused Tissues, *IEEE Transactions on Biomedical Engineering*, vol.41, n.2, pp.97-107, 1994.

ASHRAE, *ASHRAE Fundamentals* - Physiological Principles and Thermal Comfort, pp.8.1-8.29, 1993.

Colin, J. & Houdas, Y. Experimental Determination of Coefficient of Heat Exchanges by Convection of Human Body, *Journal of Applied Physiology*, vol.22, pp.31-38, 1967.

Fanger, P.O. Calculation of Thermal Comfort: Introduction of a Basic Comfort Equation, *Transactions of ASHRAE*, vol.73, n.2, pp.III.4.1-III.4.20, 1967.

Gagge, A.P., Stolwijk, J.A. & Nishi, Y. An Effective Temperature Scale Based on a Simple Model of Human Physiological Regulatory Response, *Transactions of ASHRAE*, vol.77, n.1, pp.247-262, 1971.

Guyton, A.C. *Textbook of Medical Physiology*, W.B. Saunders Company, 1986.

Heising, M. & Werner, J. Influences of Overall Thermal Balance on Local Inputs for Drive of Evaporation in Men, *Journal of Applied Physiology*, vol.62, pp.926-931, 1987.

McCutchan, J.W. & Craig, L.T. Respiratory Heat Exchange with Varying Temperature and Humidity of Inspired Air, *Journal of Applied Physiology*, vol.4, pp.121-135, 1951.

Nadel, E.R., Bullard, R.W. & Stolwijk, J.A.J. Importance of Skin Temperature in the Regulation of Sweating, *Journal of Applied Physiology*, vol.31, pp.80-87, 1971.

Pennes, H.H. Analysis of Tissue and Arterial Blood Temperatures in the Resting Human Forearm, *Journal of Applied Physiology*, vol.1, pp.93-122, 1948.

Tikuisis, P., Gonzalez, R.R. & Pandolf, K.B. Thermoregulatory Model for Immersion of Humans in Cold Water, *Journal of Applied Physiology*, vol.64, pp.719-727, 1988.

Werner, J. & Buse, M. Temperature Profiles with Respect to Inhomogeneity and Geometry of the Human Body, *Journal of Applied Physiology*, vol. 65, pp. 1110-1118, 1988.

Wyndham, C.H. Role of Skin and of Core Temperatures in Man's Temperature Regulation, *Journal of Applied Physiology*, vol.20, pp.31-36, 1965.

Yang, W. *Biothermal-Fluid Sciences Principles and Applications*, Hemisphere Publishing Corporation, 1989.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB123

DUREZA DAS RESINAS ODONTOLÓGICAS E QUANTIDADE DE RADICAIS DETERMINADAS POR ESR / *HARDNESS OF DENTAL COMPOSITES AND AMOUNT OF RADICALS DETERMINED BY ESR*

WALTER SANO & CRISTINA BARKEVUI MEKITARIAN DE MELLO
Departamento de Física Aplicada, Instituto de Física - USP
Caixa Postal 66318
05315-970 São Paulo, SP Brasil E-mail: sano@if.usp.br

Abstract

Light-curing composite resins even being today one of the most used in restorative dental works its photo-polymerization process had not been completely explained. The type containing Bis-GMA and inorganic charge of zircon and silica was studied after its activation by a conventional visible light unit. Electron Spin Resonance (ESR) spectra were obtained along one month, commencing immediately after the activation and then recording periodically, so obtaining the decay over time of the relative number of the free radicals. A post-curing evidence was observed in agreement with Watts *et al.*, 1987 who have been reported the evolution of the hardness number over time of similar materials. Analyzing the decay of the ESR intensity after the light activation, it is concluded that the resin cure process is due to the remaining radicals. Firstly half of them is converted in 1.2 days, in agreement with the results of the hardness number which starts from 45% and in one day attains 90% of the maximum value. Latterly they decay more slowly, with half-life of 12.6 days, also in agreement with the hardness number which reaches 96% in one week and tends to 100% in one month.

Palavras Chave

dureza, resina odontológica, resina composta, radical livre, ressonância de spin eletrônico / hardness, dental composite, free radical, ESR

1. INTRODUÇÃO

Introduzido comercialmente na década de 1970, as resinas odontológicas foto polimerizáveis para restaurações dentárias, também denominadas pelos dentistas de resinas compostas vem tendo enorme sucesso devido a sua cor muito próxima do dente natural. e, sobretudo, pela sua facilidade de manuseio por não exigir um limite de tempo na colocação desta resina no dente em tratamento. Isto porque a polimerização da resina e' ativada por luz, após a sua instalação, através de uma fonte própria fornecida, em geral, pelos fabricantes destas resinas. São compósitos formados basicamente por mistura de metacrilatos dos tipos Bis-GMA (bisfenol-glicidil-metacrilato) e TEGDMA (trietileno-glicol-dimetacrilato) mais cargas inorgânicas que nas amostras utilizadas eram de zircônia e sílica. Além disso, faz parte da sua composição química, também, pequenas quantidades de moléculas foto sensíveis, as canforoquinonas. Estas moléculas quando submetidas à ação de luz, de preferência com comprimento de onda próxima de 468 nanometros, pois tem pico de absorção neste comprimento de onda, geram radicais iniciadores que quebram as ligações duplas dos metacrilatos disparando a reação de polimerização em toda a amostra.

As características mais importantes destas resinas, juntamente com suas principais referências bibliográficas foram relatadas por Ruyter, 1985.

Uma das técnicas mais utilizadas para se estudar estas substâncias é a medida da dureza merecendo destaque o trabalho de Watts *et al.*, 1987 que determinaram a dureza Knoop de resinas de vários fabricantes logo após o término da irradiação e ao longo do tempo; tendo observado um aumento significativo da dureza nas primeiras horas até atingir praticamente um valor máximo após uma semana, aumentando discretamente até o fim do período de estudo de um mês. Eles atribuíram esta evolução do número da dureza à continuidade do processo da polimerização após o término da foto ativação. Realizamos o presente trabalho com o intuito de confirmar este comportamento com uma outra técnica, a ESR (Electron Spin Resonance), que tem a vantagem de conservar intacta uma amostra após a realização de uma medida, além de ser uma técnica que é sensível ao estado microscópico da matéria enquanto que a medida da dureza caracteriza seu estado macroscópico. Este tipo de estudo tem sua relevância por contribuir para um melhor entendimento do processo de polimerização destes materiais visando a obter uma restauração dentária de melhor qualidade clínica. Recentemente Unterbrink *et al.*, 1995 alertaram que uma polimerização muito rápida com aplicação de luz muito intensa provoca uma excessiva contração do material provocando infiltração salivar na cavidade dentária tratada comprometendo clinicamente o trabalho do dentista. De fato Goraci *et al.*, 1996 verificaram pela técnica de microscopia eletrônica de varredura que a resina polimerizada mais lentamente adere melhor à superfície da dentina.

A aplicação da técnica de ESR neste tipo de material foi feita pela primeira vez por Ottaviani *et al.*, 1992 que observaram espectros devidos à radicais livres de monômeros não polimerizados retidos na matriz sólida. Observaram que a intensidade deste espectro cresce à medida que o tempo de irradiação com a luz aumenta resultante do incremento da reação de conversão polimérica e que uma vez interrompida a foto-ativação o número de radicais decai ao longo do tempo. Burtscher, 1993 usando a mesma técnica mediu a meia vida destes radicais e relatou que ela diminui logaritmicamente com o aumento da temperatura. Entretanto, nenhum deles empreendeu um estudo mais detalhado no intervalo de tempo imediatamente após a irradiação de cerca de uma semana. Considerando que é neste breve espaço de tempo que o processo de polimerização tem um grande impulso vamos contribuir com o presente trabalho para confirmar que os radicais livres remanescentes da foto ativação é que de fato tem esta importante função de completar a polimerização.

2. MATERIAL E MÉTODO

As amostras utilizadas foram fabricadas e fornecidas pela 3M e são do tipo Z100 A3.5 e foram preparadas para serem estudadas pela técnica de ESR num molde de borracha de silicone de 2 mm de espessura com um furo de 2,5 mm de diâmetro. O molde era apoiado numa placa de vidro plano e o orifício preenchido por inteiro com a resina por meio de uma espátula de plástico. A ativação foi feita por meio de uma fonte fabricada pela Kerr, modelo XR, operando com 200 mW/cm^2 de potência luminosa, com a amostra mantida dentro do molde e a sua superfície voltada para a luz coberta com um filme transparente de PVC para evitar o contato direto da amostra com a ponteira do cabo condutor de luz feito de fibra óptica. Este cuidado serviu também para evitar a conhecida reação do oxigênio do ar com a superfície da resina que ocorre durante a foto ativação.

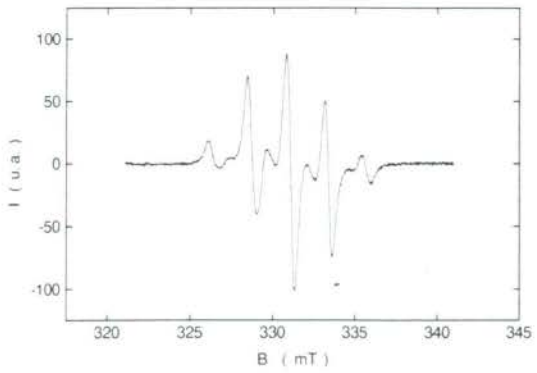


Figura 1 - Espectro de ESR.

O espectrômetro de ESR utilizado foi da marca JEOL, modelo JES-PE-3X que opera na banda X (≈9,6 GHz). A intensidade pico a pico da linha central, a maior dentre as cinco linhas de maior destaque (vide Fig. 1) foi considerada proporcional ao número de radicais livres. As medidas foram feitas sempre à temperatura ambiente. Para a determinação da curva de decaimento do número de radicais livres os espectros de ESR de uma mesma amostra foram obtidos em intervalos de tempos escolhidos de modo que pudéssemos avaliar com detalhe seu comportamento ao longo de um mês quando a sua meia vida atingia um valor constante. As amostras foram guardadas à temperatura ambiente e ao ar livre sem nenhuma condição especial de armazenamento. A temperatura ambiente média foi de 20 °C durante o período em que trabalhamos.

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

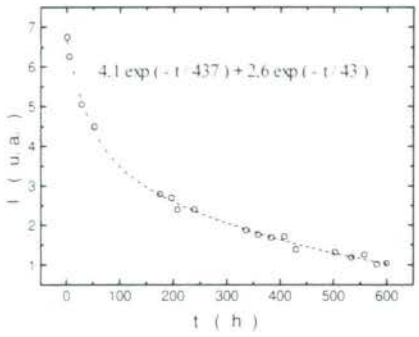


Figura 2 - Curva de decaimento.

Nossos resultados, na Fig. 2, indicam que nas primeiras horas após a foto ativação há uma rápida queda do número de radicais livres com uma meia vida de 1,2 dias. Na parte final do decaimento a meia vida é de 12,6 dias, coerente com os resultados obtidos por Burtscher, 1993.

Pelo estudo de Watts *et al.*, 1987 para uma resina Silux fabricada pela mesma 3M, mantida a 23 °C, nota-se que a sua dureza imediatamente após irradiada por 20s é de cerca de 46% do valor máximo, de 77% após uma hora, de 90% após um dia e de 96% após uma semana, considerando o valor máximo aquele obtido em um mês. Eles atribuem a este incremento no número de dureza à continuidade do processo de polimerização.

Muitos autores não se deram conta que ocorre uma polimerização posterior à ativação, e dentre os que admitem poucos a atribuem aos radicais. Por exemplo, Ottaviani *et al.*, 1992 apontaram que o tempo recomendado pelos fabricantes é insuficiente porque com este tempo não se atinge o nível máximo do número de radicais e Burtscher, 1993 cita três referências em que a polimerização pós ativada é atribuída exclusivamente aos monômeros ainda não reagidos, hipótese esta que ele não concorda porque resultados de Wu *et al.*, 1983 e Eliades *et al.*, 1987 indicaram que o número de ligações duplas dos monômeros remanescentes não varia dentro de 24 h após a ativação. Verifica-se que Ottaviani *et al.*, 1992 não observaram o decaimento do número de radicais livres com suficiente detalhe procurando confrontar com os resultados obtidos por outras técnicas. Como o número de monômeros residuais, não reagidos, estão na faixa de 25 a 60% da quantidade inicial (Cook, 1985) tudo indica que a técnica de absorção no infra vermelho utilizado para determinar o número de ligações duplas pode não

ter apresentado sensibilidade para detectar uma pequena variação que pode até ocorrer por reação direta com radicais livres que detectamos. A técnica de ESR é sensível ao número de radicais que são responsáveis diretos pelo processo de polimerização o que nos leva a crer que realmente ocorre polimerização após o término da foto ativação como concluíram Watts *et al.*, 1987.

Para nos assegurarmos que os nossos resultados obtidos com ESR podem ser comparados com os dados da variação do número de dureza no decorrer do tempo, de Watts *et al.*, 1987 , realizamos, também, no término da nossa experiência, medidas de dureza nas nossas amostras utilizadas para as medidas de ESR. Como obtivemos valores médios de dureza Vickers de 100 kg/mm^2 que é um valor normalmente esperado para uma amostra do tipo que usamos e que atingiu um grau máximo de polimerização, estamos certos de que as nossas amostras tiveram a mesma evolução relatada no trabalho citado e, portanto, a comparação que fizemos é inteiramente válida.

4. CONCLUSÃO

Estudando a maneira como decai o número de radicais livres numa resina dentária ao longo do tempo e comparando com o que Watts *et al.*, 1987 obtiveram com os números de dureza, na mesma escala de tempo, concluímos que são os radicais restantes da foto ativação que continuam reagindo para completar o processo de polimerização. Nos primeiros instantes eles são altamente reativos, pois, decaem com uma meia vida de 1,2 dias, ou seja metade dos radicais não reagidos durante a foto ativação são convertidos em polímeros neste período, pois se verifica que nesta ocasião a dureza aumenta de 46% para 90% do valor final. Posteriormente, os radicais são convertido mais lentamente, pois, decaem com meia vida de 12,6 dias, de pleno acordo com o que ocorre com os números de dureza que, também, passam a aumentar mais lentamente, levando de uma semana a um mês para atingir o valor 100%.

5. AGRADECIMENTOS

Agradecemos ao Dr. R. Y. Ballester pelas sugestões e empréstimo da fonte de luz, ao Dr. M. A. Menezes pelos comentários e a 3M do Brasil pelo fornecimento das amostras. Este trabalho contou com o apoio financeiro da FINEP, FAPESP, CAPES e CNPq.

6. REFERÊNCIAS

Burtscher, P. Stability of Radicals in Cured Composite Materials, *Dental Materials*, vol.9, pp. 218-221, 1993

Cook, W.O. Polymerization Defects in Composite Resins, *Proceedings of the International Symposium on Posterior Composite Resin Dental Restorative Materials*, pp. 273-286, Utrecht, 1985

Eliades, G.C., Vougiouklakis, G.J. & Caputo, A.A. Degree of Double-Bond Conversion in Light-Cured Composites, *Dental Materials*, vol. 3, pp. 19-25, 1987

Goraci, G., Mori, G. & Martins, L.C. Curing Light Intensity and Marginal Leakage of Resin Composite Restoration, *Quintessence International*, vol. 25, pp. 355-362, 1996

Ottaviani, M.F., Fiorini, A., Mason, P.N. & Corvaja, C. Electron Spin Resonance Studies of Dental Composites: Effects of Irradiation Time, Decay over Time, Pulverization, and Temperature Variations, *Dental Materials*, vol. 8, pp. 118-124, 1992

Ruyter, I. E. *Posterior Composite Resin Dental Restorative Materials,* Szule Pub. Co., The Netherlands, pp. 109-135, 1985

Unterbrink, G. L. & Muessner, R. Influence of Light Intensity on two Restorative Systems, *Journal of Dentistry*, vol. 23, pp. 183-189, 1995

Watts, D. C., Amer, O. M. & Combe, E. C. Surface Hardness Development in Light-Cured Composites, *Dental Materials*, vol.3, pp. 265-269, 1987

Wu, W. & Fanconi, B. M. Post-Curing of Dental Restorative Resin, *Polymer Engineering and Science*, vol. 23, pp. 704-707, 1983

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1264

DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DO MÓDULO DE ELASTICIDADE DA TÍBIA HUMANA ATRAVÉS DO DMTA

ANTÔNIO CARLOS SHIMANO [+], MARIO FRANCISCO MUCHERONI [*] &
SEBASTIÃO VICENTE CARNEVAROLO JR.[#]
[+] *Lab. de Bioengenharia da Faculdade de Medicina de Ribeirão Preto - USP*
[*] *Dep. de Eng. Mecânica da Escola de Engenharia de São Carlos - USP*
[#] *Dep. de Materiais - Área de Polimeros - UFSCAR*

Abstract

In this study of the mechanical properties of bones, focused on human tibiae, it was obtained the axial dynamic Young's modulus. A large number of specimens from several locations and at different orientations were harvested from one fresh human tibia. The axial dynamic Young modulus was obtained directly from the Dynamic Mechanical Thermal Analysis (DMTA). Such tests are commonly used in polymers, and were performed isothermally at 36,5°C using three frequencies: 0,1 Hz, 1,0 Hz and 10,0 Hz.

Palavras Chave

Bioengenharia, Ossos, Tíbia Humana, Ensaio Dinâmico, DMTA, Módulo de Elasticidade.

1. INTRODUÇÃO

Entre os ensaios dinâmicos destrutivos utilizados para a obtenção de propriedades elásticas de corpos de prova, têm-se o de impacto e o de fadiga. Os ensaios dinâmicos não destrutivos, baseados nas vibrações mecânicas em determinadas frequências, são muito aplicados em materiais poliméricos e materiais viscoelásticos. Estes ensaios ficaram conhecidos como *Dynamic Mechanical Analysis* (DMA)

Uma técnica especial de ensaio dinâmico é utilizada para avaliar a estrutura e as propriedades dos sólidos e líquidos viscoelásticos, obtendo-se os módulos dinâmicos de elasticidade. Em particular, são estudadas as mudanças nestes parâmetros como uma função da temperatura (*Dynamic Mechanical Thermal Analysis* - DMTA) e como função da frequência (Espectrometria Dinâmica).

A aplicação destas técnicas aos polimeros vem apresentando uma grande aceitação nos últimos anos. É feita não só para os materiais puros, como também, e

principalmente, para sistemas poliméricos monofásicos e polifásicos abrangendo blendas poliméricas, copolímeros e compósitos. Além da apresentação do método experimental do ensaio DMTA, (Wetton et al., 1986, 1991), (Wetton, 1986); (Bratton et al., 1989), apresentaram os aspectos teóricos básicos com relação aos parâmetros medidos, com atenção ao amortecimento e sua interpretação física, relacionada com a estrutura morfológica do sistema.

Poucos trabalhos foram realizados utilizando-se a técnica DMTA para determinação de propriedades mecânicas em Corpos de Provas (CDPs) ou mesmo em ossos inteiros, como fez Wetton (1986), no qual realizou ensaios em fêmures de ratos, determinando o módulo de elasticidade dinâmico e o amortecimento, em função da temperatura.

Black & Korostoff (1973) utilizaram CDPs em forma de disco de *1 cm* de diâmetro e *0,5* a *1,0 mm* de espessura, retirados da superfície ântero-medial da tíbia. Foram realizados ensaios dinâmicos à temperatura de *37,5 °C*, na faixa de frequências de *35,4* a *353,6 Hz*. Os valores encontrados para o módulo de elasticidade variaram de *6,35* a *10,0 GN/m*^{2} para *35,4 Hz* e de *12,1* a *14,9 GN/m*^{2}) para *353,6 Hz*.

Frasca et al. (1981) estudaram a deformação e os módulos dinâmicos para simples ósteons humanos submetidos a tração/compressão cíclica, com frequências próximas de *1 KHz*. Os valores do módulo de elasticidade variaram de *12* a *14 GN/m*^{2}.

Neste trabalho são determinados experimentalmente os valores dos módulos dinâmicos de elasticidade em corpos de prova obtidas nas três regiões da tíbia humana, em três frequências distintas: *0,1 Hz*; *1,0 Hz* e *10 Hz*.

2. DEFINIÇÕES E FUNDAMENTOS DO DMTA

Um material quando submetido a um esforço mecânico, numa certa temperatura, pode apresentar vários comportamentos.

O comportamento elástico se apresenta quando a deformação resultante depende apenas do esforço. Se for proporcional a este esforço tem-se o comportamento elástico linear. É o que ocorre em muitos sólidos que satisfazem a lei de Hooke para pequenas deformações. Este tipo de comportamento ideal é caracterizado pelo armazenamento de toda energia fornecida ao material durante seu processo de deformação mecânica na forma de energia potencial elástica e é devolvida ao retirar-se o esforço que a causou.

Quando a variação no tempo de deformação for uma função do esforço, o comportamento é fluídico e será viscoso se for linear. Isto é observado em muitos fluidos newtonianos em pequenas velocidades de deformação. Neste tipo de material toda energia a ele fornecida no processo de deformação mecânica é dissipada na forma de calor. Na prática podem ser observados dois tipos de desvios nos comportamentos ideais. O primeiro pode quanto à não proporcionalidade entre deformação e esforço para sólidos e entre a variação no tempo da deformação e o esforço para os líquidos. Estas características são apresentadas nos sólidos não hookeanos e nos fluidos não newtonianos, respectivamente.

Alguns materiais ainda podem apresentar comportamentos mais complexos, isto é, as deformações bem como suas derivadas de várias ordens dependem do esforço

aplicado. Estes são os *materiais viscoelásticos*. Se esta dependência for linear tem-se o comportamento viscoelástico linear. Os materiais viscoelásticos apresentam combinações de propriedades, análogas aos dos sólidos elásticos e fluídos viscosos, em suas faixas práticas de utilização de temperatura, esforço e deformação. Pode-se imaginá-los como um sistema dinâmico linear de ordem alta (Costa Neto, 1986). Este comportamento é objeto de estudo de ossos, apresentado neste trabalho.

2.1 Grandezas de caracterização do comportamento viscoelástico

Quando ocorre uma solicitação na forma de uma tensão senoidal em um material perfeitamente elástico, a resposta da deformação é imediata e em fase com a tensão aplicada. Em um material completamente viscoso a resposta da deformação ocorre atrasada de 90° em relação à tensão aplicada.

Quando uma tensão senoidal é aplicada em um material viscoelástico, este não se comporta como um material perfeitamente elástico nem como perfeitamente viscoso, e a deformação resultante estará defasada da tensão por um ângulo δ ($\delta < 90°$), chamado ângulo de perda.

O valor deste ângulo de perda δ, depende da soma interna que ocorre na mesma frequência da tensão. O módulo dinâmico complexo ou módulo de elasticidade do material E^*, é a soma vetorial da componente elástica E' (módulo de estocagem ou de armazenamento) e da componente plástica E'' (módulo de perda).

A tensão no ensaio cíclico pode ser expressa por:

$$\sigma = \sigma_0 \operatorname{sen}(\omega t + \delta) \tag{2.1}$$

ou desenvolvendo,

$$\sigma = \sigma_0 \operatorname{sen}\omega t \cos\delta + \sigma_0 \cos\omega t \operatorname{sen}\delta \tag{2.2}$$

onde σ - tensão
ω - frequência angular
δ - ângulo de fase ou de perda
t - tempo

A deformação ε, atrasada de δ, pode ser expressa por:

$$\varepsilon = \varepsilon_0 \operatorname{sen}\omega t \tag{2.3}$$

Pode-se observar na equação (2.2) que a tensão pode ser subdividida em duas componentes: uma ($\sigma_0 \cos\delta$) em fase com a deformação e outra ($\sigma_0 \operatorname{sen}\delta$) defasada de 90°. O módulo de elasticidade pode ser obtido do quociente entre as equações (2.2) e (2.3), resultando duas componentes, uma com fase 0° e outra com fase de 90°.

$$E' = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0}\cos\delta \qquad \text{(com fase 0° ou em fase)} \tag{2.4}$$

$$E'' = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \operatorname{sen}\delta \qquad \text{(com fase } 90°\text{)} \tag{2.5}$$

Em termos matemáticos é comum representar o módulo de elasticidade de sistemas deste tipo por como um número complexo E^* composto de duas componentes, E' real e E'' imaginária, ou seja:

$$E^* = E' + iE'' \tag{2.6}$$

O módulo de armazenagem E' é a resposta elástica e corresponde à energia completamente recuperável. O módulo de perda E'', é a resposta viscosa e corresponde à energia perdida através do amortecimento ou atrito interno. A tangente do ângulo de perda, $\tan\delta$, é igual a razão da energia perdida (dissipada na forma de calor) pela energia armazenada (potencial estocada) por ciclo.

$$\tan\delta = \frac{mód.perda}{mód.armazenagem} = \frac{E''}{E'} \tag{2.7}$$

O amortecimento é um indicativo de quão longe o comportamento do material está em relação ao comportamento elástico ideal. Materiais com alto amortecimento dissipam, na forma de calor, grande parte da energia que foi usada para deformá-los. Materiais com comportamento newtoniano (por ex. água) são casos extremos de total dissipação da energia em calor com amortecimento crítico ($\tan\delta = \infty$). Por outro lado, materiais perfeitamente elásticos (por ex. uma mola ideal) não apresentam amortecimento ($\tan\delta = 0$). Materiais que apresentam comportamentos intermediários são chamados de materiais viscoelásticos com $0 < \tan\delta < \infty$ (na prática de $0{,}001$ a 3).

O esforço senoidal imposto no DMTA sobre um corpo de prova no ensaio de flexão, cisalhamento ou tração, determina o seu módulo de Young e o seu amortecimento correspondente, em função da temperatura e frequência.

O método tem grande sensibilidade em detectar mudanças na mobilidade molecular interna, ou seja, na mudança de fase estrutural e na morfologia. Relaxações secundárias no estado semi-cristalino podem ser facilmente estudadas bem como a transição vítrea neste processo.

3. MATERIAL E MÉTODO

Os CDPs foram retirados longitudinalmente ao osso. A região diafisária da tíbia foi dividida em 5 regiões sendo 5 faces e 5 posições distintas, totalizando 25 CDPs. Das regiões epifisárias foram retirados 10 CDPs. Das regiões interfaciais (regiões de transição entre osso cortical e esponjoso) foram retirados 11 CDPs. O total de CDPs obtidos da tíbia foi 46.

3.1 Obtenção dos CDPs

O osso estudado é um material anisotrópico e não homogêneo. Por isso o estudo e a determinação das propriedades mecânicas requerem a confecção de diversos CDPs retirados das várias regiões do osso. A retirada dos CDPs exige cuidados especiais, principalmente na obtenção de CDPs com formas geométricas precisas, de

faces paralelas. Para isto foi utilizada uma serra fresadora com movimento de corte nas três direções principais *xyz*, (Shimano et al., 1990). A refrigeração nos cortes dos CDPs foi feita com água resfriada, a fim de manter o osso fresco e úmido. Logo após os cortes, cada CDP era mantido em soro fisiológico.

As dimensões dos CDPs mostradas na Tabela 1 (dimensões médias dos CDPs obtidos) não foram padronizadas, pois há grande variação na espessura da região cortical ao longo e em torno da tíbia. Felizmente estas variações nas medidas dos CDPs não significaram problemas incontornáveis para os ensaios dinâmicos, pois na máquina DMTA há um controle no programa capaz de corrigir os problemas dimensionais dos CDPs para cada ensaio realizado. Por isso a preocupação na obtenção dos CDPs ficou direcionada apenas à geometria e ao acabamento.

Tabela 1: Dimensões médias dos CDPs – *mm*

	Diáfise	Interface	Epífise
Comprimento	*27,30 - 35,60*	*28,50 - 33,40*	*32,00 - 40,40*
Largura	*2,90 - 6,90*	*5,00 - 9,75*	*9,50 - 10,00*
Espessura	*0,80 - 1,65*	*1,05 - 2,00*	*2,85 - 3,00*

3.2 Descrição dos ensaios realizados com o equipamento DMTA

Para determinação das propriedades mecânicas dinâmicas, foi utilizado a Máquina de Análise Térmica Dinâmico-Mecânica conhecido por DMTA. A máquina DMTA tem os seguintes componentes interligados: um ploter, um micro computador, os módulos de controle, um sistema de refrigeração com nitrogênio líquido e duas cabeças do espectrômetro mecânico. Existem duas cabeças: uma somente para realização dos ensaios de tração e outra para os ensaios de flexão ou de cisalhamento. Para cada cabeça existe um módulo de controle, onde as calibrações são realizadas. O micro computador com um programa próprio faz o controle de todo ensaio, como as frequências e a temperatura utilizada. Existe um sistema com resistência elétrica interna na cabeça de ensaio que é utilizado em ensaios com altas temperaturas. Para ensaios onde são utilizadas baixas temperaturas, ou se quiser diminuir a temperatura ao longo dos ensaios, ou ainda quando se quiser manter temperaturas constantes, é utilizado o sistema de refrigeração com nitrogênio líquido. O sistema DMTA está mostrado de forma esquemática na Figura 1.

1- Sistema de refrigeração com nitrogênio líquido
2- Cabeça do espectrômetro mecânico
3- Módulos de controle
4- Micro computador 386
5- Plotter

Figura 1 - Desenho esquemático do sistema DMTA MkII®

A cabeça para ensaios de flexão ou cisalhamento atua com um valor máximo de força de *4 N*. Os CDPs podem ser montados para ensaio de flexão ou de cisalhamento, utilizando duplo ou simples suporte. Os CDPs são fixados perpendicularmente à direção do guia. Esta cabeça pode ser utilizada para vários tipos de CDPs, com diferentes dimensões. A faixa de valores da rigidez que pode ser medida vai de *0,2 kN/m* a *6000 kN/m*. Materiais de baixo módulo, tal como gel, podem ser testado usando o ensaio de cisalhamento enquanto que materiais de alto módulo (metais compostos) em forma de placa podem ser testados em flexão.

No ensaio de flexão o CDP, usualmente retangular, está fixado rigidamente nas extremidades tem seu ponto central vibrando senoidalmente, forçado por um guia. O arranjo é versátil e pode ser usado para acomodar vários tipos de CDPs. O ambiente, no qual o CDP está preso, tem a temperatura controlada. O ar frio circula em uma capa separada e um gás inerte ou mesmo ar umedecido pode ser introduzido de forma controlada pelos canais existentes na parte posterior da máquina. A temperatura é registrada e controlada por um resistor revestido de platina, fixado próximo ao acessório onde são presos os CDPs para os ensaios.

Os ensaios realizados neste trabalho foram do tipo flexão. Cada ensaio durou aproximadamente *15* minutos. Nestes ensaios a temperatura foi mantida constante igual a *36,5 °C*. Este valor foi escolhido para simular a temperatura do corpo humano em condições normais.

As frequências de excitação possíveis no equipamento utilizado são: *0,01 - 0,02 - 0,03 - 0,1 - 0,2 - 0,3 - 1 - 2 - 3 - 5 - 10 - 20 - 30 - 50 - 100* e *200 Hz*, totalizando *16* frequências. Os ensaios deste trabalho foram realizados em três frequências distintas: *0,1 Hz*, *1,0 Hz* e *10,0 Hz* com amplitude pico a pico de *64 μm*.

4. AVALIAÇÃO DO MÓDULO DE ELASTICIDADE DINÂMICO

Os valores médios de $\log(E')$ e $\tan\delta$ obtidos neste trabalho estão mostrados na Tabela 2. Estes dados são obtidos por meio de gráficos, para cada ensaio realizado (um para cada CDP). Estes gráficos apresentam o $\log(E')$ em uma das ordenadas (à esquerda) e $\tan\delta$ na outra ordenada (à direita) em função do tempo de ensaio na abcissa. Para cada frequência ensaiada obtém-se uma reta que mostra os valores do $\log(E')$ e outra para $\tan\delta$. Quando estas retas se apresentam como constantes em função do tempo, o ensaio é considerado correto. As distorções ocorridas em alguns gráficos se deve provavelmente à dificuldade na obtenção do CDP com formas geométricas precisas e às condições dos apertos dos parafusos de fixação dos CDPs na máquina.

Tabela dos valores médios de Log E´ e Tan δ

Regiões	*Cortical*		*Interfacial*		*Esponjosa*	
Frequência	Log E´	Tan δ	Log E´	Tan δ	Log E´	Tan δ
0,1Hz	*9,83955*	*0,04915*	*9,83890*	*0,03245*	*9,84000*	*0,02435*
1,0Hz	*9,40850*	*0,03290*	*9,42710*	*0,03125*	*9,44160*	*0,03395*
10,0Hz	*7,77385*	*0,07990*	*7,77385*	*0,06700*	*7,81340*	*0,06035*

Os valores obtidos para o módulo de Young (E') variaram de $4,2x10^9\ N/m^2$ a $12,0x10^9\ N/m^2$ para a região cortical, de $2,2x10^9\ N/m^2$ a $5,8x10^9\ N/m^2$ para a região interfacial e de $0,036x10^9\ N/m^2$ a $0,36x10^9\ N/m^2$ na região trabecular (esponjosa). Estes valores foram obtidos nos ensaios com a frequência de *1 Hz*.

5. DISCUSSÃO

Este trabalho é parte de um trabalho mais amplo (Shimano, 1994) onde vários outros aspectos do problema foram abordados. Uma caracteristica forte é a sua interdiciplinariedade, envolvendo as áreas de Ortopedia, Biomecânica, Mecânica e Dinâmica. Os resultados para os módulos de elasticidade da tíbia humana na frequência *1,0 Hz* obtidos foram utilizados como parâmetros na simulação dinâmica no Método dos Elementos Finitos, (Shimano, 1994).

Nos trabalhos em Bioengenharia ligados às áreas de Ortopedia e Biomecânica, a determinação das propriedades mecânicas de materiais biológicos é feita geralmente através de ensaios estáticos. Neste trabalho procurou-se realizar ensaios dinâmicos, já utilizados para materiais poliméricos, onde há à influência da velocidade de deformação nos resultados. Observou-se que com o aumento da frequência, nos ensaios com *0,1; 1,0* e *10,0 Hz*, ocorre também um aumento do logE'. Foi utilizado um método de ensaio mecânico dinâmico de flexão de três pontos em CDPs na máquina DMTA. Os ensaios realizados na máquina DMTA, possibilitaram também a obtenção da densidade de cada CDP úmido e seco.

Algumas dificuldades encontradas na realização deste trabalho se deve ao fato de ser esta linha de pesquisa pouco desenvolvida no pais. Entre elas podem ser mencionadas: obtenção das tíbias humanas padronizadas em quantidade, obtenção e padronização dos CDPs, transporte dos ossos úmidos e frescos e dos CDPs aos locais de ensaios, realização e adaptação das várias técnicas experimentais utilizadas.

O grande número de investigações realizadas para se estudar as propriedades mecânicas de ossos, geralmente com diferentes técnicas, mostra que trabalhos básicos referentes ao estudo das propriedades mecânicas citadas em ossos longos ainda podem ser muito explorados. As propostas e as técnicas apresentadas neste trabalho vêm contribuir principalmente com os estudos de uma ciência básica, como é o conhecimento de propriedades mecânicas e geométricas de qualquer elemento estrutural, assim como também para ciências aplicadas, como por exemplo a Ortopedia e a Biomecânica.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Black, J. & Korostoff, E.: Dynamic Mechanical Properties of Viable Human Cortical Bone. *J. Biomechanics*, vol.6, pp.435-438, 1973.

Bratton, G.J.; Wasson, E.A.; Nicholson, J.W. & Wilson, A.D.: The Analysis of Surface Coatings by Dynamic Mechanical Thermal Analysis and Dielestric Thermal Analysis. *JOCCA*, vol.1, pp.10-14, 1989.

Costa Neto, A.: *Uma Abordagem de Dinâmica dos Sistemas Para Descrever o Comportamento Viscoelástico de Elastômeros*. São Carlos, Dissertação de Mestrado, 165p., 1986, Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo.

Frasca, P.; Jacyna, G.; Harper, R. & Kartz, J.L.: Strain Dependence of Dynamic Young's Modulus For Human Single Osteons. *J. Biomechanics*, vol.14, n.10, pp.691-696, 1981.

Shimano, A.C.; Paulin, J.B.P.; Terra, O. & Pereira, L.H.A.: Serra Frezadora Espacial com Movimentos em (x,y,z). *Rev. Brasileira de Eng. -Edição Especial*, vol.7, n.1, pp.601-604, 1990.

Shimano, A.C.: *Análise das Propriedades Geométricas e Mecânicas de Tíbia Humana: Proposta de Metodologia*. São Carlos, Tese de Doutorado, 254p., 1994, Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo.

Wetton, R.E.; Morton, M.R. & Rowe, A.M.: *Comparison of DMTA and DETA*, Reprinted from American Laboratory, January, 1986.

Wetton, R.E.: *Development in Polymer Characterization*, Applied Science Publishers, chap.5, pp.179-221, 1986.

Wetton, R.E.; Marsh, R.D.L. & Van De Velde, J.G.: Theory and Application of Dynamic Mechanical Thermal Analysis. *Thermochimica Acta*, vol.175, pp.1-11, 1991.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1265

ANÁLISE DINÂMICA EM TÍBIA HUMANA: SIMULAÇÕES E TESTES EXPERIMENTAIS

ANTÔNIO CARLOS SHIMANO (+) & MARIO FRANCISCO MUCHERONI (*)
(+) *Lab. de Bioengenharia da Faculdade de Medicina de Ribeirão Preto - USP*
(*) *Depto. de Eng. Mecânica da Escola de Engenharia de São Carlos - USP*

Abstract

A study on the theoretical and experimental determination of the mode shapes and natural frequencies of dry treated and wet fresh human tibiae is presented. Dynamic simulations are performed using the Finite Element Method. The experimental modal tests are performed using the hammer impact setup, well known in mechanical engineering applications. The four first frequencies and corresponding mode shapes were obtained. The results are compared and the differences are discussed.

Palavras Chaves

Bioengenharia, Ossos, Elementos Finitos, Análise Modal.

1. INTRODUÇÃO

Os aspectos teóricos e experimentais da análise dinâmica em tíbia humana estão apresentados neste trabalho. Destaca-se nos aspectos teóricos a aplicação do método dos elementos finitos na simulação de ossos, enquanto que na parte experimental foi utilizado o teste modal do impulso.

O conhecimento das propriedades dinâmicas de uma estrutura é essencial para projetos assim como também é essencial para resolver problemas de mal desempenho causados por vibrações mecânicas. Este raciocínio pode ser estendido ao estudo dos ossos.

A maioria dos problemas práticos onde ocorrem vibrações mecânicas está relacionada ao fenômeno da ressonância, onde as forças externas aplicadas excitam um ou mais modos de vibrar de forma predominante. A importância dos modos de vibrar está na sua utilização no estudo das respostas dinâmicas, livres ou forçadas, de uma estrutura. Este estudo deve ser feito através da redução conveniente do número de modos, utilizando aqueles que estão na faixa de frequência das excitações.

A análise modal é o estudo da determinação de todos os parâmetros modais (frequências naturais, os amortecimentos e os modos de vibrar correspondentes), suficientes para formular um modelo dinâmico. Esta técnica pode ser tanto analítica como experimental. Os modos de vibrar e as frequências naturais de ossos longos humanos são importantes para a interpretação, predição e controle das respostas dinâmicas desses ossos para cargas mecânicas externas (Thomsen, 1990).

A análise de vibrações em ossos humanos longos fraturados tem sido feita por muitos autores, destacando-se: Jurist (1970), Doherty et al. (1974), Collier (1982) e Van Der Perre & Cornelissen (1983). Estes autores utilizaram modelos constituídos por duas vigas elásticas do tipo Euler-Bernoulli, conectadas por uma região de material com baixa rigidez para representar o local de fratura. Estes modelos servem para fornecer as medidas quantitativas do estado do tratamento das fraturas. A análise modal experimental *in vivo*, em tíbia humana, foi realizada para estudar o comportamento dinâmico do osso em seu meio (entre as partes moles), por Van Der Perre et al. (1983), e Cornelissen et al.(1985). Em 1990, Thomsen descreveu um estudo experimental e teórico de vibrações livres de uma tíbia humana. O estudo experimental foi realizado determinando-se as sete primeiras frequências naturais na faixa de 0 a 3 KHz, identificadas através de medidas dinâmicas das funções de transferência. No estudo teórico que apresentou foi sugerido um modelo a ser utilizado na simulação através do método dos elementos finitos.

Hobatho et al.(1991) desenvolveram um modelo tridimensional de uma tíbia humana através do método dos elementos finitos. Foram determinadas as frequências naturais, os coeficientes de amortecimento, e os modos de vibrar correspondentes. Os resultados foram comparados com os obtidos através de testes experimentais, utilizando a análise modal.

As simulações de ossos através de modelos teóricos é de grande importância para o entendimento e conhecimento de suas características dinâmicas. Com o modelo pronto, uma simulação torna-se facilmente realizável no computador. Mas as respostas das simulações dinâmicas somente serão adequadas e confiáveis, se forem comparadas com os dados experimentais.

A utilização do método dos elementos finitos (MEF) teve início na década de 50, com aplicações principalmente na indústria aeronáutica. Desde então teve um formidável desenvolvimento. Mais recentemente, tem crescido o número de trabalhos que relatam sua aplicação na área da Bioengenharia.

O MEF pode ser descrito como uma técnica para obtenção de soluções de problemas complexos, subdividindo-os em uma coleção de pequenos e simples elementos, que podem ser resolvidos utilizando técnicas numéricas. Através da técnica matemática, e com a ajuda do computador, obtém-se a solução numérica aproximada das equações diferenciais, a qual representa a resposta dos sistemas físicos submetidos a influências externas.

O MEF é um método de simulação utilizado em dimensionamento e projetos de novas próteses. A simulação estática é utilizada para se estudar e fazer o levantamento das propriedades geométricas e mecânicas das regiões ósseas onde há grande possibilidade de se usar próteses em substituição de articulações patológicas, como quadril e o joelho. Este método de simulação foi utilizado por autores, como: Rapperport et al. (1985), Beasupré et al. (1986) e Rakotomanana et al. (1992).

A simulação dinâmica, utilizando o método dos elementos finitos, foi feita por autores como: Piziali et al. (1976) e Hight et al. (1980). Estes autores utilizaram modelos de ossos longos, obtidos pelo MEF, para estudar os efeitos das propriedades geométricas, da distribuição de massa, da deformação de cisalhamento, dos momentos de inércia, e das condições de contorno para faixas próximas das frequências de ressonância. Mas nestes estudos, em geral, não são considerados os efeitos da geometria do osso real, nem as propriedades elásticas não homogêneas da diáfise e epífise.

Utilizando dois conjuntos de parâmetros mecânicos obtidos por Shimano (1994) e por Hobatho et al. (1991), foram feitas simulações em dois modelos, aqui propostos, através do MEF. Para uma validação destes modelos, foram realizados também testes para a análise modal experimental com a técnica do martelo de impacto.

2. MATERIAL E MÉTODOS

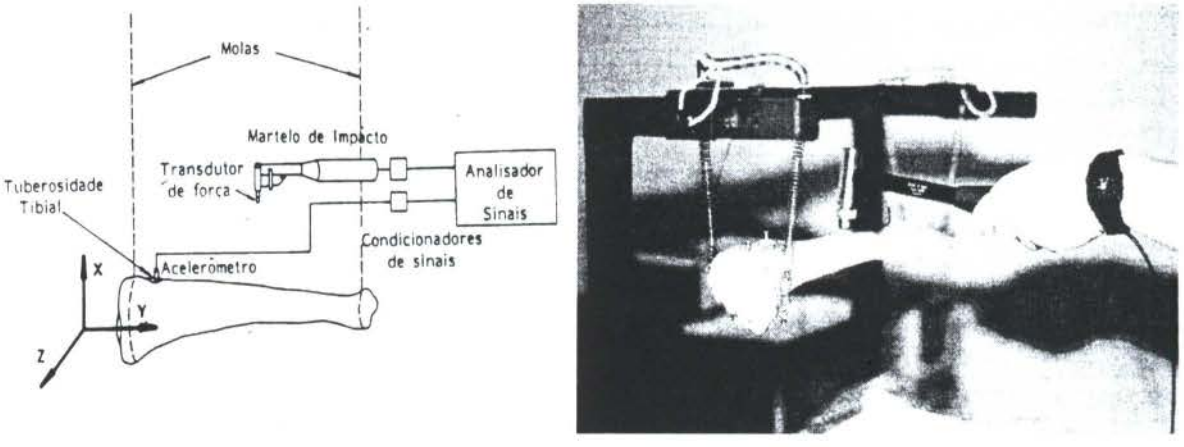
2.1 Medidas através do martelo de impacto

Os testes experimentais para obtenção das frequências naturais e dos modos de vibrar da tíbia humana foram realizados em uma tíbia seca fixada e em um par de tíbias úmidas frescas, inicialmente congeladas. Para os testes foi necessário confeccionar um suporte de apoio, onde os ossos são suspensos por molas, simulando condições de contorno livre (Figura 1B) .

As excitações foram realizadas por um martelo de impacto com extremidade apropriada. Para esta extremidade, o martelo pode ser usado para força de 300 N à 1000 N, com duração de 0,5 ms à 1,0 ms e frequência de 0 a 2000 Hz. Este martelo contém um transdutor de força modelo B&K® 8200, com sensibilidade estática de 4,07 pC/N, montado na sua extremidade. As medidas vibracionais foram captadas por um acelerômetro piezelétrico de tamanho reduzido modelo B&K® 4374, com sensibilidade de 1,06 pC/g. A fixação do acelerômetro foi realizada sobre superfícies metálicas coladas ao osso. Estas superfícies são arruelas metálicas. Grande parte das medidas de vibração foram realizadas na face anterior e proximal da tíbia (principalmente na tuberosidade tibial). Os impactos foram realizados nas direções Y e Z (ver Figura 1A). Para analisar os modos de vibrar no plano XY, o acelerômetro foi fixado na direção X e para analisar os modos no plano YZ, o acelerômetro foi fixado na direção Z. Quando se coloca o acelerômetro em direção tal qual fique 90° com a direção de impacto, observa-se a presença de todos os modos, correspondentes a ambos os planos.

Os sinais correspondentes às forças e às acelerações foram amplificados por dois condicionadores de sinais e enviados para dois canais no Analisador de Sinal. A monitorização dos sinais de entrada e de saída foi feita num osciloscópio acoplado ao sistema. Os espectros resultantes foram registrados através do registrador X-Y.

Os parâmetros importantes padronizados nos testes foram: a faixa de frequência utilizada foi de 0 a 1,6 Khz - linear, a faixa da amplitude foi 20 dB à 80 dB e com 20 leituras contínuas para obtenção dos espectros. Simultaneamente às respostas em frequência do osso analisado, obteve-se sempre a função coerência.



a) b)

Figura 1: a) Desenho esquemático - b) Teste da análise modal experimental

2.2 Medidas das coordenadas geométricas da tíbia humana na máquina de medição em três coordenadas (3D)

Uma máquina de medir a três coordenadas (MM3C) foi utilizada para realizar as medidas das coordenadas geométricas da tíbia humana.

O objetivo destas medidas é determinar a forma anatômica da tíbia humana. Entretanto, alguns cuidados básicos foram tomados, como: as medidas foram realizadas sempre num mesmo padrão, levando-se em conta o sentido e o plano de referência; foi observado sempre o contato entre o centro do apalpador esférico e a superfície da seção medida e as medidas foram tomadas sempre no sentido horário do contorno das seções transversais do osso.

2.3 Método de simulação: Método dos Elementos Finitos (MEF)

A análise teórica foi realizada utilizando o método dos elementos finitos, programa CAEDS®/GFEM.

O estudo e a análise utilizando MEF foi subdividido em três etapas. A primeira etapa foi a geração da geometria do osso, onde foram utilizadas as coordenadas obtidas na máquina MM3C, convertidas convenientemente para a entrada no programa de elementos finitos. Através das coordenadas dos pontos foram gerados os 25 planos normais ao eixo Y do osso e posteriormente interligando-os e armazenando em grupos de dados. Foram gerados dois grupos, a saber: um para a superfície externa e outro para o canal medular (furo interno).

A segunda etapa foi o processo de geração das malhas. A malha foi gerada automaticamente pelo programa CAEDS. Com a finalidade de simplificar os estudos e as análises das simulações dos modelos propostos, e de diminuir o tempo de processamento, procurou-se gerar malhas com menor número de elementos possíveis, mas de modo a não prejudicar as respostas finais do modelo na determinação dos modos de vibrar e frequências naturais. As estruturas dos modelos foram todas consideradas isotrópicas com elemento do tipo sólido tetraédrico parabólico.

A terceira etapa foi a simulação dinâmica dos modelos, variando-se os parâmetros mecânicos e materiais (módulo de elasticidade, densidade relativa e coeficiente de Poisson). A simulação foi feita a fim de se determinar os dez primeiros modos de vibrar sendo seis modos de corpo rígido e quatro modos de corpo flexível e suas correspondentes frequências naturais.

As simulações foram realizadas em dois modelos. Para ambos os modelos as simulações foram realizadas utilizando as mesmas dimensões e formas estruturais da tíbia humana adulta real obtidas na máquina MM3C, alterando-se apenas o número de divisões das regiões. A malha utilizada nos modelos foi composta por 864 elementos e 1772 nós, com 3 graus de liberdades em cada nó.

O modelo 1 foi dividido em 3 regiões distintas sendo uma na epífise distal com 89 elementos, outra na epífise proximal com 195 elementos e uma na diáfise com 580 elementos. Os parâmetros mecânicos e os correspondentes aos materiais, utilizados nas simulações desses modelos, foram primeiramente aqueles obtidos na máquina DMTA e posteriormente aqueles valores apresentados por Hobatho et al. (1991), (Tabela 1).

Tabela 1: Valores dos parâmetros mecânicos (modelos 1).

		ED	D	EP
DMTA	$E(N/m^2)$	$0,168.10^9$	$8,08.10^9$	$0,168.10^9$
	$\rho(Kg/m^3)$	917,19	1678,56	917,19
	μ	0,35	0,35	0,35
HOBATHO	$E(N/m^2)$	$2,20.10^9$	$22,00.10^9$	$2,20.10^9$
	$\rho(Kg/m^3)$	1100,00	1800,00	1100,00
	μ	0,35	0,35	0,35

ED - Epífise Distal; D - Diáfise; EP - Epífise Proximal

O modelo 2 foi dividido em 5 regiões distintas sendo: a epífise distal com 56 elementos, a interface distal com 118 elementos, a diáfise com 368 elementos, a interface proximal com 153 elementos e na epífise proximal com 169 elementos, totalizando 864 elementos. Os parâmetros mecânicos e materiais utilizados nas simulações dos modelos foram primeiramente aqueles obtidos no DMTA e posteriormente foram utilizados os mesmos valores de Hobatho et al. (1991) (Tabela 2).

Tabela 2: Valores dos parâmetros mecânicos (modelo 2).

		ED	ID	D	IP	EP
DMTA	$E(N/m^2)$	$0,168.10^9$	$3,840.10^9$	$8,080.10^9$	$3,840.10^9$	$0,168.10^9$
	$\rho(Kg/m^3)$	917,19	1470,45	1678,56	1470,45	917,19
	μ	0,400	0,375	0,350	0,375	0,400
HOBATHO	$E(N/m^2)$	$2,2.10^9$	$12,0.10^9$	$22,0.10^9$	$12,0.10^9$	$2,2.10^9$
	$\rho(Kg/m^3)$	900	1100	1800	1100	900
	μ	0,400	0,375	0,350	0,375	0,400

ED: Epífise Distal, IP: Interface Proximal, ID: Interface Distal, EP: Epífise Proximal, D: Diáfise.

3. RESULTADOS

3.1 Experimentais

No plano XY (Figura 1a) analisado, foram obtidos o segundo e o quarto modo de vibrar e no plano YZ (Figura 1a), foram obtidos o primeiro e o terceiro modo de vibrar. Os valores das frequências naturais dos quatro primeiros modos, da tíbia seca tratada e das tíbias úmidas direita e esquerda, estão apresentados na Tabela 3. Os resultados foram obtidos nos teste de impacto através de do Analisador de Sinais.

Os valores experimentais obtidos para as frequências naturais da tíbia humana foram utilizados para comparar com os resultados obtidos nas simulações utilizando o MEF.

Tabela 3: Valores das quatro frequências naturais das tíbias:

	Frequências Naturais (*Hz*)		
	Seca tratada	Umida direita	Umida esquerda
1	400	340	330
2	570	420	410
3	1156	960	930
4	1256	1260	1232

3.2 Simulados através do MEF

Os resultados para as frequências naturais e os modos de vibrar para os modelos 1 e 2, obtidos na simulação dinâmica utilizando o MEF, são mostrados na Tabela 4. A Figura 2 apresenta os quatro primeiros modos de vibrar flexíveis do modelo 1. Nesta figura o modelo é apresentado com a região distal girado de 180 graus.

A comparação entre os resultados obtidos nos ensaios experimentais de análise modal feitas nesta pesquisa e aqueles obtidas por Hobatho et al. (1991), mostra que os valores das frequências naturais são próximas quando esta comparação é feita para a tíbia seca tratada. Os valores das frequências naturais dos modelos 1 e 2 são mais próximos dos dados experimentais quando são usadas valores das propriedades mecânicas obtidos por Hobatho. Os resultados obtidos para as frequências naturais juntamente com os modos de vibrar estão mostrados na Tabela 4, estão apresentados também os valores dos mesmos parâmetros mecânicos utilizados por Hobatho et al. (1991).

Tabela 4: Valores das frequências naturais da tíbia humana, utilizando-se na simulação dos parâmetros mecânicos de (A) Shimano (1994) e de (B) Hobatho et al. (1991).

	Valores das frequências naturais *(Hz)*			
	(A)		(B)	
	Modelo 1	Modelo 2	Modelo 1	Modelo 2
1	*212,98*	*234,93*	*424,39*	*442,34*
2	*244,38*	*283,45*	*538,28*	*570,82*
3	*365,59*	*430,76*	*961,46*	*1079,61*
4	*402,06*	*502,21*	*1144,49*	*1322,39*

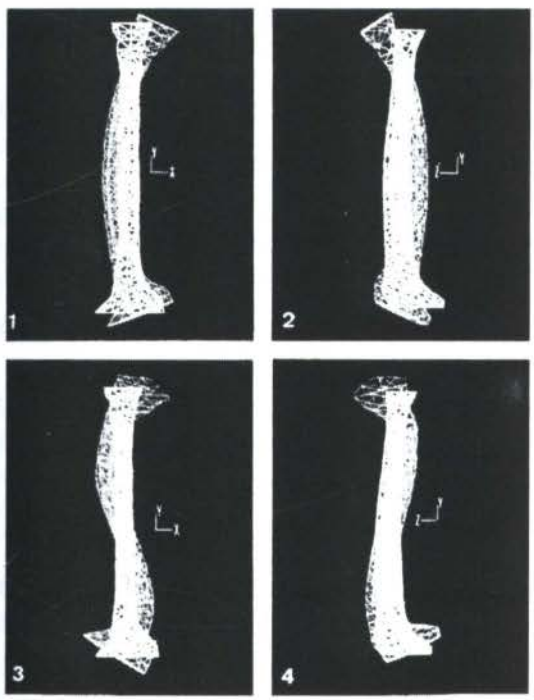


Figura 2: Modo de vibrar – modelo 1.

(1) 1° modo (424,39 Hz)
(2) 2° modo (538,28 Hz)
(3) 3° modo (961,46 Hz)
(4) 4° modo (1144,49 Hz)

4. DISCUSSÃO E CONCLUSÕES

Com o advento de alta tecnologia envolvendo uma diversidade de projetos, tem crescido a atenção por parte dos pesquisadores da área, na importância dos elementos do corpo humano. Nestes tempos atuais, houve grande evolução de vários tipos de tratamentos em Ortopedia e Biomecânica, bem como um forte desenvolvimento de materiais utilizados na proteção e conforto para as pessoas. Estes desenvolvimentos aconteceram devido à soma de informações, avaliando e observando a resposta do material à vibração e ao impacto. Entretanto, o projeto de cada tratamento ou equipamento está frequentemente baseado nas informações das respostas mecânicas dinâmicas do corpo humano. Estas respostas geralmente são de difícil obtenção e porisso este trabalho se propõe a contribuir com uma análise das propriedades mecânicas através de diferentes técnicas usadas nas várias áreas da ciência.

O trabalho proposto, onde há o envolvimento de aspectos teóricos e experimentais de áreas distintas do conhecimento, é de interface. O objetivo foi direcionar e sugerir propostas viáveis aos problemas encontrados. Este trabalho fez parte da tese de doutorado de Shimano (1994).

O osso não é homogêneo e nem isotrópico. Estas são algumas características que trazem maiores dificuldades no modelamento de ossos longos a serem utilizados nas simulações estáticas ou dinâmicas no MEF. Estes problemas também foram encontrados por Maron & Linden (1990).

Hoje, com o aumento da expectativa de vida, a osteoporose pode e deve ser prevenida e tratada. A prevenção e o tratamento desta doença podem ser realizados mediante detecção e diagnóstico precoce do mesmo. A metodologia proposta neste trabalho pode ser testada neste caso. Uma técnica não invasiva de diagnóstico "*in vivo*" é sugerida com a finalidade de ajudar no combate deste problema, através da análise modal experimental utilizando o martelo de impacto. Deve-se mencionar aqui que este tipo de ensaio foi realizado por: Saha & Lakes (1977), Wong et al. (1983), Cornelissen et al. (1985) e Christensen et al. (1986). Em 1994 Fellinger et.al., utilizaram esta técnica não invasiva, a fim de realizar o diagnóstico do tratamento de fraturas em tíbias humanas, tratadas por fixador externo.

Na análise dinâmica utilizando o Método dos Elementos Finitos, primeiramente foram simulados os modelos com módulos de elasticidade obtidos por Shimano (1994). Após estas simulações, verificou-se que os parâmetros mecânicos utilizados eram baixos. Concluiu-se que quando são utilizadas baixas frequências nos ensaios, obtém-se estimativas abaixo dos valores corretos para o módulo de elasticidade, na faixa de frequência de trabalho. Por isso, nos ensaios simulados foram utilizados os valores obtidos por Hobatho et al. (1991), com o objetivo de validar os modelos propostos. As respostas obtidas nos modelos projetados mostram que estão de acordo com o esperado e com o que a literatura apresenta.

O tipo de elemento (elemento sólido tetraédrico parabólico) utilizado nas simulações é diferente daqueles utilizados por Hobatho et al. (1991), que utilizaram 1077 elementos hexaédricos e 1606 nós. Os valores para as frequências naturais obtidos pelos autores citados e por este trabalho para os modelos 1 e 2 diferenciam no máximo em 10 %. Portanto, os modelos propostos justificam-se pela simplicidade e rapidez no processamento.

Comparando-se os modelos 1 e 2, verificou-se que os valores das frequências naturais são melhores no modelo 2, quando se aumenta o número de regiões, o que obviamente corresponde a uma melhor aproximação da realidade.

Os dois fatores que mais influenciaram nas simulações provavelmente foram a não homogeneidade da estrutura, contribuindo assim com outros tipos de esforços agindo nos

modos de vibrar, como por exemplo a torção, e os efeitos muito significativos das regiões interfaciais, onde não são bem definidos os tipos de estruturas e materiais.

Um aspecto importante a ser citado e comentado com relação às regiões interfaciais é que nestas regiões as extremidades do canal intramedular foram modeladas como com descontinuidades (cantos) devido à própria geração automática de malhas, realizada pelo programa de computador utilizado. Estes cantos também influem nos modos de vibrar e nas frequências naturais dos modelos. Uma alternativa para melhorar o modelo seria gerar novos elementos nestas regiões com a interferência manual no processo de geração automática de malhas, o que pode-se fazer com a maioria dos programas de geração de malhas.

A não inclusão no modelo simulado dos efeitos de amortecimento é também uma fonte de diferenças entre os resultados experimentais e teóricos.

Entretanto, mesmo com todas estas dificuldades citadas, a análise modal experimental e o consagrado Método dos Elementos Finitos são técnicas adequadas para o elemento *estrutural* aqui estudado que é a tíbia humana.

5. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Beasupré, G.S.; Vasu, R.; Carter, D.R. & Schurman, D.J.: Epiphyseal-Based Designs For Tibial Plateau Components - II. Stress Analysis in the Sagittal Plane, *J. Biomechanics*, vol.19, n.8, pp.663-673, 1986.

Christensen, A.B.; Ammitzboll, F.; Dyrbye, C.; Cornelissen, M.; Cornelissen, P. & Van Der Perre, G.: Assessment of Tibial Stiffness by Vibration Testing *in situ* - I. Identification of Mode Shapes in Different Supporting Conditions. *J. Biomechanics*, vol.19, n.1, pp.53-60, 1986.

Collier, R. J.; Nadav, O. & Thomas, T. G.: The Ressonances Of A Human Tibia. Part I-In Vivo.*J. Biomechanics*, vol.15, N.8, pp.545-553, 1982.

Cornelissen, M.; Van Der Perre, G; Burny, F. & Muller M.: Madans- Percussion Technique: A Non-Invasive Vibration Analysis Technique To Monitor Fracture Healing. *Oxford Medical Engineering Series, Biomechanical Measurement In Orthopaedic Practice*, Oxford Scientific Publications-Claredon Press, 1985.

Doherthy, W.P.; Bowill, E.G & Wilson, E.L.: Evaluation Of The Use Of Resonant Frequencies To Characterize Physical Properties Of Human Long Bones, *J. Biomechanics*, vol.7, pp.559-561, 1974.

Fellinger, M.; Leitgeb, N.; Szyszkowitz, R.; Peitcha, G.; Passler, J.; Seggl, W. & Schanner, A.: Early Detection Of Delayed Union In Lower Leg Fractures Using A Computerised Analysis Of Mechanical Vibration Reactions Of Bone For Assessing The State Of Fracture Healing. *Arch. Orthop. Trauma Surg.*, vol. 113, N. 2, pp.93-96, 1994.

Hight, T.K.; Piziali, R.L. & Nagel, D.A.: Natural Fraquency Analysis Of A Human Tibia. *J. Biomechanics*, vol.13, pp.139-147, 1980.

Hobatho, M.C.; Darmana, R.; Pastor, P.; Barrau, J.J.; Laroze, S. & Morucci, J.P.: Development Of A Three-Dimensional Finite Element Model Of A Human Tibia Using Experimental Modal Analysis. *J. Biomechanics*, vol. 24, N. 6, pp. 371-383, 1991

Jurist, J.M.: In-Vivo Determination Of The Elastic Response Of Bone .I.Method Of Ulnar Resonant Frequency Determination. *Phys. Med. Biological*, vol.15, N.3, pp.417-426, 1970.

Marom, S.A.& Linden, M.J.: Computer Aided Stress Analysis Of Long Bones Utilizing Computed Tomography. *J. Biomechanics*, vol.23, N.5, pp.399-404, 1990.

Piziali, R.L.; Hight, T.K. & Nagel, D.A.: An Extended Structural Analysis Of Long Bones, Application To The Human Tibia. *J. Biomechanics*, vol.9, P.695-701, 1976.

Rakotomanana, R.L.; Leyvraz, P.F.; Curnier, A.; Heegaard, J.H. & Rubin, P.J.: A Finite Element Model For Evalution Of Tibial Prothesis-Bone Interface In Total Knee Replacement. *J. Biomechanics*, vol.25, N.12, pp.1413-1424, 1992.

Rapperport, D.J.; Carter, D.R. & Schurman, D.J.: Contact Finite Element Stress Analysis Of The Hip Joint. *J. Orthop. Research*, vol.3, N.4, pp.435-446, 1985.

Saha, S. & Lakes, R.S.: The Effect Of Soft Tissue On Wave-Propagation And Vibration Tests For Determining The *In Vivo* Properties Of Bones. *J. Biomechanics*, vol.10, pp. 393-401, 1977.

Shimano, A.C.: *Análise das Propriedades Geométricas e Mecânicas de Tíbia Humana: Proposta de Metodologia.* São Carlos, Tese de Doutorado, 254p., 1994, Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo.

Thomsen, J.J.: Modelling Human Tibia Structural Vibrations. *J. Biomechanics*, vol.23, N.3, pp.215-228, 1990.

Van Der Perre, G.; Van Audekercke, R.; Martens, M. & Mulier, J.C.: Identification Of In-Vivo Vibration Modes Of Human Tibiae By Modal Analysis. *J. Biomechanical Eng.*, vol.105, pp.244-258, August, 1983.

Van Der Perre, G.N. & Cornelissen, P.: On The Mechanical Ressonances Of A Human Tibia, *J. Biomechanics*, vol.16, N.7, pp.549-52, 1983.

Wong, F.Y.; Pal, S. & Saha, S.: The Assessment Of *In Vivo* Bone Condition In Human By Impact Response Measurement. *J. Biomechanics,* vol.16, N.10, pp.849-856, 1983.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1269

MECHANICS OF FACIAL AGING

FABIANA R. LETA[1,4], AURA CONCI[1,2], DJENANE PAMPLONA[3], HANS WEBER[4] & IVO PITANGUY[5]
[1] *Departamento de Engenharia Mecânica,* [2] *Pós-Graduação em Computação Aplicada e Automação - CAA, UFF - Universidade Federal Fluminense*
CEP 10-240 Niterói, RJ, Brasil - E-mail: fabiana, aconci@caa.uff.br
[3] *Departamento de Engenharia Civil,* [4] *Departamento de Engenharia Mecânica,*
[5] *Departamento de Cirurgia Plástica, Pontificia Universidade Católica do Rio de Janeiro*
CEP 22453-900 Rio de Janeiro, Brasil - E-mail: djenane@civ.puc-rio.br, hans@mec.puc-rio.br

Abstract

This paper presents a model for face aging, that uses a warping technique to emulate the aging changes. The implemented process considers the age features of selected parts of a face such as the face outline and the shape of the lips. These age features were obtained by measuring the facial regions of women that have been photographed throughout their lives. We propose a new method to define the aging parameters based on mechanics analysis and than graphically represents the age effects.

Keywords

Facial aging, mechanics of aging, warping, biomechanic / envelhecimento facial, biomecânica, mecânica do envelhecimento.

1. INTRODUCTION

Nowadays, many different areas such as Plastic Surgery, Dermatology, Social Science and Art are interested in the understanding of the facial aging. In Plastic Surgery area, the obtaining of an accurate model of the aging process is fundamental, for finding a way to control this process mechanically and also for the improvement of the face lifting techniques.

The Biomechanic Science is also interested in quantify the aging action, defining the facial aging as a biological and mechanical phenomenon. Thus skin transformations during the aging process can be classified as an answer of the skin to some external actions such as the stress. These external actions can be measured by the narrowing of the lips, the formation of the Nasogenian fold, the enlargement of the ear and also by the decay of the palpebral and lateral pouches of the face and the eyelids.

There are multiple mechanisms of aging that may be pointed out here as follows: the atrophy of the osteocartilages; the lost of elasticity (skin enlarges and become thinner) and bones diminish. All of these factors result in excessive covering for less content, causing the wrinkling process and decay of the skin (Pitanguy *et al.*, 1996).

Yousif *et al.* (1994) tried to study the relationship between age and the nasolabial fold without conclusive results. Burt and Perret (1995) studied the visual cues to age, like wrinkles, color of hair, texture of skin, and others. Their research builds on techniques of caricaturing. Both works report a quantitative study of aging but none of them define a method to model the aging phenomenon.

The aging face is affected by some other factors such as genetics, financial and cultural. The process of aging is related to substantial numbers of internal and external factors, therefore this research was restricted to middle class, not too exposed to the sun, Caucasian women. We suppose that, if it was possible to find and analyze aging parameters in this

universe, further studies could be made for other groups. The outline of this work is to quantify aging parameters in this selected universe that can be extended to other social groups. The choose of this sample was based on the facility to find photographs of women at different ages in Plastic Surgery Clinics.

In the present work we are interested in the effects of the aging in faces. These final effects were quantified and graphically represented in facial images. We used an original image measurement method to quantify the facial changes due to aging (Pitanguy *et al.*, 1996). The main objective of the presented application is to model the aging of women's faces based on the concepts of warping techniques we applied prototype functions to modify facial features.

2. METHODOLOGY

2.1. The Aging Parameters

In order to create a model for face aging we defined adequate aging parameters. The analysis of these data is not trivial, since the magnitude of each parameter is defined by a personal size.

The aging parameters used in this paper have been obtained by measuring some facial regions on women who were photographed throughout their lives (from 20 to 65 years old). The work was done on a population of 50 persons measured at two different ages, with a difference of at least 5 years. The purpose of this task was to obtain quantitative information about the process of aging, allowing to identify a pattern of change in those parameters. A strong correlation between age and parameter changes was verified (Leta *et al.*, 1996a).

Not every parameter could be measured on all patients. That is because the photographs were not ideal, in spite of all special care to keep the same distance and style of illumination, and since some of them were quite old.

The parameters chosen to be measured in frontal photographs are:

* Height of the forehead
* Palpebral pouches
* Slough of the eye-lids
* Elongation of the nose
* Nasogenian fold
* Ptosis of the central mid-facial tissues
* Width of the lips
* Lateral pouches of the face
* Length of the ear

In order to measure the aging parameters we scanned the frontal photographs of the selected group. Each woman have been photographed along her life. As we are interested in look for the differences in these photographs according to aging, we use reference measurement that doesn't modify with aging, the distance between pupils. All linear measurements of the frontal face are normalized when divided by the distance between pupils.

2.2. The Aging Curves

In order to put data from different faces with different photographic magnifications in the same database, it was necessary to define a normalization and a scaling. The main point of this

paper is to introduce a general curve by defining increase (or decrease) in the aging parameters.

We have a sample of measured parameters of several patients at different ages. In order to obtain generic curve let Y_i' be a generic parameter measured on patient i at two different ages t_{1i} and t_{2i} , so our aim is to define a general aging curve $u(t)$ for each parameter, regardless patient. The measured Y_i' generates a sparse normalized database that has to be scaled in such a way that it makes a general curve possible.

Assuming the database of two patients, where t_{1i} and t_{2i} are the ages of patient i at the first and second measurements Y_i' , $yi(t)$ represents the curve for a generic aging parameter of patient i and $u(t)$ is the general curve for this generic aging parameter. Two possibilities of relating the patient curve $y_i(t)$ to the general one $u(t)$ can be considered, the proportional case:

$$u(t)=\#\#\#_i \cdot y_i \tag{1}$$

and the displaced case:

$$u(t)= \#\#\#_i + y_i. \tag{2}$$

Where $\#\#\#_i$ is a scaling factor not age-dependent but patient-dependent. In both cases we are considering that the curves obey the following simple rule:

$$\#\#\#_i = y_i(t_{2i}) / y_i(t_{1i})=u(t_{2i}) / u(t_{1i}) \tag{3}$$

or

$$\#\#\#_i = y_i(t_{2i}) - y_i(t_{1i})=u(t_{2i}) - u(t_{1i}) \tag{4}$$

to the proportional or displaced cases respectively, $\#\#\#_i$ is related to the ages that each patient was measured.

A combination of second-order polynomials, $p(t)$, with an inflection point t_c was chosen to approximate the above curve.

$$p(t) = \begin{cases} a_1 t^2 + b_1 t + c_1 ..... t \le t_c \\ a_2 t^2 + b_2 t + c_2 ..... t \ge t_c \end{cases} \tag{5}$$

Since $p(t)$ should be continuous at t_c, the following conditions must be obeyed:

$$\begin{aligned} a_1 t_c^2 + b_1 t_c + c_1 &= a_2 t_c^2 + b_2 t_c + c_2 \\ 2a_1 t_c + b_1 &= 2a_2 t_c + b_2, \end{aligned} \tag{6}$$

to have t_c as an inflection point with the same rate of slope change on both sides, $a_1 = -a_2$, , then:

$$\begin{aligned} c &= c_1 = 2a t_c^2 + c_2 \\ b &= b_1 = b_2 - 4at_c \\ a &= a_1 = -a_2, \end{aligned} \tag{7}$$

Placing (7) in (5) it is possible to write:

$$p(t)=\begin{cases} a\ t^2+b\ t+c \ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots t\le t_c \\ -a\,t^2+(b+4a\,t_c)\ t+c-2a\,t_c^2 \ldots . t\ge t_c \end{cases} \tag{8}$$

If the polynomial $p(t)$, which shall approximate the general curve $u(t)$, responds according to the proportional rule (3) we can rewrite :

$$a(F(t_{2i})-F(t_{1i})\eta_i)+b\,(t_{2i}-t_{1i}\,\eta_i)+c(1-\eta_i)=0 \tag{9}$$

If the polynomial behaves according to the displaced rule (4) we can rewrite:

$$a(F(t_{2i})-F(t_{1i}))+b(t_{2i}-t_{1i})=\eta_i \tag{10}$$

where:

$$F(t)=\begin{cases} t^2 \ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots t\le t_c \\ -t^2+4tt_c-2t_c^2 \ldots\ldots\ldots\ldots t\ge t_c \end{cases} \tag{11}$$

that lead to a system of linear equations with three unknowns a, b, and c with N equations, where N is the total number of patients.

With the arbitrary assumption that $p(t_{10})=1$ in the proportional approach, in order to eliminate the homogeneity, and $p(t_{10})=0$ in the displaced case, so to eliminate the singularity of the matrix, then:

$$a(F(t_{20}))+b(t_{20})+c=\eta_0 . \tag{12}$$

To solve the equation system, we should look for a polynomial that best fits our points, Y_i' . Using the least square method to obtain the coefficients a, b and c, we get a polynomial to describe each aging parameter.

When the polynomial $p(t)$ is used to describe $u(t)$, the error is:

$$E_{rr}=\frac{\sum_{i=0}^{N-1} e_{ri}}{N} \tag{13}$$

$$e_{ri}=(p(t_{1i})-u(t_{1i}))^2+(p(t_{2i})-u(t_{2i}))^2$$

since

$$y(t_{ji})=\frac{u(t_{ji})}{\gamma_i}\cong\frac{p(t_{ji})}{\gamma_i} \tag{14}$$

e_{ri} must be minimized with respect to $\#\#\#_i$. Putting (14) in (13) and differentiating with respect to $\#\#\#_i$ we obtain :

$$\gamma_i = \frac{p(t_{1i})Y'^2(t_{1i}) + p(t_{2i})Y'^2(t_{2i})}{Y'^2(t_{1i}) + Y'^2(t_{2i})}$$
$$\gamma_i = \frac{(p_m(t_{2i}) + p_m(t_{1i})) - (Y'^2(t_{1i}) + Y'^2(t_{2i}))}{2}. \quad (15)$$

to the proportional and displaced cases respectively.

To describe the data of one parameter Y_i' through the general curve $u(t)$, several possibilities have to be analyzed, as the curve $u(t)$ can be ascendant or descendant and the inflection point can be at several ages. For each of the combined possibilities above, a curve $u(t)$ is obtained, and the best fitting curve $\hat{U}(t)$ will be considered the one with the least error.

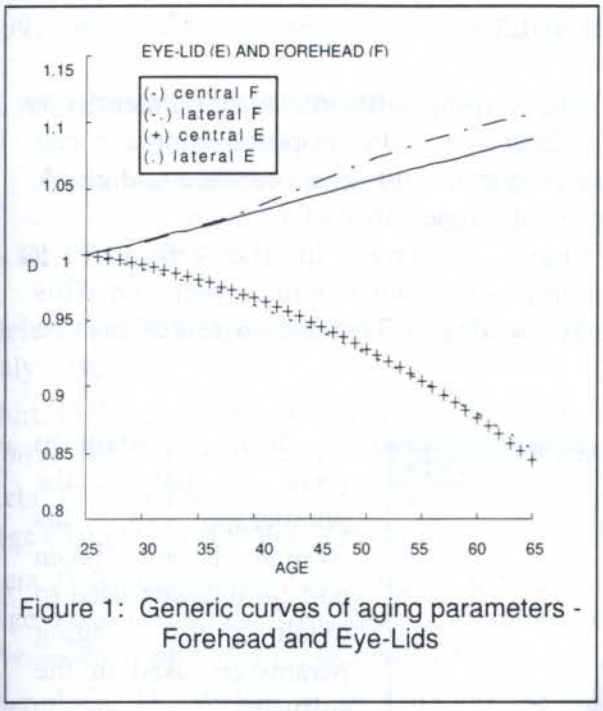


Figure 1: Generic curves of aging parameters - Forehead and Eye-Lids

The obtained curves for each aging parameter are second-order polynomials fitted by the least squares method. Figure 1 exemplifies the curves controlling the behavior of the frontal region. The continuous and the dashed-dotted lines control the aging of the forehead. The point and the cross lines control the aging of the eye-lids. Other curves can be found in Pitanguy *et al.*, 1996.

2.3. Facial Warping Considering Aging

The digital technique of distorting an image is called warping. The frequently used warping algorithms transform an image based upon contour interpolation. The in-between images are generated by a color pixel variation plus a bi-dimensional mapping applied over the two previous images (Beier *et al.*, 1992).

To promote an image distortion we must define a source and a target line over the images, called control lines. In our case the target line is calculated by polynomial interpolation based on aging curves. These lines describe the mapping process in between pixels. In the warping method the source line is interpolated to a new position generating an unknown image. This image is the result of the application of the numerical modeling of frontal facial aging. Each pixel of the image is mapped to new positions by the warping process resulting in a new image. In this work we used polynomial interpolations based on facial aging parameters.

Thus, a delineation mask is created by these isolated regions and then applied to the face image after some adjustments.

To apply the parameters presented in (2.2) the face is divided in regions considering the aging changes (Figure 1). The *frontal region* (*A*) is limited by the eye-lids and the forehead control lines. The distances between these limits enlarge with forward aging. *The orbitary region* (*B*) is one of the most important aging parameters because a great number of wrinkles appears and the palpebral pouch increases. In *nasal region* (*C*) is observed an enlargement of its contour. The *orolabial region* (*D*) is defined by 2 horizontal control segments bounding

the upper and lower lips and other 2 segments that define the nasogenian fold. The lips become thinner and the nasogenian fold deeper and larger. The *mental region* (*E*) have 8 control segments, that define the low limit of the face and descend with aging. The *region of the ear* (*F*) presents the strongest effect related to aging.

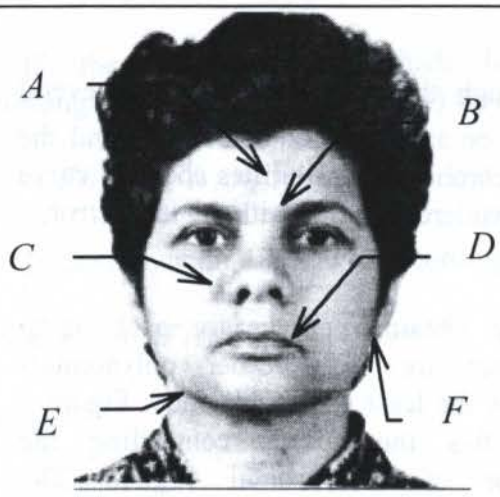


Figure 2: Principal facial regions considering aging

The control lines that define these regions have been used in the warping process. The implemented software automatically defines the standard mask that will be fitted to each image by the user. These lines exhibit different behavior that will characterize the aging curves (Leta *et al.*, 1996b).

3. RESULTS

The warping software was implemented in the C language. The proposed approach can either predict the future appearance and check the previous appearance of a person.

Figure 3 shows in the left side a photograph of a woman with 28 years old. This image was manipulated generating a new image (right side). That image represents the woman with 47 years old.

Figure 3 - Results of the Facial Aging Warping

It is important to point that the photograph of this woman hadn't taken part on the data used to obtain the aging parameters used in the software.

In order to show the validity of the model and methodology presented in this paper, we compared the photograph of the same woman with 47 years old (Figure 2). We may note some important aspects of aging, such as the decrease of the lips and the increase of the face contour.

4. CONCLUSION

The present method relies on statistics analysis applied over photographic images. Mathematical functions are specified for each facial region. These regions are related to the anatomy of the facial aging and have their own behavior. The applied functions are non-linear and describe the results of measurements in a selected group of middle-class Caucasian

females. For each image the regions that characterize the age changes of the woman were measured. Curves are generated to represent numerically the aging of the various facial regions by using the proposed model. We showed that based on the measured curves it is possible to represent a woman at different ages preserving her identity.

This paper concerns in obtaining aging parameters and some general law to time dependence, in a way that after measuring and normalizing a photograph of a person it would be possible to predict, with a known amount of errors, the looks of that person within some years. It was successful in its purpose and a representative amount of patient data behaved sufficiently near the general aging curve of each parameter.

This paper takes the results of the first step to describe the aging process of the face. We know that biological date are generally quite difficult to represent mathematically, for that reason we propose a methodology to measure this biological and mechanical phenomenon. Understanding this process it is possible to note the behavior of the aging (Pamplona *et al.*, 1997) and also study some methods to prevent the facial aging.

5. ACKNOWLEDGMENTS

We are grateful to FAPERJ, CNPq and CAPES for the financial support.

6. REFERENCES

Beier, T. & S. Neely, "Feature-Based Image Metamorphosis", *Computer Graphics ACM*, 26,2, July 1992.

Burt, D. M. & Perret, D. I., Perception of age in adult Caucasian male faces, *Proceedings of The Royal Society of London B*, 259, pp. 137-143, 1995.

Leta, F. R., Conci, A., Pamplona, D. & Pitanguy, I., Warping of Women Faces Considering Age Change, *COMPUGRAPHICS'96,* pp. 100-104, December 1996a.

Leta, F. R., Conci, A., Pamplona, D. & Pitanguy, I., Manipulating Facial Appearance Through Age Parameters, *IX SIBGRAPI - Brazilian Congress of Computer Graphics and Image Processing*, pp.167-172, October 1996b.

Pamplona, D., Weber, H. & Giuntine, M. E., The action of gravity in facial aging, *3rd International Symposium on Computer Methods in Biomechanics & Biomedical Engineering,I* June 1997.

Parke, F. I. & Waters, K., *Computer Facial Animation,* A. K. Peters Ltd., USA, 1996.

PITANGUY, I., LETA, F. R., PAMPLONA, D. & WEBER, H. I., Defining and measuring aging parameters, *Applied Mathematics and Computation* -September, 1996.

Pitanguy, I., Quintaes, G. de A., Cavalcanti, M. A. & Leite, L. A. de S., Anatomia do Envelhecimento da Face, *Revista Brasileira de Cirurgia*, Vol 67, 1977.

Psillakis, J. M. & Lucardi, V., Proporções estéticas da face, *Cirurgia Crânio Maxilo Facial - MEDSI.* pp.. 297-309, 1987.

Rowland, D. A. & Perret, D. I., Manipulating Facial Appearence through Shape and Color,, *IEEE Computer Graphics and Applications*, setembro 1995.

Yousif, N. J. et al., The nasogenian fold: A photogrammetric analysis, *Plastic Reconstruction Surgery*, pp. 70-77, 70, 1994.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1323

A 4-Dimensional Model of The Human Heart

Edilberto Strauss
Universidade Federal Fluminense - UFF/CAA
Rua Passo da Pátria, 156 Bloco E Sala 350
CEP: 24.210-240 - Niterói - RJ - Brazil
e-mail: strauss@caa.uff.br

Peter Burger
Imperial College of London
180 Queen's Gate
London - SW7 2BZ - UK
e-mail:pb@doc.ic.ac.uk

Abstract

The development of a four-dimensional solid modeling system is described. The applied technique provides three-dimensional visualization and animation of the human heart during its activated phase (the cardiac cycle). The modeling procedure is based on medical data-images generated by a magnetic resonance (MR) scanner. The visualization of the moving heart is based on a new approach for modeling dynamic free form objects which is particularly suitable for animation. The animation procedure is done by a volumetric morphing technique described as topological merging.

Keyword
Heart Modelling, 4-Dimensional Modelling, Animation, Visualization, Dynamic Modelling.

1 Introduction

Medical tomographic equipment such as Computer Tomographer (CT), Magnetic Resonance scanners (MR) and Echocardiography (EC) are able to provide a noninvasive method for evaluating functional characteristics of the heart. The functional evaluation is done by generating planar images (2D) of the heart as a function of time during the cardiac cycle. When the measured data is multi-planar, the reconstruction of the moving heart in three dimensions becomes possible.

The use of 3D computer graphics techniques has proved to be useful to generate the desirable representation of the heart and its coronary system. A variety of techniques have been published which are able to generate valid models for the human heart in its activated phase (Bardinet, 1996) (Laschinger, 1995) (McVeigh, 1995) (Pirolo, 1993) (Shi, 1994) (Young, 1992).

A Solid Modeling System has been developed, based on a technological cooperation between Universidade Federal Fluminense (CAA) and Imperial College of London (Department of Computing), to promote the real time visualization and animation of the human heart based on MR data-images. The heart model is defined by three main volumes: epicardium, left and right ventricular cavities. In this paper we will present our modeling techniques and some preliminary results obtained using an actual MRI data set.

2 Generating First-Order Parametric Continuity Free Form Surfaces

Since our aim is to animate, execution time is an important consideration. Thus, we have selected a mathematical method which preserves the first-order parametric continuity of surfaces (C^1).

The second-order polynomial blending method (Burger, 1994) is similar to the parabolic blending method proposed by Overhauser (Overhauser, 1968). The idea of this method is defining a set of four points

P_{i-1}, P_i, P_{i+1}, P_{i+2} over the bi-dimensional space, the curve interpolating the points Pi and P_{i+1} is defined by blending two second-order polynomials defined by the outer three points (P_{i-1}, P_i, P_{i+1} and P_i, P_{i+1}, P_{i+2}). Thus, a C^1 curve is generated by blending the two second-order polynomials and making a re-parameterization (P(0) = P_i and P(1)=P_{i+1}).

The blending technique can also be applied to define a closed free form surface with C^1 parametric continuity guaranteed everywhere. Considering that a 3D surface can be generated by a process of revolution. Thus, an object with topology equivalent to a sphere can be generated by revolving a closed 3D curve over another 3D closed curve.

3 Modeling Free Form Objects

We are working with an efficient technique to model free form objects while keeping their topology and parametric continuity intact during the actual modeling procedure. The implemented method divides the solid modeling process into two-levels of abstraction: *lower* and *upper*. The *lower* level is related to the traditional modeling, where a solid is generated from its boundary definition (B-Rep representation). In this level a *real object* is composed exclusively of planar faces.

The *upper* level defines an object by a C^1 closed interpolated surface which can be considered as an *abstract object*. The *abstract object* is defined by an association of the two parameters (u, v) and the polygon net of the closed interpolated surface.

In order for the upper abstract modeling level to be feasible, we propose a break with the traditional planar boundary concept, creating a Free Form Boundary representation model (FF-BRep model). The *abstract object* will be modeled according to the proposed FF-BRep, where the basic topological entities still be existing, but now over a new geometric approach. Each patch of the polygon net is associated with a piece of the closed surface, generating a free form face (ff-face). Each patch edge is associated with a curve over the closed surface, generating a free form edge (ff-edge). Each polygon net vertex (its 3D geometric information) will be associated with the surface parametric (u, v) information, defining a free form vertex (ff-vertex).

There are two main advantages in the use of this method. First, this method synthesizes the modeling process of an object with highly complex shape where just few control points are needed to define the surface. Secondly, any mathematical procedure applied over the modeled object will be simplified because of the 2D object definition.

4 System Description

The implemented system provides an animated rendering of the dynamic human heart behavior as the data generated by Magnetic Resonance Imaging (MRI) equipment. It can be divided into three subsystems: Data Acquisition and Optimization (DAO); Solid Modeling Technique (SMT); and Visualization and Animation (VSA). The subsystems are described below:

4.1 Data Acquisition and Optimization (DAO)

A MRI multiple slice technique is used to generate a medical data set of the human heart. Setting a 3D system over the heart (xyz system), a data slice set is generated parallel to the three main planes of the xyz system (xy, xz, and yz planes). Hence, a contour detection process (segmentation procedure) is applied over each image-slice containing geometric information of the epicardium and the two ventricular cavities.

4.1.1 The Image Segmentation Procedure

The segmentation of each volume of the heart is defined by the propagation of a closed contour which is defined by a deformable closed spline curve. We must observe that the closed spline is also defined by the second-order polynomial blending method as described on section 2.

The propagation algorithm operates according to the active contour model or *snakes* approach (Kass, 1987). During the contour detection process, the actual propagation (motion) of the spline curve is controlled by a minimization procedure of the general image energy formulation. The general image energy can be describes as:

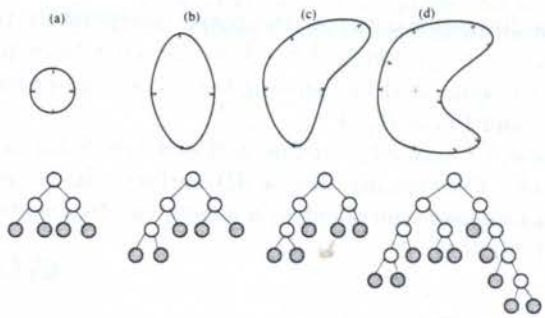


Figure 1: *The angular-spatial contour expansion scheme.*

Figure 2: *The segmentation procedure applied to a sequence of actual MR images during the cardiac cycle.*

$$E = \sum_{u=0}^{n-2} \int_{u}^{u+1} [E_{int}(c(v)) + E_{image}(c(v))]\, dv \tag{1}$$

Where: n is the number of control points; E_{int} is the internal energy of the curve ($E_{int} = [\dot{c}(u)]^2$); E_{image} is the image energy defined by an intensity of pixels analysis($E_{image} = \frac{1}{2}(I(x,y) - [\nabla I(x,y)]^2)$).

The actual propagation of the spline curve is done by a minimization scheme of the general energy formulation (Equation 1) added to a re-sampling procedure. The re-sampling procedure allows the curve to increase the number of control points which is necessary to describes the desirable contour. Based on the energy minimal procedure, the curve starts to expand (or contracts) until the energy equilibrium is reached. Then, the internal energy of each partition of the curve between the control points is analyzed to ensure that its value is within the range of an image energy target value.

Defining the resolution of the image as M x N, the image energy target value can be described as an energy goal value which is defined according to the average intensity analysis of the pixels in the slice-image, as shown in Equation 2.

$$I_{goal} = \frac{\sum_{y=0}^{M} \sum_{x=0}^{N} I(x,y)}{MN} \tag{2}$$

Figure 1 describes the segmentation procedure by the proposed contour propagation method. The initial contour is defined as a circle (spline) described by four points (Figure 1.a). The curve expands because of the minimal energy equilibrium approach (Figure 1.b). A new control point is added based on the partition image energy analysis (Figure 1.c). This procedure is repeated until the total energy equilibrium is reached (Figure 1.d). Figure 2 shows the described segmentation procedure applied to a sequence of actual MR images.

4.1.2 The Data Optimization

After the image segmentation process, the entire 2D data set are mapped into the 3D system, and than it is reprocessed according to our topological knowledge of the heart. As a result of this data optimization

procedure, a *pure* data set is generated with all the geometric information necessary to create the dynamic model.

4.2 The Solid Modeling Technique (SMT)

The main application of the proposed system is the visualization and simulation of the human heart during its beating cycle. The dynamic model is generated based on geometric information described on the *pure* data set (DAO sub-system) . For our proposition be feasible, we developed a four dimensional solid modeling technique based on the superposition of functions approach to describe a moving object (the dynamic human heart).

The superposition of functions approach defines a moving solid as a static object being transformed by some time-dependent affine transformations. By considering a solid as a mathematical function. Adding it to the observation that moving an object is a time varying process over the 3D space. Hence, we can easily make solids moving, and change shape, by introducing a fourth coordinate which specifies the time t. Thus, define a solid in a 4D space can be considered as defining a function for a moving solid (dynamic object).

A time-dependent affine transformations can be specified by a mathematical formulation. For example, a time-scaling transformation can be easily defined by a mathematical function which controls the acceleration and deceleration of the deformation of the modeled object.

The beating cycle can be divided into intervals of time. We must observe that the cardiac cycle is divided into two states: systole (contraction) and diastole (expantion). Then, the beating heart can be mathematically defined by a Cartesian product between the heart model, at the begin of systole (static heart model), and a time-dependent transformation function.

We must observe that the static heart model (begin of systole) is modeled by the proposed free form solid modeling technique described in section 3. Thus, the beating heart can be modeled by a set of time-dependent transformation functions directly applied over the *abstrac* object, which is defined over the uv parametric space. Hence, the implemented 4D modeling process is actually a 3D procedure. The dynamic heart model is defined by its uv parametric information added to a time-dependent variable t.

4.3 Visualization and Animation (VSA)

The actual animation of the moving solid is based on the concepts of standard animation (Thalmann, 1985). The animation comprehend of a *sequence* that defines a specific action. In our case, a sequence specifies the actual animation of the heart during the cardiac cycle.

In animation, each sequence consists of a series of *scenes* that are generally defined by a certain location of characters. The implemented 4-dimensional modeling procedure defines a static object at the begin of the systole that is moved/deformed over the 3D space by a set of time-dependent affine transformation functions. For each step of the cardiac cycle, a new static solid is generated in a different position over the 3D space. Then, the varying location of the heart during its beating cycle specifies the scenes of our animation sequence.

In our animation procedure, the scenes also specify the *key frames*. The actual animation comprehend of a sequential display of frames placed between key frames. Each *in-between frame* specifies a new position of the character (heart) during the animation sequence (the cardiac cycle).

In our implemented system, for each in-between frame, a new valid solid is generated based on a volumetric morphing procedure described as topological merging. The topological merging procedure combines the standard parametric deformation with both topological and geometric considerations. For this purpose, special operators were developed, which combines geometric deformations procedures with topological analysis.

The topological merging operators were developed based on the free form Euler operators. These operators are applied directly over the basic topological entities of the source object and promote the translation of either free form faces or edges, while keeping their connectivity and orientability. These special operators are able of either delete or include new topological entities. By a geometric analysis of faces and edges, new topological entities (new faces, edges and vertices) can be generated or either eliminate. This procedure guarantees both the topological and geometric consistency of the new solid throughout the in-between frame generation procedures.

To better understand the topological merging method, a bi-dimensional morphing scheme is presented in the Figure 3. We must observe the each object has a different number of topological entities (edges and vertices). At first, a mapping function specifies how the topological entities are linked. In our example, this

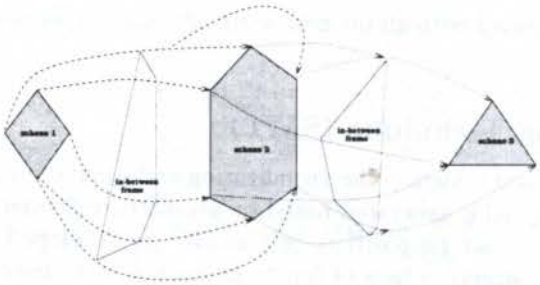


Figure 3: The topological merging scheme (2D).

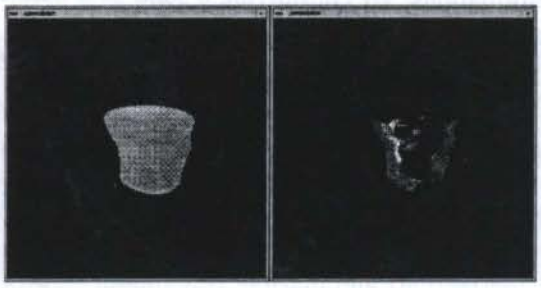


Figure 4: *(a) The accurate heart model. (b) Transparency is applied over the epicardium to permit the internal visualization of the two ventricular cavities.*

mapping function also specify the translation function. The in-between frames (new object) are modeled by adding or deleting topological entities. We must observe that throughout the morphing procedure, the topological and geometric consistency are guaranteed.

5 The Accurate Heart Model Generated by Actual Medical Data Set

A MRI multi-slice technique was used to generate a medical data set of the entire human heart. Setting a three-dimensional system (xyz) over the heart , a total of 20 data slices were necessary to describe its whole 3D geometry over one step of the cardiac cycle: 10 slices are parallel to the xy plane (horizontal plane); 5 slices parallel to the xz vertical plane (direction from right to left); and 5 slices are parallel to the yz vertical plane (direction from front to back).

For each generated slice, the described image segmentation procedure (Section 4.1.1) is applied to specify the contours of the three main parts of the heart (epicadium and the two ventricles). After the contour detection process, the entire 2D data is mapped over a 3D system (xyz). The 3D data set is re-processed according to the prior geometric and topological knowledge of the heart which generates the *pure* data set (section 4.1.2).

After the data optimization procedure, the *pure* data set is used to model the actived heart. The 4D modeling process is done by modeling the dynamic object based on the methods reported in section 4.2. The moving object is modeled by defining a static object at beginning of systole and a set of affine transformation functions which describe the motion/deformation of the heart.

After modeling the 4D object, the actual animation process is constructed. Each frame is defined by an in-between frame generation technique using the volumetric morphing procedure (section 4.3). The applied topological merging technique guarantees both geometric and topological consistency of the object throughout the animation procedure.

Figure 4 shows the heart model based on the actual medical data set in systole. A transparency is applied over the model to provide the visualization of the two ventricular cavities inside the epicardium. The system also displays the two ventricles as distinct objects (see Figure 5).

Because the object is also defined over 3D space, the user is able to apply special operations to obtain more information on the modeled heart. Applying the operation of *split object* by a specified plane, two new dynamic objects are generated which may produce a better visualization and motion analysis of the internal ventricular cavities (see Figure 6). After the *split object operation*, an *undo* operation must be

Figure 5: *The left and right ventricular cavities displayed as distinct objects*

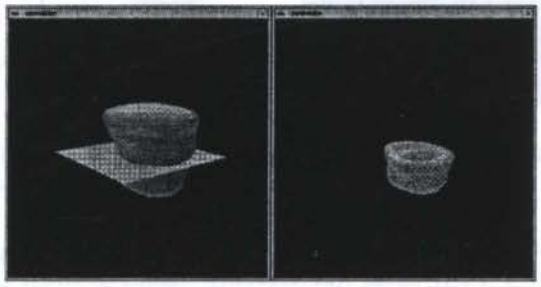


Figure 6: *The split-object operator applied to the modeled heart: (a) the 3D modeled heart cut by a plane. (b) the split object showing the internal ventricular cavities.*

applied to restore the actual model of the heart.

6 Bronchoscope Simulation

The applied modeling technique defines the free form object by its boundary representation. Special Euler operators were implemented which generate new free form topological entities during the modeling process. These operators define the object boundary representation (free form) while keeping their topological consistency.

In the way that the free form Euler operators were defined, the representative power of the system can be extended to model either static or dynamic objects with topology equivalent to n-tori. The static characteristic can be specified by setting the matrix, which defines the transformation function of the dynamic solid formulation, to be an identity matrix.

To demonstrate the versatility of the system we applied it to the simulation of a bronchoscope. The synthetic model of the bronchus was generated by modeling five free form solids, each topologically equivalent to a simple torus (see Figure 7). The modeling procedure of each branch was done by defining a set of closed curves displayed over the 3D space as shown in Figure 7.a. These closed curves define the cross-section of each modeled branch. The actual modeling procedure of the toroidal branches was done following the technique described in Section 3.

The final synthetic bronchus model is defined by an object topologically equivalent to a 4-torus. This complex object is modeled by free form Boolean operations of union between the five modeled branches (see Figure 8).

Because the modeling process is actually defined over the parametric space (upper modeling level - Section 3), the complex object is automatically generated keeping C^1 parametric continuity everywhere, simplifying the modeling process and generating one single smooth free form object.

The system also provides a walk-through procedure inside the modeled object, simulating the bronchoscope navigation over the modeled branches. The internal navigation is done by a kinematic toolkit

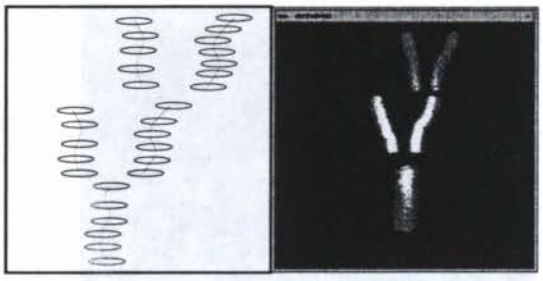


Figure 7: *The modeling free form objects topologically equivalent to a 4-torus: (a) the scheme showing the cross-section definition. (b) the final objects.*

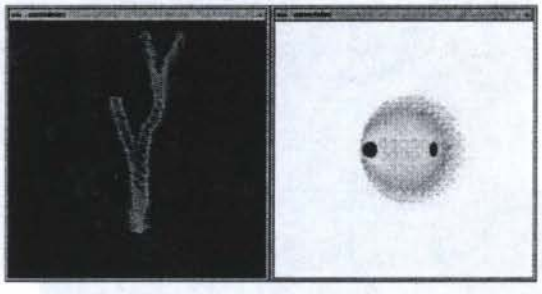


Figure 8: *Bronchoscope Simulation: (a) modelled object topological equivalent to 4-torus. (b) navigation inside the modeled object.*

provided by the system. The walk-through procedure is done by a set of affine transformations applied over the modeled free form object.

7 Conclusion

The implemented system has proved to be efficient to promote the visualization and animation of the dynamic heart. The techniques applied to generate the 4D model produced visualization and animation feasible to show the highly complex heart movement with moderately priced graphics equipment.

We believe that the system will be helpful to understand the human heart behavior and the perception of some heart diseases. Nowadays, the geometric and functional analysis of the heart is done over 2D (possibly animated) images, requiring highly developed skills. With the 4D model some information will be easily obtained such as the internal blood volume analysis which could be also an indication of heart disease. The geometry and motion analysis of the model could detect some heart abnormality such as tumors or areas affected by a heart attack (dead tissue), etc.

Of course there is much more work to be done to improve the characterization of the shape of the entire heart. To create a more realistic visualization/animation of the heart, a texture mapping process will be incorporated into the system using the rendering process to simulate fat tissues and capillary vessels observed on the epicardium of an actual human heart.

We still have to find a most efficient way to gather the geometric information from the MRI data. This will involve the discovery of an efficient way of assigning planes of measurement. We also hope to develop a more automatic contour detection process. If the problem of automatic contour specification from the MRI data set can be solved then we have hope to be able to provide a visual 4D representation of the heart during the actual scanning process.

8 Acknowledgments

This work was supported by grants from FAPERJ - Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado do Rio de Janeiro - Brazil.

9 References

Bardinet E., Cohen L. D. and Ayache N.; *Analysing The Deformation of The Left Ventricle of The Heart with a Parametric Deformable Model*; Institut National de Recherche en Informatique et en Automatique of France; Febuary 1996.

Burger P. and Gullies D.; *Interactive Computer Graphics: Functional, Procedural and Device-Level Methods*; Addison-Wesley; London, UK; 1994.

Kass M., Witkin A. and Terzopoulos D.; *Snakes: Actived Contour Models*; Proceedings of the First International Conference on Computer Vision; London, UK; 1987.

Laschinger J. and Vannier M., *et al*; *Non-Invasive Three-Dimensional Reconstruction of The Heart and Great Vassels by ECG-Gated Magnetic Resonance Imaging: A New Diagnostic Modality - Update*; Annais of Thoracic Surgery; pp 542-543; vol. 59; 1995.

McVeigh E.; *MRI of Myocardial Function: Motion Tracking Techniques*; IEEE Transactions on Medical Imaging; vol.11; n. 2; pp. 238-249; 1995.

Overhauser A. W.; *Analytic Definition of Curves and Surfaces by Parabolic Blending*; Ford Motor Company Scientific Laboratory; Tech. Rep no. SL68-40; May 1968.

Pirolo J. S., Bresine S. J., Creswell L. L., *at al*;*Mathematical Three-Dimensional Solid Modelling of Biventricular Geometry*; Annals of Biomedical Engineering; pp. 199-219; vol. 21;1993.

Shi P., Duncan J., *et al*; *Shaped-Based 4D Left Ventricular Myocardial Function Analysis*; Proceedings of The IEEE Workshop on Biomedical Image Analysis; pp. 88-97;IEEE Comp. Soc. Press; Seattle, WA, USA; 24-25 June 1994.

Thalmann N. M. and Thalmann D.; *Computer Animation - Theory and Practice*; Springer Verlag; Tokyo, Japan; 1985.

Young A. and Axel L.; *Non-Rigid Heart Wall Motion Usin MR Tagging*; Proceedings of IEEE Computer Society Conference on Computer Vision and Pattern Recognition; pp. 399-404; 20-23 Jun; Champaign, IL, USA; 1992.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1334

ENVELHECIMENTO FACIAL POR GRAVIDADE / *THE ACTION OF GRAVITY ON FACIAL AGING*

DJENANE PAMPLONA, HANS I. WEBER & PAULA CALUX
Departamento de Engenharia Civil, Pontificia Universidade Católica do Rio de Janeiro
Rua Marquês de São Vicente, 225 - Gávea
CEP 22453-900 - Rio de Janeiro, RJ -Brasil - E-mail: djenane@civ.puc-rio.br.

Abstract

From the photos of the American astronaut Shannon Lucid, it could be observed that she looked much younger without the gravitational field acting on the muscles of her face. Facial aging is a biological phenomenon but the facial movement of the skin during aging is also due to mechanics. The present research is a first step in identifying the mechanical forces responsible for facial deformation owing to time. With the use of a Nonlinear Finite Elements formulation in a facial mask with the mechanical properties of the skin, it was possible to discuss the effects of gravity in the mechanics of facial aging. A strong correlation between the effects of gravity and the behavior of the aging parameters of our recent work was found.

Keywords

Envelhecimento, Biomembranas, Elemento Finito.
Aging, Biomembranes, Finite Elements.

1. INTRODUÇÃO

Observa-se que a face muda com o tempo e alguns fatores que são decisivos neste processo foram identificados na literatura (Pitanguy, I. *et al,* 1977). Um dos principais é a atrofia das osteocartilagens, outro é a perda de elasticidade da pele que se afina, causando o processo de enrugamento e caimento da pele. O caimento das pálpebras, das bochechas e das bolsas palpebrais, a diminuição da espessura dos lábios, o aparecimento do sulco Nasogeniano e o crescimento da orelha e do nariz são alguns dos fatores que caracterizam o envelhecimento. A pesquisa para se obter um modelo adequado para estudar o processo de envelhecimento é fundamental não só para a melhora das técnicas cirúrgicas usadas no *face-lifting*, mas também na procura de um modo de prevenir o envelheeimento mecânico. Não é possível encontrar na literatura a definição das forças que provocam o envelhecimento.

Este trabalho relaciona-se por enquanto com a comparação qualitativa dos efeitos da gravidade agindo na face e as mudanças dos parâmetros de envelhecimento que foram definidos, medidos e discutidos em nosso trabalho anterior (Pamplona *et al*, 1996).

2. MATERIAL E MÉTODO

A pele é um material anisotrópico e inelástico (Fung Y.C., 1993), i.e., não existe uma relação unívoca entre tensão e deformação, onde pode ser observada relaxação, *creep* e

histerese. O material apresenta comportamento diferente no carregamento e no descarregamento. Para testar experimentalmente a pele usa-se o precondicionamento, aplicando diversos ciclos de carregamento até que a relação tensão-deformação seja reproduzível. A pseudo energia potencial de deformação $\underline{W}$, que é definida para materiais pre-condicionados, tem o mesmo significado termodinâmico da função de energia de deformação, W, e a expressão que se segue foi proposta para representar a pele (Fung Y. C., 1978):

$$\underline{W} = C_1 \exp[C_2(\gamma_{11}^2 + \gamma_{22}^2 + \gamma_{33}^2) + (C_3 + 2C_2)(\gamma_{11}\gamma_{22} + \gamma_{33}\gamma_{22} + \gamma_{11}\gamma_{33}) - C_3(\gamma_{12}^2 + \gamma_{23}^2 + \gamma_{31}^2) \tag{1}$$

onde: γ_{ij} são deformações e C's são constantes. Estas constantes eram desconhecidas para nós, mas foi possível obtê-las através da solução analítica de um problema bastante conhecido em que o campo de deslocamentos é prescrito em uma tira carregada por tração. Este foi o experimento desenvolvido por Daly (1982),

$$C_1 = 4.2\,MPa, \quad C_2 = 0.56 \quad e \quad C_3 = -0.67 \tag{2}$$

Em um elemento finito simplex, o campo de deslocamento é aproximado por funções lineares das coordenadas da configuração indeformada. Conhecendo-se as coordenadas dos pontos nodais da malha de elementos finitos é possível obter as funções de, Ψ_N, portanto o campo de deslocamentos pode ser escrito em função dos deslocamentos nodais:

$$u(x) = \psi_N u^N. \tag{3}$$

A Equação de Equilíbrio de um elemento finito de membrana com grandes deformações no estado plano de tensões (Oden J.T., 1972) é a seguinte:

$$\int_{v_0} t^{ij} \psi_{N,i} (\delta_{ij} + u_k^M \psi_{M,j}) dv_0 = p_N; \tag{4}$$

i, j=1,2 e M, N=1,2,3, e

sendo,

$$t^{ij} = \frac{\partial W}{\partial \gamma_{ij}}, \tag{5}$$

onde: γ_{ij} é o tensor de deformação de Green-Lagrange,

$$\gamma_{ij} = \frac{1}{2}\left(G_{ij} - \delta_{ij}\right) \tag{6}$$

e G_{ij} é o tensor métrico no sistema de coordenadas intrínseco. As variáveis representam respectivamente o segundo tensor de Piolla-Kirchhoff, as derivadas da função interpolação em relação às coordenadas, o tensor Kronecker-Delta, o campo de deslocamentos, o volume inicial do elemento e as forças volumétricas nodais.

Como o elemento finito usado é do tipo simplex, a integração das equações de equilíbrio dos elementos finitos é muito facilitada , reduzindo-se o problema à solução de um sistema de

equações algébricas não linear, que foi solucionado usando o Método de Newton-Raphson Modificado.

A simulação numérica foi conduzida discretizando-se uma máscara plana com proporções compatíveis com a de um rosto, usando-se uma malha triangular como mostrado na Figura 1. A força volumétrica agindo no elemento, sendo o peso próprio, foi considerada proporcional ao volume inicial do elemento finito. As condições de contorno escolhidas prevêem restrições nas duas direções nos apoios do contorno superior e em três pontos nodais.

3. RESULTADOS

O movimento do contorno da máscara de Elementos Finitos sob a ação do peso próprio pode ser verificado na Fig. 1, podendo-se verificar o caimento das pálpebras, a formação das bolsas laterais da face e o aumento da região do lábio superior. Comparando-se qualitativamente estes resultados com os parâmetros de envelhecimento definidos e medidos (Pamplona *et al*, 1996) pode-se verificar a importância da gravidade no processo de envelhecimento facial.

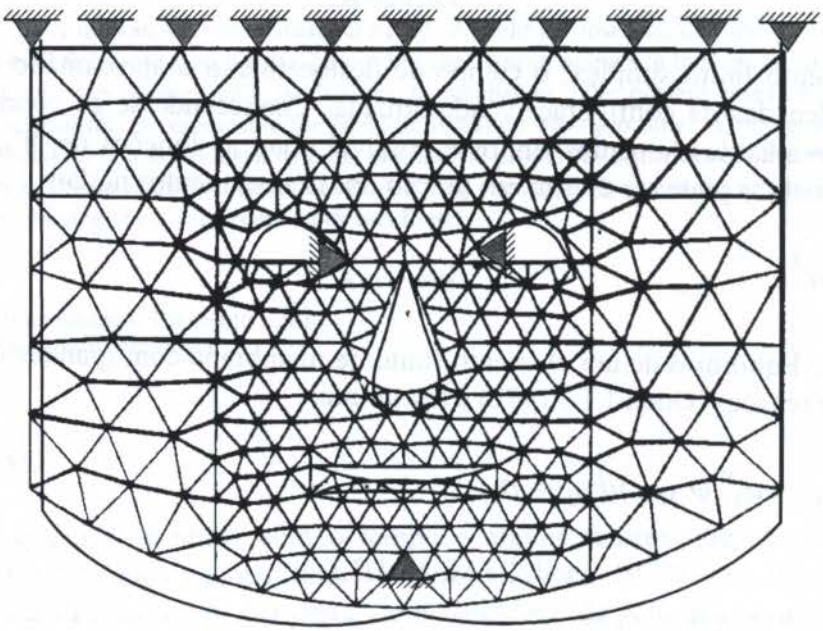


Figura 1: Malha da máscara de Elementos Finitos que representa a massa muscular da face e o movimento do contorno.

Os máximas tensões compressivas ocorrem nas regiões A e B; a região em que a máscara torna-se mais fina é C e mais grossa é D. Na região A existe compressão na primeira direção principal explicando a formação da ruga que ocorre na testa e nas extremidades da boca. Na região B ocorre compressão na segunda direção principal, explicando a existência do sulco Nasogeniano. A massa muscular fica mais fina na região C e mais grossa na região D; o que reforça a explicação da formação do sulco Nasogeniano e das bolsas palpebrais que aparecem sob os olhos.

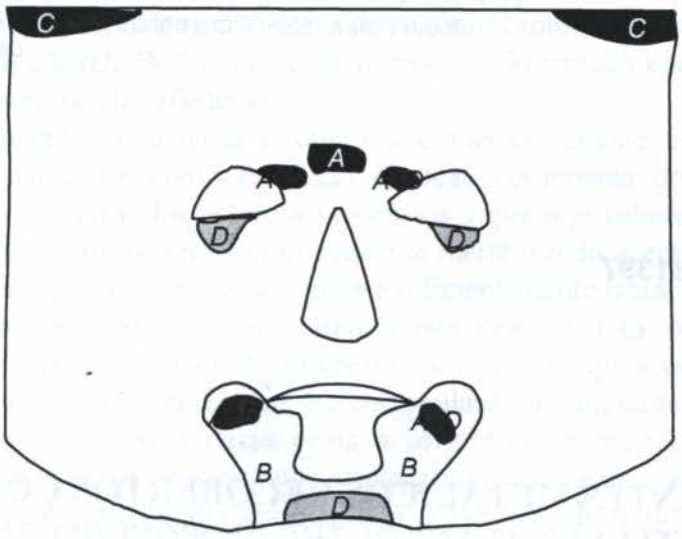


Figura 2: Regiões de tensões extremas (A e B) e espessura extrema (C e D).

4. DISCUSSÃO

Este trabalho é um primeiro passo no intuito de descrever o efeito da gravidade no processo mecânico do envelhecimento facial, usando um modelo de estado plano de tensões. Verificou-se uma forte correlação entre a ação da gravidade e a deformação da face ao longo da vida. No momento está sendo desenvolvido um modelo experimental com um material viscoso modelando a pele onde espera-se quantificar os resultados aqui encontrados.

O ponto principal desta publicação é introduzir a necessidade da identificação das causas mecânicas do envelhecimento facial. Até onde sabemos existe um completo desconhecimento do processo mecânico do envelhecimento em geral. Entendemos que este conhecimento conduzirá a uma melhora nos meios utilizados na tentativa de reverter o envelhecimento e, quem sabe, controlá-lo mecanicamente.

5. AGRADECIMENTOS

Ao CNPq e CAPES pelo suporte financeiro para este estudo.

6. REFERÊNCIAS

Daly, H.C. Biomechanics Properties of Dernis, *J. Invest. Derm.*, vol. 79, pp.17-19, 1982.

Fung, Y.C., On the Pseudo-elasticity of Living Tissues, *Mech T.*, vol. 5, pp.49-66, 1991.

Ogden, J.T., *Finite Elements of Nonlinear Continua*, MacGraw-Hill, 1972.

Pamplona, D.*et al.*, Defining and measuring aging parameters, *In: Appl. Math. Comp*, vol. 78/2,3, pp.217-227., 1996.

Pitanguy, I. *et al.*, Anatomia do envelhecimento da face, *Rev. Bras. Cir.*, vol. 67, pp.79-84, 1977.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1397

IMPLANTES METÁLICOS RECOBERTOS COM HIDROXIAPATITA/*COATINGS OF THE HYDROXYAPATITE ON THE IMPLANTS METALS*

ELIANA CRISTINA DA SILVA RIGO[1], LUCI CRISTINA DE OLIVEIRA[1], LUÍS ALBERTO DOS SANTOS[1], RAÚL GARCIA CARRODÉGUAS[2] & ANSELMO ORTEGA BOSCHI[1]
Departamento de Engenharia de Materiais - DEMa, Laboratório de Biocerâmicas - BioLab, Universidade Federal de São Carlos - UFSCAR - Rodovia Washington Luiz - Km 235 - CEP 13565-905 - São Carlos - S.P.,
e-mail: eliana@iris.ufscar.br[1]
Centro de Biomateriais - Universidade de Havana - Havana - Cuba
e-mail: biomat@comuh.uh.cu[2]

Abstract

Materials in current use as implants can be classified as bioinert, biotolerable, and bioactive depending on the nature of their interaction with the living tissues. Among the several materials employed in implantology metals deserve special attention because of their high mechanical strength. However, metals are biotolerable materials being not able to bind to bone. On the other hand, bioactive materials can form strong chemical bond with bone but fail under high mechanical loads. Hydroxyapatite is the main component of the bone mineral. It has been extensively studied as a bone graft material and its excellent bioactivity and osteoconductivity have been clearly established. However, hydroxyapatite grafting is only advisable in situations of low or only compressive loads because of its weakness. Numerous efforts have been made to combine the strength of metals and the biological properties of hydroxyapatite via coating procedures. Methods such as ion sputtering, plasma spray, sol-gel, electrolysis, and biomimetic procedures have been used.

In this work the authors present the above mentioned coating techniques and comment on their advantages and disadvantages. They also revise briefly the existing reports on hydroxyapatite coating on metals by the different methods.

Key words
Hydroxyapatite, Coating, Bioceramics, Calcium phosphate.
Palavras-chave
Recobrimento, Hidroxiapatita, Biocerâmicas, Fosfato de cálcio

1. INTRODUÇÃO

O uso de materiais cerâmicos e metálicos para a construção ou substituição de porções do tecido ósseo humano tem se tornado uma prática comum em diversas especialidades médicas nos últimos 20 anos. Isto tem contribuído fundamentalmente no desenvolvimento de cerâmicas e metais biocompatíveis. Entende-se como biocompatibilidade a propriedade de um

material de não provocar resposta imunológica do órgão receptor, ou somente provocá-la em um grau mínimo e aceitável. De acordo com o modo de interação com o tecido vivo, os materiais biocompatíveis se classificam em:

a) inertes: quando o material é química e mecanicamente estável e não libera moléculas, íons ou partículas como resultado da ação combinada dos fluídos do corpo humano, da atividade celular e dos esforços mecânicos a que seja submetido o implante. Na realidade não se conhece um material completamente inerte, sendo aceitos todos aqueles nos quais a cinética de liberação de seus constituintes é suficientemente lenta, não sendo percebida (pelo menos não manifestada) pelo organismo. Neste caso, é mais correto denominar o material como biotolerável, ao invés de bioinerte. A resposta típica do tecido ósseo com relação aos materiais inertes e biotoleráveis é a encapsulação do implante por uma camada de tecido fibroso, sendo a espessura dessa camada inversamente proporcional à inércia do material. Entre os biomateriais inertes mais empregados atualmente podem ser citados as cerâmicas de alumina (Al_2O_3) de alta densidade, o polietileno de ultra alto peso molecular (UHMWPE), as ligas metálicas inoxidáveis como cromo, vanádio e titânio.

b)bioativos: quando o tecido vivo é capaz de interagir intimamente com o material depositando-se diretamente sobre a superfície do mesmo sem a intervenção de uma camada de tecido fibroso. A natureza dessa ligação osso-implante no caso destes materiais parece ser do tipo químico sendo que nessa ligação o papel fundamental parece ser feitos pelos componentes orgânicos e minerais presentes nos fluídos do corpo humano. Os materiais bioativos, por excelência são os mais amplamente empregados: os biovidros, as vitrocerâmicas bioativas e as cerâmicas do sistema fosfato de cálcio, entre as quais a mais difundida é a hidroxiapatita (HA) (Larry, 1991). A HA é o componente principal (> 95%) do mineral ósseo, em consequência disto ele possui propriedades de biocompatibilidade e bioatividade, sendo que até o momento não são igualadas por nenhum outro material. Contudo, a baixa resistência à tração e à fadiga dessas cerâmicas tem limitado sua aplicação como implantes a locais que sofrem tensões mecânicas baixas ou somente tensões de compressão (Jarcho, 1992).

Do ponto de vista de resistência mecânica, em decorrência das distintas solicitações de um implante ósseo, até o momento não se conseguiu desenvolver um material que supere ou ao menos se iguale às ligas metálicas de grau cirúrgico.

Para combinar a resistência mecânica dos materiais bioinertes ou biotoleráveis com a bioatividade dos materiais bioativos existem duas maneiras. A primeira consiste na preparação de materiais compostos ou compósitos, nos quais o material bioativo está homogeneamente disperso em uma matriz resistente do material bioinerte ou biotolerável. Esta forma apresenta como principais dificuldades a necessidade de obter uma boa união interfacial entre o componente bioativo e a matriz inerte (ou biotolerável) para evitar a concentração de defeitos na interface que conduziria à falha do material. Ainda mais, a superfície do compósito possuiria áreas bioativas e áreas inertes que provocariam um comportamento diferenciado do tecido ósseo em contato com o mesmo.

A segunda possibilidade consiste em recobrir o material bioinerte ou biotolerável de boa resistência mecânica com uma camada bioativa através da deposição de um material bioativo. Neste caso, novamente a principal dificuldade consiste em obter uma boa união da camada bioativa com o substrato. Além disto, a camada depositada deve ser perfeita, sem poros ou defeitos que permitam a interação dos fluídos do corpo humano e células com o substrato. Neste trabalho se focalizará somente esta segunda possibilidade.

Desde o início da década de 70 se iniciaram esforços para combinar em um implante a propriedade de bioatividade dada pelas cerâmicas de fosfato de cálcio e a boa resistência mecânica dada por outro material. Estes esforços obtiveram seu primeiro resultado em 1972

quando aparece o primeiro recobrimento bioativo aplicado a raízes dentárias artificiais. O recobrimento consistia em uma suspensão de β-fosfato tricálcico (β-TCP) aplicada por pulverização ou imersão de um substrato de Al_2O_3 de alta densidade, seguido de sinterização (Driskell, 1994).

De modo semelhante, Ducheyne e colaboradores prepararam implantes metálicos porosos recobertos com HA e os empregaram com êxito como elementos de fixação do esqueleto nos finais dos anos 70 (Driskell, 1994). Após esta tentativa e em um tempo relativamente curto desenvolveram-se procedimento distintos para recobrimento de materiais metálicos para implantes com camada de substâncias bioativas. Dentre estes processos encontram-se as técnicas de "Ion Sputtering" (IS), "Plasma Spray" (PS), Sol-Gel (SG), eletrólise e processos biomiméticos, além de outros de menor interesse prático (Abe *et al*, 1990; Avellaneda, 1995; Brendel *et al*, 1992; Brinker *et al*, 1990; Driskell, 1994; Fisher, 1986, Klein *et al*, 1993; Kokubo *et al*, 1992; Lacefield, 1193; Le Geros, 1991; Monma, 1993; Panjian *et al*, 1992; Pilliar *et al*, 1993; Russell *et al*, 1996; Tanahashi *et al*; 1994; Vossen *et al*, 19778; Zelinsky *et al*; 1990).

Neste trabalho pretende-se discutir criticamente os processos de recobrimento com HA sobre substratos metálicos que, de acordo com a disponibilidade de equipamento tecnológico, estado de conhecimento e aspecto econômico, possuem importância prática, demonstrando o potencial, apresentando as vantagens, desvantagens e as perspectivas de cada um.

1.1 Recobrimento por Ion Sputtering

A técnica do IS consiste em bombardear um alvo do material a ser depositado com um feixe de íons positivos, o qual por transferência de momento provoca o deslocamento de átomos neutros do alvo, que condensam sobre o substrato desejado na forma de um filme fino. (Fisher, 1986; Vossen *et al*, 1978). O equipamento tecnológico necessário é bastante comum em laboratório especializados embora a produtividade do mesmo seja muito baixa.

Esta técnica tem sido estudada para a deposição de recobrimento de HA sobre ligas de Ti e Co, utilizando como alvo um disco de HA sinterizado. Os autores registraram a obtenção de um recobrimento aparentemente bem ligado dos substratos com uma espessura de 0,5 a 2 μm, dependendo das condições do sputtering. O estudo da cristalinidade dos recobrimentos obtidos mostraram variabilidade, embora detectando-se em algumas amostras HA bem cristalina e em outras uma fase amorfa. Isto se atribuiu às variações na velocidade de resfriamento de uma corrida a outra, assim como a influência da pressão parcial de oxigênio presente no sistema (Pilliar *et al*, 1993). Esta variação na cristalinidade deve influenciar marcadamente ó comportamento biológico das diferentes amostras. Não se conhecem registros de implantes metálicos comerciais recobertos com HA por esta técnica.

1.2 Recobrimentos por Plasma Spray

De todos os métodos de recobrimento de HA sobre metais o método de PS é o único que se utiliza para fins comerciais, em decorrência da disponibilidade do equipamento tecnológico a um preço acessível e com produtividade adequada, inicialmente desenvolvido para fins de recobrimentos de outra natureza.

O pó de HA é injetado em um gás transportador o qual se ioniza, alcançando o estado de plasma ao passar por um arco elétrico estabelecido entre dois eletrodos. Neste estado o gás alcança temperaturas até 20.000 K dentro do arco, que diminuem rapidamente até uns 2.000 à 3.000 K a 6cm do arco. Nestas condições o pó de HA, transportado a alta velocidade através do plasma, funde parcialmente e se ioniza, sendo projetado neste estado sobre o substrato

metálico, onde sofre um rápido resfriamento. O recobrimento vai sendo produzido mediante a deposição de várias camadas usando técnicas de controle robotizadas no equipamento. As espessuras finais dos recobrimentos oscilam em geral entre 40 a 100μm (Jarcho, 1992; Vossen *et al*, 1978).

O primeiro elemento de implante colocado no mercado se deve a Valen que produziu e comercializou implantes dentários endo-ósseos do tipo âncora recoberto com HA por PS em 1980. O recobrimento consistia na aplicação de uma camada base de partículas de Ti aplicado também por PS, sobre a qual se aplicou o recobrimento de HA. Estes implantes foram comercializados com o nome de "Hydroflex" devido, segundo o produtor da possibilidade do implante poder ser dobrado sem que houvesse descolamento do recobrimento (Driskell, 1994).

Rapidamente o mercado foi invadido por uma série de implantes recobertos com HA com esta técnica, principalmente implantes dentários intra-ósseos e hastes das próteses de fêmur, os quais se atribuía à capacidade de uma rápida e íntima ósseo-integração. A maioria dos resultados publicados demonstram que os implantes metálicos recobertos com HA por esta técnica, mostram uma ligação efetiva com o tecido ósseo que conduz a uma rápida estabilização do implante em um curto prazo.

Embora exista a caracterização profunda dos recobrimentos obtidos por este procedimento, e o estado de implantes retirados depois de grandes períodos de implantação, tem colocado em evidência algumas desvantagens do método. Em primeiro lugar a natureza da ligação HA-metal é puramente mecânica, não existindo nenhuma evidência de interação química (Jarcho, 1992); os recobrimentos obtidos se comportam como uma cerâmica frágil, falhando quando submetido às cargas de tração devido a uma grande diferença entre os coeficientes de expansão térmica do substrato e da HA (Pilliar *et al*, 1993).

Em segundo lugar, a HA se decompõe parcialmente ao atingir as altas temperaturas do plasma, alterando sua bioatividade. Diversos produtos de decomposição tem sido registrados em recobrimentos comerciais e experimentais, sendo os mais comuns a oxiapatita [$Ca_{10}(PO_4)_6O$], β-TCP, α-TCP e uma fase vítrea amorfa (Jarcho, 1992; Klein *et al*, 1993; Lacefield, 1993). Estes produtos da decomposição são mais solúveis do que a HA, em decorrência disso pode-se ter uma dissolução e biodegradação do recobrimento, ficando então a superfície exposta ao meio fisiológico.

Estas desvantagens têm limitado de certa forma as esperanças inicialmente depositadas nesta técnica, mas ainda sendo válidas a ósseo-condutividade e a ósseo-integracão demonstradas a curto prazo, sendo amplamente empregadas próteses de quadris com hastes femurais recobertas com HA-PS em pacientes de idade avançada onde a esperança de vida não supere o tempo de duração da prótese, e os implantes dentários cuja extração no caso de falhas não conduz a riscos elevados para os pacientes.

1.3 Recobrimento por Métodos Sol-Gel

Nos métodos sol-gel materiais inorgânicos podem ser preparados a partir de soluções contendo compostos metálicos tais como alcóxidos metálicos, acetilacetonates metálicos, sais, etc como fontes de cátion, água como agente de hidrólise e álcoois como solventes. A solução se torna um sol. As reações continuam e pouco a pouco interligam as partículas solidificando o sol em um gel. Os géis, após secagem podem ser em alguns casos produtos finais e a temperatura de processamento geralmente não ultrapassa 150ºC.

Na preparação de filmes finos ou espessos, técnicas como dip coating, spin coating, spray coating são comumente usadas para recobrir substratos vítreos, cerâmicos, metálicos e poliméricos. Estes filmes sol-gel são bastante promissores para recobrimento de substratos de

superfícies pequenas ou grandes (até 10 m^2). O método sol-gel de fabricação de filmes finos oferece vantagens potenciais sobre as técnicas convencionais, tais como baixa temperatura de processamento, recobrimento fácil de grandes superfícies, possibilidade em obter filmes com espessuras de 10 Å até alguns micrometros, baixo custo das instalações.

Uma grande variedadede filmes finos já foram preparados pelo processo sol-gel e alguns dele já estão em uso prático no mercado internacional. Muito destes filmes tem aplicações promissoras para dispositivos eletrônicos, optoeletrônicos, fotônicos, químicos e mecânicos (Brinker *et al*, 1990; Avellaneda, 1995; Zelinsky *et al*, 1990).

Para uso específico de recobrimento de substratos por HA essa técnica ainda não é comumente utilizada, sendo poucos os trabalhos publicados nessa área.

Segundo, Brendel e colaboradores (Brendel *et al*, 1992) utilizando nitrato de cálcio e fenildicloofosfina como reagentes e acetona como solvente, através da hidrólise e em seguida a oxidação e formação de uma solução viscosa que será transformada em um polímero sólido através da secagem. Calcinando este polímero a temperaturas na faixa de 900 a 1100ºC obtém-se a formação de HA possuindo uma rede cristalina levemente distorcida. A solução viscosa é aplicada através do método de dip coating sobre substratos de alumina, titânio e ligas de titânio ocorrendo a formação de camadas finas e quase totalmente densas onde a caracterização por difração de raios-X indica a presença de HA e β-TCP. Com o uso de soluções mais viscosas ou múltiplos recobrimentos ocorre a formação de camadas mais espessas porém altamente porosas.

Para Russell e colaboradores (Russell *et al*, 1996) o precursor da HA é obtido através dos reagentes hidrogeno fosfato n - butil e nitrato de cálcio tetrahidratado e 2 - metoxietanol como solvente usando-se quantidades corretas para se obter a razão estequiométrica de Ca/P = 1,67 da HA. Esta solução é depositada através do método de spin coating, primeiramente a 1000 rpm por 10 seg. seguida por 4000 rpm por 6 seg. O filme fino foi seco a 350ºC por 1 min. A camada seca foi submetida a tratamentos térmicos de 500 a 950ºC em atmosfera de N_2 à uma velocidade de 100ºC/seg e o resfriamento à 100ºC/min. A caracterização do material recoberto foi feita através da difração de raios-X, sendo que o aumento da temperatura de calcinação do substrato recoberto leva a um aumento na cristalinidade da fase HA obtida.

Para uso em específico de deposição por sol-gel de HA não há dados na literatura sobre as características das camadas depositadas quanto a aderência e espessura. As desvantagens encontradas neste caso são a baixa produtividade e no caso de se utilizar o método para longa escala as substâncias envolvidas são tóxicas. Porém este método parece ser promissor devido à simplicidade de equipamento tecnológico empregado, baixo custo para instalação, baixas temperaturas no processo e um bom controle nas características da camada depositada.

1.4 Recobrimentos Eletrolíticos

As técnicas de eletrólise são habitualmente empregadas para recobrimentos metálicos com propriedades especiais sobre substratos metálicos. De maneira semelhante à eletrólise convencional, pode-se empregar o método para a deposição de filmes de fosfato de cálcio sobre substratos metálicos, baseando-se na redução catódica da água:

$$H_2O + e^- \rightarrow \tfrac{1}{2} H_2 \uparrow + OH^-$$

A reação eletrolítica acima produz um aumento local de pH nas imediações do eletrodo que atua como cátodo que pode ser aproveitado para a precipitação de íons Ca^{2+} e

PO_4^{3-} presentes na solução eletrolítica, na forma de uma camada insolúvel e aderente de fosfato de cálcio sobre o cátodo.

Este procedimento é empregado para recobrir substratos de Ti com uma camada de fosfato de cálcio cuja estrutura cristalina assemelha-se à de uma apatita carbonada (CO_3-HA). Como eletrólito utiliza-se uma solução aquosa de $CaCl_2$ e de $NH_4H_2PO_4$ e a condição da eletrólise consiste na aplicação de pulsos de potenciais de 20 seg. de duração seguidos de 20 seg. de repouso de forma que, segundo os autores, obtém-se um crescimento mais uniforme do recobrimento de CO_3-HA. Após a eletrólise de Ca pode-se melhorar a densidade e a adesão do recobrimento através da sinterização à vácuo a baixas temperaturas (300 a 800ºC) (Pilliar *et al*, 1993). Através da eletrólise de soluções aquosas de $Ca(H_2PO_4)_2.H_2O$ e de $CaHPO_4.2H_2O$ na presença ou não de $NaNO_3$ e NaF e temperaturas entre 20-90ºC e densidade de corrente de 6 mA/cm^2 tem-se obtido recobrimento de HA deficiente em Ca [$Ca_{10-x}(HPO_4)x(PO_4)_{6-x}(OH)_{2-x}.nH_2O$, CDHA] sobre aço inoxidável SUS 304. Neste caso a presença dos aditivos $NaNO_3$ e NaF e um pH mais baixo favorecem a deposição de CDHA com relação a deposição de $CaHPO_4$-$2H_2O$ e Ca HPO_4 (Monma, 1993). O método eletrolítico requer equipamento de baixo custo e os conhecimento científicos e tecnológicos são bem dominados, em decorrência pode ser um método promissor para a aplicação de recobrimentos bioativos de HA sobre substratos metálicos, porém são evidentes as seguintes desvantagens:

- a deposição de HA não condutora sobre o cátodo aumentam a resistência da cuba, estabelecendo-se uma limitação sobre a espessura do recobrimento. Na literatura existente não se menciona as espessuras obtidas no recobrimento.
- a liberação de hidrogênio sobre o cátodo devido à reação eletrolítica pode afetar a adesão da camada de HA e contribuir para a presença de poros.

Apesar destas aparentes desvantagens, o método eletrolítico merece atenção e oferece perspectivas imediatas não para obtenção de recobrimento definitivo, mas para uma camada intermediária, que posteriormente poderá ser recoberta por uma camada definitiva através de outros métodos.

1.5 Recobrimentos Biomiméticos

A HA biológica presente no tecido ósseo vivo se diferencia da obtida por métodos sintéticos por sua menor cristalinidade e a presença de substituição iônicas em sua estrutura, considerando-se que estas particularidades desempenharam um papel importante em seu comportamento biológico (Le Geros, 1991).

Em 1990 Abe e colaboradores desenvolveram um procedimento que permite recobrir praticamente qualquer substrato com uma camada uniforme de HA biológica com até 15 μm de espessura (Monma, 1993). O procedimento originalmente foi empregado sobre Ti, ligas de Ti (Ti - 6 Al - 4 V), aço inoxidável SUS 316, Pt e Cu, além, da Al_2O_3, ZrO_2, vidro de sílica, polimetacrilato de metila, polietileno; posteriormente foi aplicado com êxito a poli(etileno tereftalato), poli(etersulfona), poliamida 6, poli (tetrafluoretileno) e poli(alcoolvínilico), sendo que, a única limitação aparente é referente à natureza do substrato que deve ser estável no meio utilizado e não liberar substâncias inibidoras da nucleação de HA (Tanahashi *et al*, 1994).

O método de Abe e colaboradores consiste em colocar o substrato a ser recoberto em uma solução sintética (SBF) de composição iônica semelhante ao do plasma sangüíneo. Conjuntamente com o substrato coloca-se uma placa de vidro G bioativo distante cerca de 0,5 mm do substrato. Depois de mantido o sistema durante 7 dias à 36,5ºC forma-se sobre o substrato uma camada contínua e homogênea de 1 μm de espessura composta por cristalitos

de HA biológica muito finos e de aparência fibrosa, alongados na direção do eixo c. Através da reimersão durante 7 dias em uma solução 1,5 vezes mais concentrada do que a primeira obtém-se um aumento na espessura da camada de até 15 μm. A caracterização do recobrimento demonstrou que se tratava da CO_3-HA de baixa cristalinidade, muito semelhante a da HA biológica presente no tecido ósseo natural. Abe e colaboradores propõe o seguinte mecanismo de recobrimento:

1. Os íons silicatos presentes no vidro G dissolvem-se e adsorvem sobre o substrato.
2. Ocorre a nucleação de HA sobre os íons silicato adsorvidos.
3. Os núcleos de HA crescem às custas do SBF supersaturado com relação a HA, produzindo-se o recobrimento do substrato (1 μm de espessura).
4. A espessura da camada aumenta (até 15 μm) às custas do SBF 1,5 vezes mais concentrado.

Este mecanismo parece concordar com estudos sobre a formação de HA sobre sílica gel no qual se atribuiu um papel fundamental na formação de HA aos grupos silanol (SiOH) presentes na superfície do gel (Vossen *et al*, 1978).

Ainda que não se tenha valores publicados sobre a aderência do recobrimento de HA sobre os metais há valores publicados para os recobrimentos sobre diferentes substratos poliméricos na faixa de 4,40 à 0,63 MPa (Tanahashi *et al*, 1994).

O procedimento de recobrimentos biomimético não necessita de equipamento tecnológico e os reagentes químicos necessários são de baixo custo. O único inconveniente é a longa duração e a baixa produtividade. Além disso o desempenho mecânico e biológico do recobrimento obtido precisa de mais estudos.

2 COMENTÁRIOS FINAIS

1. Os implantes metálicos empregados no sistema ósseo possuem uma resistência mecânica adequada, mas de acordo com seu comportamento biológico são considerados biotoleráveis, havendo necessidade de capacidade de ligar-se intimamente ao tecido ósseo, o que pode conduzir ao fracasso do implante a largo prazo.
2. A HA é um material bioativo que é capaz de formar uma união íntima de tipo químico com o osso, entretanto carece de resistência mecânica adequada.
3. Uma solução para unir as propriedades desejadas de ambos materiais é o emprego de recobrimentos de HA sobre as próteses e elementos metálicos implantáveis.
4. O melhor recobrimento será aquele no qual se obtenha uma união forte na interface metal-HA, preferencialmente do tipo químico, e se mantenha as propriedades físico-químicas e biológicas da HA depositada na camada, sem presença de poros, trincas ou outras imperfeições.
5. Pode esperar-se que um recobrimento de HA no qual a cristalinidade e composição sejam semelhantes à da HA biológica, tenha o melhor desempenho em termos de bioatividade.
6. Dos métodos até hoje conhecidos somente o de plasma spray possui importância industrial e comercial, apesar de algumas desvantagens evidenciadas em seu desempenho biológico a longo prazo.
7. Outros procedimentos de recobrimento de metais com HA, como as técnicas de sol-gel, eletrólise e biomiméticas, oferecem alternativas interessantes do ponto de vista tecnológico e econômico ao sistema já bem estabelecido de plasma spray, merecendo ser objeto de estudo no futuro imediato.

3.BIBLIOGRAFIA

Abe Y., Kokubo T. & Yamamuro T.: *Apatite Coating on Ceramics, Metals and Polymers Utilising a Biological Process*; J. Mater. Sci.: Mater. Med. 1990, 1: 233-38.

Avellaneda. C. O.: *Preparação e Caracterização de Filmes Finos Sol-Gel de* Nb_2O_5. Dissertação de Mestrado apresentada ao Instituto de Física de São Carlos; Universidade de São Paulo, 1995.

Brendel T., Engel & Russel C.: *Hydroxyapatite Coatings by a Polymeric Route*; J. Mater. Sci.: Mater. Med. 1992, 3: 175-179.

Brinker C. J. & Scherrer G. W.: *Sol-Gel Science. The Physics and Chemistry of Sol-Gel Processing* , Academic Press, Inc., Boston, 1990.

Driskell T. D.: *Early History of Calcium Phosphate Materials and Coatings" in Characterization and Performance of Calcium Phosphate Coatings for Implants*, ASTM STP 1196, E Horowitz and J E Parr, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1994.

Fisher G.: *Ceramic Coating Enhance Performance Engineering*; Ceram. Bull 1986, 65(2):283-287.

Jarcho M.: *Retrospective Analysis of Hydroxyapatite Development for Oral Implant Applications*; Dent. Clin. North Am. 1992, 36(1):19-26.

Klein C. P. T., Wolke J. G. C. & De Groot K.: *Stability of Calcium Phosphate Ceramics and Plasma Sprayed Coating;* in An Introduction to Bioceramics, Advanced Series in Ceramics, Vol. 1, L. L. Hench and J Wilson, Eds., World Scientific Publishing Co. Pte. Ltda., Singapore, 1993.

Kokubo T., Kushitani H., Ohtsuki C., Sakka S. & Yamamuro T.: *Chemical Reaction of Bioactive Glass and Glass-Ceramics with a Simulated Body Fluid*; J. Mater. Sci.: Mater. Med. 1992, 3: 79-83.

Lacefield W. R.: *Hydroxyapatite Coating*, in An Introduction to Bioceramics, Advanced Series in Ceramics, Vol. 1, L L Hench and J Wilson, Eds., World Scientific Publishing Co. Pte. Ltda., Singapore, 1993.

Larry L. L.: *Ceramic Glasses and Glasses Ceramics* in Biomaterials Science: An Introductory Text, B D Ratuer and A S Hoffman, Eds., Academic Press, Orlando, 1991.

Le Geros R. Z.: *Calcium Phosphates in Oral Biology and Medicine*. Monographs in Oral Science. Vol. 15", H M Myers, Ed., Karger, Basel, 1991.

Monma H.: *Electrochemical Deposition of Calcium-Deficient Apatite on Stainless Steel Substrate*; J. Ceram. Soc. Jap. 1993, 101(7): 737-739.

Panjian L., Ohtsuki C., Kokubo T., Nakanishi K., Soga N., Nakamura T. & Yamamuro T.: *Apatite Formation Induced by Silica Gel in a Simulated Body Fluid* , J. Am. Ceram. Soc. 1992, 75(8): 2094-2097.

Pilliar R. M. & Filiaggi M. J.: *New Calcium Phosphate Coating Methods* in Bioceramics, Vol. 6, P Ducheyne and D Christiansen, Eds., Butterworth Heinemann, Philadelphia, 1993.

Russell S. W., Luptak K., Suchicital C. T., Alford T. L. & Pizziconi V. B.: *Chemical and Structural Evolution of Sol-Gel-Derived Hydroxyapatite Thin Films under Rapid Thermal Processing*; J. Am. Ceram. Soc. 1996, 79(4): 837-842.

Tanahashi M., Yao T., Kokubo T., Minoda M., Miyamoto T., Nakamura T. & Yamamuro T: *Apatite Coating on Organic Polymers by a Biomimetic Process*; J. Am. Ceram. Soc. 1994, 77(11): 2805-2808.

Vossen, J. L. & Kern W: *Thin Film Processes*, Academic Press, Inc., New York, 1978.
Zelinsky B. J. J. & Uhlmann D R: *Gel Technology in Ceramics*, Academic Press, Inc.,1990.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1415

DESENVOLVIMENTO DE UM TORQUÍMETRO DE PRECISÃO PARA O ESTUDO DO DESEMPENHO DE IMPLANTES OSSEOINTEGRADOS DEVELOPMENT OF A TORQUE GAUGE OF HIGH PRECISION TO THE STUDY OF THE PERFORMANCE ON IMPANTS OSSEOINTEGRATION

Eduardo Carlos Bianchi *, Marcelo de Almeida Souza Santos *, Ana Rita Rodrigues Bianchi **, João Roberto Gonçalves *** & Darceny Zanetta Barbosa ****

* UNESP - FET - Bauru - Departamento de Engenharia Mecânica - Av. Eng. Luiz Edmundo Carrijo Coube, S/Nº ,17033-360 - Bauru - SP - E-mail: bianchi@bauru.unesp.br

** USP - Universidade de São Paulo - Bauru - Departamento de Materiais Dentários - Rua Al. Octávio Pinheiro Brisola, 9-75, - 17043-101 - Bauru - SP

*** Faculdade de Odontologia de Araraquara - UNESP - Departamento de Clínica Infantil

**** Universidade de Uberlândia - Departamento de Cirurgia

Abstract

This work show the development about a torque gauge of high precision to improvement of odontological research on osseointegration of dental implant. The results are exame from pratical analysis on obtained with the developed tool instrument.

Keywords

Torque gauge of high precision, odontological research, osseointegration of dental implant.

1. INTRODUÇÃO

A substituição de partes perdidas do corpo humano por materiais aloplásticos tem sido uma grande preocupação da humanidade. Os implantes, para substituição de dentes, constituem uma das situações mais delicadas entre todas as aplicações da implantologia, pois convivem com problemas inerentes aos mesmos como por exemplo a rejeição por parte do sistema imunológico, os efeitos da corrosão do material implantado, a liberação de íons metálicos e a resistência a altos níveis de carga mecânica.

Na área odontológica, especialmente nas pesquisas em osseointegração de implantes dentários, o alto índice de sucesso dos chamados implantes de Branemark (1969) tem sido atribuído ao contato direto do tecido ósseo com o implante, capaz de resistir às grandes forças geradas durante a mastigação.

Para se medir a capacidade mecânica do implante em resistir às forças de desenroscar, muitas vezes não é possível a adaptação de um instrumento convencional, pois geralmente, são utilizadas cobaias como coelhos para a realização dos ensaios. Neste caso, a opção encontrada foi o desenvolvimento de um aparelho específico que atendesse as necessidades de tais pesquisas

A compra de um aparelho convencional fabricado em larga escala, o qual tem suas características construtivas, ergométricas e aplicações especificadas pelo seu fabricante, implica na adaptação de testes ou até mesmo mudanças laboratoriais, para que tal instrumento possa vir a cumprir sua função.

Este trabalho tem como objetivo, apresentar o projeto, a construção e os resultados obtidos no estudo da osseointegração com um torquímetro de precisão, especialmente desenvolvido para este tipo de pesquisa.

Trata-se de um instrumento equipado com extensômetros elétricos, que possibilita a aquisição de dados comparativos de tempo e intensidade da osseointegração, medindo o torque necessário para ocorrer a ruptura da ligação osso-metal, correlacionando o torque de soltura com o grau de osseointegração desses implantes, especialmente aqueles fabricados em titânio puro, material este, o mais aceito nos dias atuais para a confecção de implantes, devido as suas características de biocompatibilidade.

2. IMPORTÂNCIA DO TESTE DE TORQUE

Entre os testes que pode-se realizar com os implantes colocados no tecido ósseo, situa-se o teste de torque, que consiste em desenroscar um implante com formato de parafuso para medir a força necessária para ocorrer a ruptura da ligação osso-metal. Esse teste, apesar de estar sujeito a variações como a qualidade do tecido ósseo em que o material encontra-se implantado e o módulo de elasticidade do material deste, proporciona uma avaliação da capacidade mecânica do implante em resistir às forças mastigatórias que serão impingidas ao conjunto implante/prótese dental.

Através da avaliação da resistência ao desenroscamento pode-se ter uma idéia bastante aproximada, não apenas da quantidade de contato osseo-metal, mas também da própria resistência do osso hospedeiro às forças mecânicas, em uma simulação do que ocorre durante os esforços mastigatórios.

Johansson & Albrektsson (1987) relataram que implantes com forma de parafuso colocados na tíbia e fêmur de coelhos ofereciam resistência crescente ao desenroscamento até 12 meses pós-operatórios. Verificaram, por meio de testes de torque, que com 20 dias de pós-operatório eram necessários 0,10 a 0,15 N.m para mobilizar os implantes, sendo que após 1 ano foram necessários 0,85 a 0,90 N.m. Paralelamente a este fato, notaram também que havia neste período um aumento do contato osso-metal.

Sennerby et al. (1992), estudaram simultaneamente a influência da quantidade e o tipo de tecido ósseo em contato com o implante. Para tanto fizeram testes de remoção por torque e avaliaram morfologicamente implantes colocados na tíbia e na porção femural da articulação do joelho de coelhos aos 42 dias, 90 dias e 180 dias. O torque necessário para remover os implantes intra-articulares aumentou com o tempo, mas este aumento não foi intenso como nos implantes colocados na tíbia. Com 42 dias era necessário menor força para remover os implantes intra-articulares apesar de haver uma quantidade significantemente maior de osso em contato com as espiras destes implantes, quando comparados com aqueles colocados na tíbia. Os resultados indicaram que a resistência ao desenroscamento é dependente da quantidade de osso cortical ao redor do implante.

3. MATERIAIS E MÉTODOS

Para a realização dos ensaios de osseointegração, utilizou-se 8 coelhos brancos da raça NORSORK, onde foram usados implantes (na tíbia desses animais) de 3,5 mm de diâmetro e 5,0 mm de comprimento, com forma de parafuso, feitos de titânio comercialmente puro. Inicialmente foram esterilizados por raios gama emitidos pelo Cobalto 60 e estimulações ultrasônicas em um dos lados operados durante 20 minutos diários por um período de 20 ou de 41 dias, dependendo do tempo de osseointegração, através de um aparelho estimulador de crescimento ósseo modelo 1131-E, com 200 ms de largura de pulso, modo pulsado com 1.000 Hz de freqüência de repetição, freqüência fundamental de 1,5 MHz e intensidade de 31 mW/cm^2.

4. SELEÇÃO DE MATERIAIS PARA CONSTRUÇÃO DO TORQUÍMETRO

Para a obtenção de uma rigidez torcional apropriada do elemento sensor (eixo onde serão colados os extensômetros), foram feitos inicialmente cálculos para a utilização de aço carbono ABNT 1010 de seção transversal anelar. Por esse metal possuir um módulo de rigidez à torção relativamente alto, chegou-se a um elemento sensor de seção transversal anelar de espessura reduzida, que impossibilitava a fixação do extensômetro através de colagem. Isto inviabilizou o seu uso, e de outros materiais como o aço ABNT 4340 ou ABNT 8640 com elevado módulo de rigidez, pela dificuldade em construí-lo.

Foram então recalculadas as dimensões do elemento sensor, utilizando-se o latão C_uZ_n37 cujo módulo de rigidez é de aproximadamente 50% com relação ao do aço carbono. Portanto, o diâmetro para a colagem dos extensômetros foi significativamente aumentado, possibilitando sua colagem.

O dimensionamento do elemento sensor foi realizado de tal forma que o local onde são colocados os extensômetros elétricos resistivos (na região central do eixo principal), tenha a área de menor rigidez a torção, se comparada as demais, cujas dimensões foram tomadas usando esse critério, conforme é apresentado na figura 1.

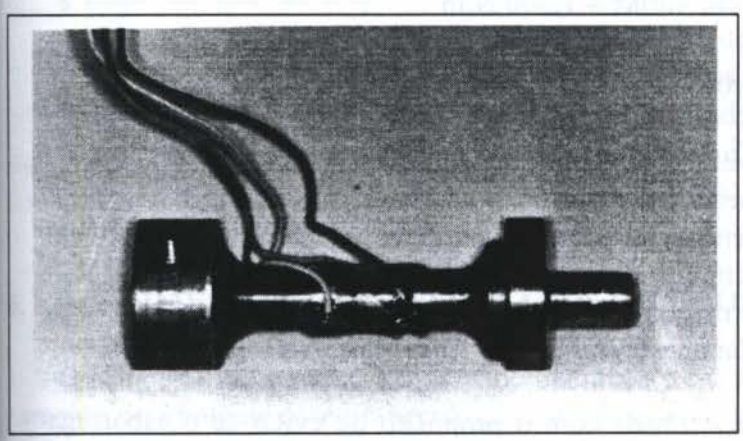


Figura 1: Elemento Sensor

As formas arredondadas e os raios de concordância entre os diferentes diâmetros do elemento sensor, tem como principal função evitar o acúmulo de tensões que geralmente são encontrados em peças que contém cantos vivos, podendo prejudicar a linearidade da deformação do elemento sensor. Para reduzir o atrito entre o invólucro, que protege e sustenta o elemento sensor, optou-se pelo uso de um rolamento de esferas.

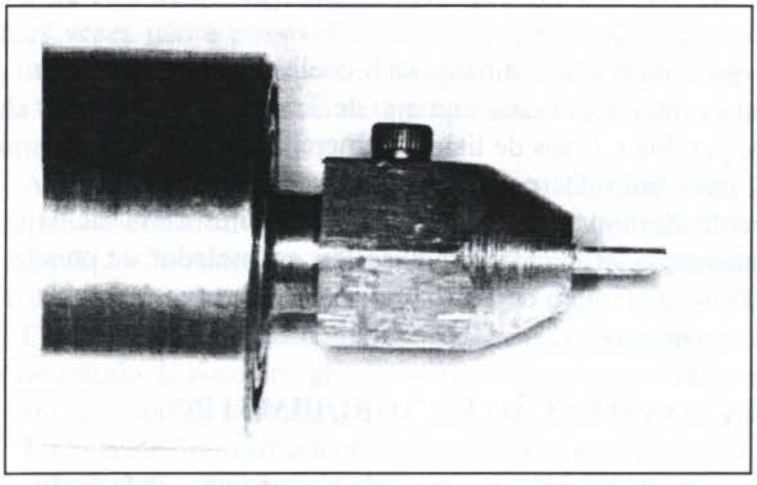


Figura 2: Ponta Intercambiável Acoplada ao Elemento Sensor

Para a seleção desse rolamento, foram considerados dois aspectos básicos: o seu diâmetro interno foi o maior possível para garantir a máxima rigidez no elemento sensor e, simultaneamente, o menor diâmetro externo para não aumentar o diâmetro externo do torquímetro, o que prejudicaria sua versatilidade em pequenos espaços. As pontas utilizadas no aperto dos implantes, que se acoplam ao elemento sensor, foram projetadas para que tivessem a maior intercabiabilidade possível.

Para isso, optou-se por parafusos com sextavado interno de cabeça abaulada e com recartilhada cilíndrica fina, como mostra a figura 2.

5. CONSTRUÇÃO DO TORQUÍMETRO

O elemento sensor foi usinado de forma a proporcionar os melhores resultados possíveis. Após um equacionamento detalhado, obteve-se as seguintes características principais (Ferdinando P. Beer, 1982):

Limite de tensão a torção	$T_{tmax} = 80$ MPa
Módulo de rigidez a torção	$G = 42000$ MPa
Torque máximo solicitado	$M = 1{,}500$ N.m
Deformação angular do eixo principal	$\varphi = 16{,}46 \times 10^{-6}$ rad
Alongamento linear de cada extensômetro	$\zeta = 82{,}13 \mu m$.

Sendo a deformação mínima possível de ser registrada pelo extensômetro usado 20μm, a seção escolhida preenche os requisitos necessários.

O invólucro que fixa o elemento sensor, foi obtido a partir de um tubo de aço de baixo carbono, tendo como fundo um recorte circular de uma chapa de mesmo material que foi fixado por meio de solda oxi-acetilênico, formando então uma geometria semelhante a um "corpo cilíndrico". Este fundo foi furado para dar acesso aos fios que ligam os extensômetros à ponte amplificadora de sinais.

A face externa do invólucro foi recartilhada com o propósito de evitar-se o escorregamento do aparelho da mão do seu usuário. Como operação final, o invólucro recebeu um banho de zinco para evitar-se oxidação

Quanto aos fios de ligação entre os extensômetros e a ponte amplificadora, foi usado inicialmente um cabo tipo telefônico (multi-fio) de alumínio, que acarretava em oscilações nas leituras finais dos esforços de torção. Posteriormente foi utilizado um cabo tipo "Flat Cable" que permitiu o controle de tais oscilações, dentro de valores aceitáveis para este projeto. As figuras 3 e 4 apresentam um detalhe das ferramentas utilizadas para a fixação do implante e colagem dos extensômetros.

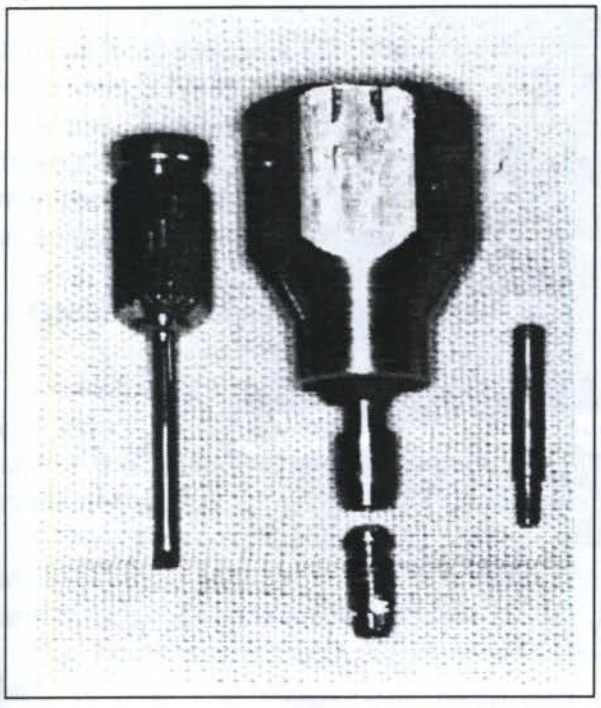


Figura 3: Ferramentas utilizadas para a fixação do implante

Figura 4: Colagem dos extensômetros

Figura 5: Gráfico obtido na calibração do torquímetro

A reta de calibração do torquímetro foi determinada acoplando-se a extremidade do mesmo uma haste de 200 mm de comprimento, confeccionada em aço baixo carbono, simetricamente posicionada no sentido transversal desta, formando-se assim um braço de alavanca. Na extremidade dessa haste foram colocados vários pesos, devidamente calibrados em uma balança de precisão, de modo a gerar esforços torcionais conhecidos, que foram calculados e comparados com seus respectivos gráficos. Na figura 5 é apresentado o gráfico obtido para a calibração do torquímetro.

6. EXPERIMENTAÇÃO E RESULTADOS OBTIDOS

O principal valor requerido na experimentação, é o valor do torque máximo de desenroscamento do implante osseointegrado, que se dá instantaneamente, antes do rompimento da osseointegração entre o implante e a tíbia da cobaia.

Na figura 6 é apresentada um foto no momento onde o torquímetro está desenroscando um implante ossseointegrado da tíbia de um coelho.

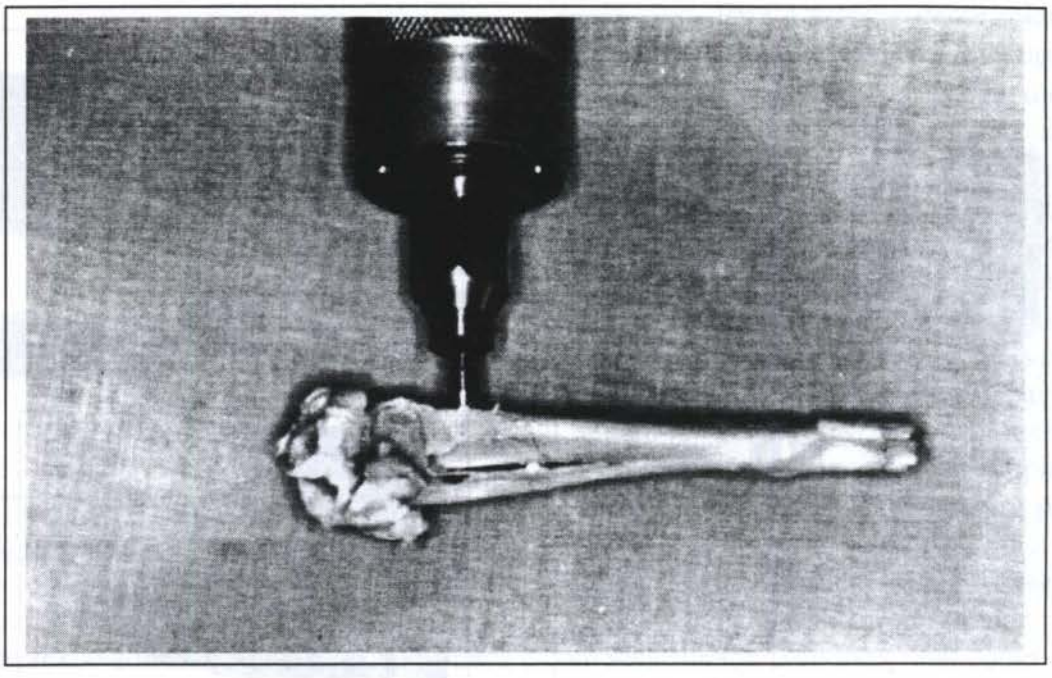


Figura 6: Integração entre o Torquímetro e Tíbia na Posição de Ensaio

Na figura 7, é apresentado um resultado típico obtido durante a experimentação. No início do desrroqueamento, o torque tende a aumentar até o momento que chega no seu valor máximo, que corresponde a máxima capacidade de fixação do implante. Posteriormente, o valor do torque decresce acentuadamente, chegando ao valor zero.

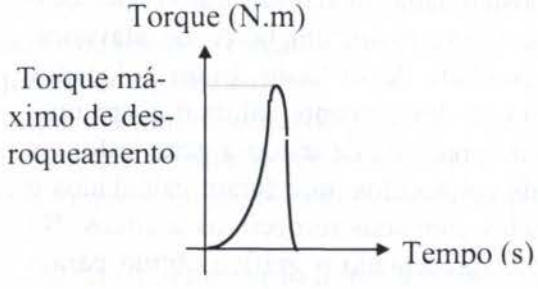


Figura 7: Representação de um Resultado Típico

As médias para cada tempo e grupo estão representados na figura 8 e os valores obtidos nas medições dos esforços torcionais de desenroscamento dos implantes estão expressos na Tabela 1

Estes resultados foram realizados através de estimulações ultra-sônicas durante vinte minutos diários por um período de 21 ou de 42 dias, dependendo do prazo desejado para analisar a osseointegração.

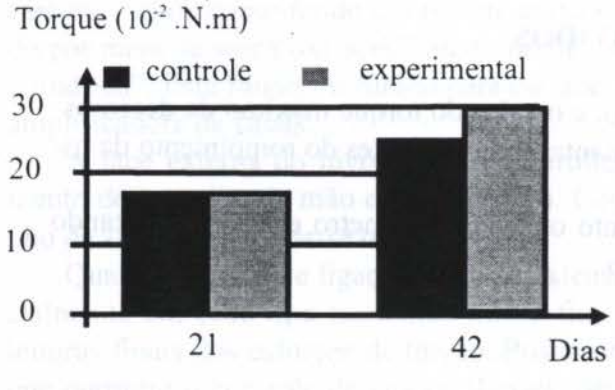


Figura 8- Médias dos Esforços de Torção em Função do Tempo e Grupo

Tabela 1: Valores dos esforços de torção obtidos

Controle		Experimental	
21 dias	42 dias	21 dias	42 dias
Valores de Torque Obtidos (10^{-2} N.m)			
21,4	27,2	16,5	31,3
15,6	27,5	24,0	28,2
20,0	25,1	13,1	27,4
19,6	24,4	18,3	26,8
15,2	25,4	18,8	32,6
16,3	21,0	16,4	30,0
16,8	28,2	23,1	27,0

Em um grupo de coelhos, designado "controle", não foram realizadas nenhuma tipo de estimulação; enquanto que nos coelhos designados "experimental" houve estimulações ultra-sônicas para estimular o crescimento ósseo.

A análise estatística revelou diferenças significativas em função do tempo. Assim, as amostras testadas aos 42 dias após a inserção do implante, precisaram de maiores esforços de torção para serem mobilizadas do que aquelas testadas aos 21 dias. Não foi encontrada diferença entre os grupos de controle e tratado.

7. CONCLUSÕES

Deste trabalho pode-se concluir que o torquímetro de precisão, desenvolvido especificamente para o estudo de implantes osseointegrados, apresentou um bom desempenho, possibilitando a medição do torque de desenroscamento do implantes. Durante os ensaios não foi observada nenhuma falha técnica do instrumento.

Quanto a análise odontológica, pode-se concluir que o torque de desenroscamento de implantes é diretamente proporcional ao tempo de ósseo integração. O torque necessário para o desroscamento dos implantes aumentou em função do tempo.

Não houve interferência das amostras (coelhos) estimuladas por ondas ultra-sônicas, em relação ao grupo controle.

8. AGRADECIMENTOS

Manifestamos nossos agradecimentos ao CNPq pelo apoio financeiro concedido à realização deste trabalho.

9. REFERÊNCIAS

Branemark, P-I. et al. "Intraosseous andhorage of dental prothesis. I- Experimental studies". Scand. J. plast. reconstr. Surg., v.3, pp81-93, 1969.

Ferdinando P. Beer 7 E. RusselJohnston, JR - Resistencia dos Materiais", Vol 1, pp.113-178, 1982 HBM - Hottinger baldwin nesstechnik eletrical measurement of mechanical quantites.

Manual editado pela empresa HBM.

Johansson, C. Albrektsson,T. "Integration of screw implants in the rabbit. A 1-year follow-up of removal torque of titanium implants". Int. Oral Maxillofac. Implants, v.7, pp.62-71, 1992.

Sennerby, L. et al. Amorphometric and biomechanic comparioson of titanium implants inserted in rabbit corticaland cancellous bone. Int. J. Oral Maxillofac. Implants, v.7, p.62-72,1992.

SANTOS, M. A. S.; BIANCHI, E. C. Desenvolvimento de um torquímetro de alta precisão em pesquisas odontológicas. Congresso de Engenharia Mecânica Norte - Nordeste, 3. Belém/PA, de 21 a 24 de junho de 1994. p. 344 - 347.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1416

DESENVOLVIMENTO DE UMA METODOLOGIA PARA A AVALIAÇÃO DO DESGASTE ABRASIVO DE RESINAS COMPOSTAS / *DEVELOPMENT OF A METODOLOGY TO AVALIATION OF THE ABRASIVE WEAR OF COMPOSITE RESIN*

Eduardo Carlos Bianchi [*], Antonio Carlos Pires Dias [*], Ana Rita Rodrigues Bianchi [**], César Antunes de Freitas [**]
[*] UNESP - FET - Bauru - Departamento de Engenharia Mecânica - Av. Eng. Luiz Edmundo Carrijo Coube, S/Nº ,17033-360 - Bauru - SP - E-mail: bianchi@bauru.unesp.br
[**] USP - Universidade de São Paulo - Bauru - Departamento de Materiais Dentários - Rua Al. Octávio Pinheiro Brisola, 9-75, - 17043-101 - Bauru - SP

Abstrat

This work intends to show a new method where there is a test stand watched by a computer. It can evaluate the wearing (in a quantity form) of the composite resin used in dentistc restoration.

Palavras-chave

Desgaste de resinas dentárias, tribologia de resinas compostas, mecanismo de remoção de material

1. INTRODUÇÃO

O desejo pelo *corpus sano* fez com que a medicina se desenvolvesse e se especializasse. Assim, o conhecimento sobre o próprio corpo tornou-se tão extenso, que era impossivel o mesmo ser dominado completamente. A medicina foi dividida em diversas áreas para continuar a ampliação de técnicas e conhecimentos.

Uma delas é a odontologia, que se ateve na saúde bucal dos seres. No início executava simplesmente, a extirpação dos males "pela raiz" literalmente. Com a evolução e desenvolvimento de novas técnicas, conhecimentos, materiais e equipamentos, os dentes passaram a ser recuperados através de materiais restauradores. Apesar da evolução atingida, a exigência humana necessitava de algo imperceptível; ou seja, um material que se confundisse com o dente. Para tanto, os materiais restauradores deveriam ser melhorados. Iniciaram-se, então, pesquisas sobre novos materiais. Os materiais que mais se destacaram foram as resinas compostas, que atualmente dominam o mercado odontológico, sendo usadas em restaurações dentárias em todo mundo. O principal fator que leva à sua utilização é o caráter estético, esquecendo-se muitas vezes do fator durabilidade e resistência.

Os fabricantes de materiais odontológicos, com o advento das resinas compostas, desenvolveram uma grande variedade das mesmas, visando a substituição da parte perdida do dente com uma estética cada vez mais superior e com o menor índice de desgaste possível. Cada uma dessas resinas desenvolvidas, até a atualidade, tem um comportamento específico; em algumas semelhante, em outras totalmente distinto.

3335

Segundo De Gee, et al. (1986), o comportamento do desgaste de resinas compostas é o resulta-o da combinação entre o processo de erosão mecânica do material, proveniente do desgaste abrasi-o, e as reações químicas que ocorrem na cavidade bucal, que por sua vez pode acelerar o processo e desgaste por erosão mecânica. É de grande importância na sua caracterização como material res-urador, especialmente quando usadas para suportar grandes pressões.

Conforme Phillips, (1993), o desgaste de resinas compostas é agravado pelo contato e atrito ecânico da área restaurada com o dente antagônico, ou com uma restauração antagônica, do que om o bolo alimentar. Isto demonstra a preocupação, entre os pesquisadores da área odontológica, uanto a análise do desgaste por erosão mecânica das resinas compostas, por tratar-se de uma quan-ficação que apresenta grandes dificuldades de serem realizadas.

Em 1986, a organização AMERICAN DENTAL ASSOCIATION (ADA) relatou que ainda ram muito limitadas as informações de longo prazo do desempenho clínico da resina composta em entes posteriores e que seu Conselho havia classificado algumas marcas deste material como "pro-isoriamente aceitáveis" para dentes permanentes, e que as linhas mestras de alguns limites anteri-rmente estabelecidos estavam sendo reavaliadas. Terminava alertando que a resina composta apre-entava realmente desgaste oclusal, que os contatos proximais com ela eram difíceis de se obter, que aviam evidências de seu desgaste proximal e que a classe odontológica deveria estar ciente de que xistiam uma quantia muito limitada das informações acima descritas.

Atualmente, o desgaste de resinas compostas é determinado clinicamente através da inserção do aterial na cavidade dentária de pacientes previamente selecionados. Após alguns meses, os paci-ntes retornam e o desgaste do material é determinado através de uma nova moldagem do dente e da omparação com a moldagem realizada no início do tratamento. Este método, além de ser impreci-o, apresenta alguns inconvenientes, pois a freqüência de retorno dos pacientes é incerta. Também lgumas variáveis relacionadas também as reações químicas, dependendo de cada paciente, como abito alimentar, variação na forma de mastigação, influência do PH da cavidade bucal, dentre ou-ros, dificultam a análise imparcial do tipo da resina composta, em relação ao desgaste por erosão ecânica.

Assim, os resultados obtidos pelo método tradicional são de difícil interpretação tornando as onclusões imprecisas. Isto é confirmado por um estudo realizado por Wassell et al. (1994), no qual firmaram que o desgaste dos materiais restauradores é fenômeno complexo que envolve compo-nentes abrasivos, adesivos, de fadiga e de corrosão; lembraram que os estudos clínicos acerca deste desgaste consomem muito tempo, além de terem um alto custo; e que nenhum dos numerosos testes *in vitro* desenvolvidos para se antecipar o desempenho clínico dos materiais tem se mostrado total-mente adequado para este objetivo. Apontaram que uma importante dificuldade, nos testes perti-nentes do tipo dois-corpos, era que, se o esmalte fosse usado como o agente de abrasão, suas carac-terísticas físicas e morfológicas variavam de um espécime para outro; considerando ainda que a forma do agente de abrasão era também um fator de importante influência neste processo, afirma-ram que, num esforço para vencer os problemas de heterogeneidade dos espécimes de esmalte e da concentração de esforços nas arestas de espécimes cilíndricos.

Para avaliar o desgaste abrasivo deste material restaurador, estão relatados, na literatura especí-fica, métodos clínicos (de complexos planejamento e execução), que requerem longos períodos de tempo para sua efetivação, e outros laboratoriais (alguns destes mais simples e outros às vezes tão complexos quanto os clínicos), que fornecem resultados de forma mais rápida. Ora, todos estes métodos têm sofrido críticas, não só pela sua complexidade de planejamento (principalmente) e de execução, como pela dificuldade de comparação de seus resultados, dadas as variações metodológi-cas extremamente diferentes.

Conseqüentemente, seria importante (para os clínicos, pesquisadores e fabricantes) que surgisse um método laboratorial de avaliação, confiável e de execução rápida, mesmo que complexa. Logi-

camente, estudos clínicos de longo termo deveriam ser efetuados, para confirmação daqueles resultados anteriores, obtidos em testes laboratoriais.

Este trabalho tem como objetivo o desenvolvimento de uma nova metodologia e um banco de ensaios para a avaliação do desgaste de resinas compostas em laboratório, de forma rápida, precisa e controlada, simulando-se o desgaste por erosão mecânica de restaurações em pacientes.

2. O MÉTODO UTILIZADO PARA A DETERMINAÇÃO DO DESGASTE DE RESINAS COMPOSTAS

O método proposto para a determinação do desgaste de resinas compostas, é baseado no estudo do comportamento da agressividade da superfície de restaurações dentárias (capacidade em remover material) com as resinas. Para a determinação da agressividade, foi reproduzido e adaptado o método do disco retificado desenvolvido por Coelho (1991), conforme é apresentado esquematicamente na figura 1.

Com este método é possível analisar-se o desgaste de um tipo de resina com relação a outro ou com ela mesma.

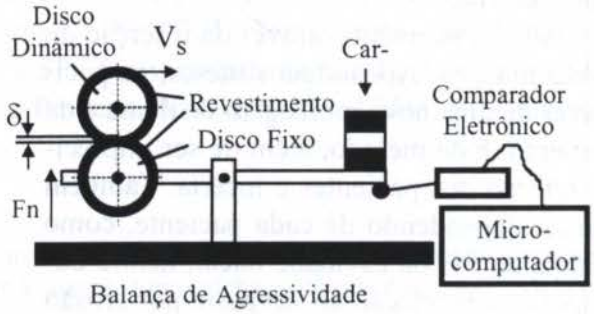


Figura 1: Desenho esquemático da balança de agressividade

Este método consiste em manter um disco fixo, confeccionado de aço ABNT 1020 e revestido com a resina que deseja-se analisar, pressionado contra a superfície de um outro disco metálico (ABNT 1020) também revestido com resina, pressionado com uma força normal constante. Tal revestimento é feito, colocando-se pequenos incrementos do material e polimerizando-os em seguida. A superfície da resina, após sua regularização, é pressionada contra a superfície de um outro disco (confeccionado de modo semelhante), sob uma força normal constante, através de uma carga preestabelecida.

O modelo matemático para a determinação da agressividade, considera o comportamento das forças de corte durante a remoção de resina.

O valor do deslocamento do disco fixo contra o disco dinâmico (também revestido com resina composta) conduz ao deslocamento da balança (δ), que é registrado ponto a ponto, em função do tempo. Com esses dados é construída uma curva de deslocamento, em função do tempo. Posteriormente, uma outra curva é construída, onde no eixo vertical, são registrados os valores do deslocamento da balança e no eixo horizontal, o tempo gasto para a aquisição dos dados elevado a 2/3. Isto é feito para a obtenção de uma reta onde sua tangente representa o coeficiente angular da reta de regressão linear. Obviamente, o disco fixo é quem sofre a maior parte do desgaste.

A dedução matemática do método é feita da seguinte forma:

A força de corte, segundo Hahn & Lindsay (1971a, 1971b e 1971c), é definida como a somatória das forças exercidas por atrito, riscamento e formação de cavacos.

Baseados nestas definições, propuseram uma relação entre a força de corte e o volume específico do material removido em um tempo determinado pela equação:

$$Z_W' = A_W (F_n' - F_{no}') \qquad [mm^3/mm] \qquad (1)$$

onde A_W é uma constante de proporcionalidade, Z_W' a taxa de material removido, F_n' a força normal específica e F_{no}' a força crítica de corte.

Para materiais ETG (Easy to grinding - de fácil usinagem), a força F_{n0}' pode ser considerada nula, pois é muito pequena. Portanto, para as condições de ensaio tem-se:

$$Z_w' = \frac{V_p A}{b} = \frac{d\delta A}{dtb} \qquad [mm^3/mm.s] \qquad (2)$$

$$F_n' = \frac{F_n}{b} \qquad [N/mm] \qquad (3)$$

onde, b é a largura do disco de prova.

Substituindo (2) e (3) em (1), obtém-se:

$$\frac{d\delta}{dt} = \frac{kF_n}{A} \qquad [mm/s] \qquad (4)$$

Como os discos têm o mesmo diâmetro externo, não foi possível utilizar a aproximação proposta por Coelho (1991). Portanto, foi desenvolvida um nova equação para a determinação do valor da área de contato. A área de contato é A é determinada por:

$$A = b\sqrt{4r\delta} \qquad [mm^2] \qquad (5)$$

Os erros que podem ocorrer em conseqüência desta aproximação são menores que 0,2%.

Substituindo a equação (5) em (4):

$$\frac{d\delta}{dt} = \frac{kF_n\delta^{-1/2}}{b\sqrt{4r}} \qquad [mm/s] \qquad (6)$$

Após um tratamento matemático, baseado no que foi apresentado por Coelho, (1991) pode-se concluir que k é:

$$k = \frac{2b\sqrt{4r}}{3F_n}(a_1)^{2/3} \qquad \left[mm^3/N.s\right] \qquad (7)$$

Na figura 2 é apresentada uma fotografia da montagem do banco de ensaios utilizado.

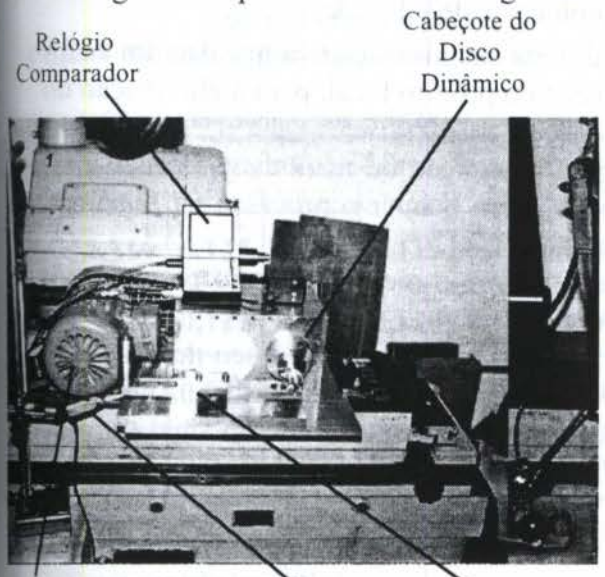


Figura 2: Montagem do banco de ensaios utilizado

O braço da balança de agressividade deve ficar na posição horizontal. O apalpador, do comparador eletrônico, é fixado num suporte rígido e acoplado ao microcomputador.

A velocidade do disco dinâmico é constante para todos os ensaios. Um "software" faz a aquisição dos valores de deslocamento do comparador eletrônico em função do tempo e realiza as operações necessárias para a determinação da agressividade.

O ensaio tem o seu início com a liberação de uma trava, que mantém a balança de agressividade na posição horizontal. A partir deste momento, o disco dinâmico começa a desgastar o disco fixo. A medida que ocorre o desgaste de ambos os discos, o eixo horizontal da balança sofre um deslocamento, que representa o desgaste dos discos em tempo real.

Os ensaios de agressividade são de curta duração (60 segundos no máximo) e os resultados representam a capacidade de um material desgastar o outro.

3. METODOLOGIA E DESENVOLVIMENTO DO BANCO DE ENSAIOS

O processo de revestimento do disco metálico com resina é manual, não possuindo precisão em relação a batida radial. Além disso a superfície da resina polimerizada é viscosa, logo após sua fixação. Para remover as imperfeições geométricas e dimensionais e eliminar a camada viscosa remanescente, os discos foram previamente usinados com um rebolo grosso, numa máquina retificadora.

Com o disco fixado na extremidade do cabeçote do disco dinâmico, eram preparados os discos, tanto fixo quanto o dinâmico. O disco fixo era fabricado e retirado do cabeçote, enquanto o disco dinâmico não. Isto foi realizado para minimizar os erros de descentralização (batimento radial). A figura 3 apresenta uma foto da preparação dos corpos de prova, na máquina retificadora.

Figura 3: Preparação dos corpos de prova

Antes do início de cada ensaio foi necessário a confecção dos corpos de prova. Estes foram preparados através do lixamento de suas laterais, para que suas faces ficassem paralelas entre si.

O motor de acionamento do cabeçote do disco dinâmico, é de 1 cv e dois pólos. Para obter-se a rotação necessária, foi utilizado um par de polias e correia dentada para a transmissão e ampliação de 3:1 da rotação.

Tanto o cabeçote quanto o motor foram fixados numa chapa de aço ABNT 1020, com meia polegada de espessura, para que o sistema pudesse ser construído com rigidez suficiente para minimizar os problemas de vibração.

Adaptou-se também uma ponta ao cabeçote, para viabilizar sua utilização, já que este foi adaptado para a realização deste trabalho. Esta ponta foi retificada no próprio local, para a eliminação do batimento radial.

A balança de agressividade também foi adaptada para a inserção de mais cargas necessárias para garantir-se uma taxa de remoção de material suficiente para manter o processo na região de corte, sem provocar o excesso de aquecimento e nem de atrito.

Para se obter a velocidade tangencial do disco dinâmico, com o menor diâmetro possível (visando reduzir os custos) foi adotado o diâmetro de 20 mm.

O ensaio foi realizado colocando-se um disco mais largo no cabeçote e um disco mais estreito na balança. Com o eixo em movimento, aproximava-se cuidadosamente os dois discos. Após tocarem-se, a tecla 'print' do relógio comparador era acionada, intermitentemente até um sinal (bip) de término do ensaio, emitido pelo computador.

3.1 Determinação das condições de ensaio

Depois de cumpridas as necessidades de fabricação de discos, deu-se início à procura das melhores condições de ensaio. Primeiramente, variou-se a carga da balança. A carga foi dividida em quatro partes que se encaixavam uma na outra. Com uma mesma condição de ensaio, apenas com a variação na carga, vários ensaios foram realizados. O valor da carga que proporcionou o melhor resultado foi de 2,4964 N.

Também foram realizados ensaios preliminares variando-se a rotação do cabeçote do eixo dinâmico. Quando a rotação era elevada, havia problemas relacionados a queima da superfície do material. Se a rotação fosse diminuída, a taxa de desgaste do material não era suficiente para proporcionar resultados satisfatórios. Após vários ensaios, chegou-se no valor de rotação do motor de acionamento de 30 Hz e lubrificação por água, na região de corte.

Para verificação da influência das condições iniciais no ensaio, foram realizados ensaios repetidas vezes com o mesmo disco dinâmico, podendo-se verificar que os resultado obtidos a partir do segundo ensaio, diferenciam muito do primeiro, e todos os primeiros possuem uma boa repetibilidade.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Na figura 4 são apresentados os resultados referentes aos ensaios realizados, interagindo dois tipos de resina, e medidas estatísticas dos resultados obtidos. A resina composta representada pela letra H é a Herculite, e a letra A representa a resina composta APH. O valor da agressividade, obtida em cada ensaio, refere-se ao disco dinâmico (primeira letra) contra o disco fixo (segunda letra).

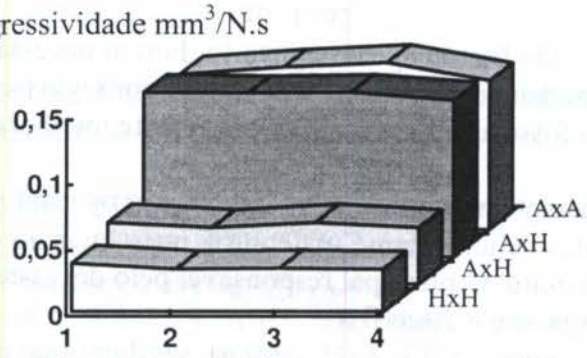


Figura 4: Resultados obtidos e análise estatística

A escolha das resinas foi feita pela diferença de desempenho clínico apresentado, apesar de ambas possuírem uma boa qualidade clínica.

Os dois tipos de resinas ensaiadas são híbridas e possuem composições muito semelhantes. A resina Herculite possui boro, silicato de bário, alumínio e sílica coloidal, e a APH apresenta sílica coloidal e silicato de bário modificado, na suas respectivas constituições. A diferença básica entre elas, é o tipo de vidro cerâmico utilizado e as pequenas partículas híbridas das resinas.

Tabela 1: Resultados obtidos nos ensaios

*	Resultados obtidos				X	S
AxA	0,119	0,125	0,128	0,115	0,121	0,006
HxA	0,126	0,125	0,126	0,120	0,124	0,002
AxH	0,042	0,043	0,047	0,043	0,043	0,002
HxH	0,037	0,033	0,033	0,033	0,034	0,002

* : Combinação das resinas estudadas
X : Média dos resultados obtido [mm³/N.s]
S : Desvio padrão [mm³/N.s]

Da análise da figura 4, pode-se verificar que quando o valor da agressividade é baixo, o desgaste da resina é menor. Isto ocorre porque a taxa de remoção de material, durante o ensaio, é pequena.

A resina Herculite gerou desgastes menores se comparados aos gerados pela resina APH, que foram mais elevados, independentemente do material com que era confeccionado o disco fixo. Com isto, pode-se afirmar que a resina APH desgastou mais que a Herculite.

Entretanto, pode-se verificar que o método desenvolvido apresenta pequena variabilidade. Isto pode ser verificado através da análise estatística dos resultados apresentados na tabela 1, que apresentou valores reduzidos de dispersão.

O coeficiente de variação (CV), que fornece um indicativo da dispersão, é calculado através do desvio padrão. Para os casos analisados, os valores de CV obtidos foram: 5,0% para AxA, 1,6% para AxH, 4,7% para HxA e 5,9%.

Considerando-se que estes valores de CV são reduzidos, mostrando um indicativo de pequena variabilidade dos elementos do universo, isso possibilita dimensionar uma amostra com quinze casos, por exemplo, obtendo-se uma margem de erro de no máximo 0,003 $mm^3/N.s$, com confiança de 95%, de acordo com o método editado por Costa Neto (1977).

5. CONCLUSÕES

Os dados existentes sobre desgaste de resina, nos métodos de avaliação clínicos, são puramente experimentais, apesar de existir fatores interferentes e indesejáveis como habito alimentar, variação na forma de mastigação, influência do pH da cavidade bucal, dentre outros. Isto dificulta uma análise imparcial do desgaste da resina composta.

Para otimizar e fornecer uma maior credibilidade aos resultados já existentes, e a outros, foi proposto neste trabalho o desenvolvimento de um banco de ensaios e de uma metodologia para a avaliação do desgaste em restaurações dentárias, em laboratório; portanto isenta de ações secundárias como PH, habito alimentar, dentre outros.

Apesar do método do disco retificado já existir, não bastou apenas aplicá-lo. Foram necessárias uma série de adaptações tanto no método, quanto no banco de ensaios para que se conseguisse encontrar as condições necessárias para que o método fosse aceitável e, simultaneamente, melhorar as condições de ensaio.

Para uma melhor compreensão do que ocorre durante os ensaios, deve-se observar os resultados como sendo a soma de duas características diferentes de um mesmo material: a resistência ao desgaste e a capacidade de um material em desgastar o outro. O principal responsável pelo desgaste é o disco dinâmico e quem sofre a maior parcela do desgaste é o disco fixo.

Observando-se a figura 4, e comparando-se a coluna HxH e AxH, pode-se verificar que a característica de resistência ao desgaste do disco fixo é a mesma. Assim, a resina A é mais agressiva que a resina H; ou seja, a resina A desgaste-se mais.

A compreensão deste raciocínio é fundamental para se conseguir identificar como este método avalia a resistência ao desgaste de cada resina.

Como aplicação prática, este método possibilita a elaboração de tabelas de desgaste de vários tipos de materiais, com uma ordenação de resistência ao desgaste, das resinas existentes no mercado, para a identificação das resinas. Também pode auxiliar em pesquisas, agilizando a avaliação destas características da resina composta.

Da análise estatística pode-se concluir que o método desenvolvido apresenta valores reduzidos de variabilidade. Portanto, trata-se de um método que possibilita a repetibilidade dos resultados com uma margem de erro de no máximo 0,003 $mm^3/N.s$.

Esta nova metodologia de ensaios para o estudo do desgaste abrasivo de resinas compostas irá colaborar em pesquisas de desenvolvimento de resinas dentárias.

6. AGRADECIMENTOS

Manifestamos nossos agradecimentos ao CNPq (Conselho Nacional de Pesquisa e Desenvolvimento), a FAPESP (Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo) e a empresa KOHLBACH, pelo apoio material cedido para este trabalho.

7. BIBLIOGRAFIA

AMERICAN DENTAL ASSOCIATION. Council on Dental Materials, Instruments, and Equipment. Posterior composite resins. **J. Amer. dent. Ass.**, v. 112, n. 5, p. 707-9, May 1986.

DE GEE, A.J. ; PALLAV, P. ; DAVIDSON,C.L. "Effect of abrasion medium on wear of stress - Bearing composites and amalgam in vitro.".J. Dent Res., maio 1986

PHILLIPS, R.W.. "Materiais Dentários de Skinner". Tradução Prof. Dr. Júlio d'Albuquerque Lóssio, Rio de Janeiro: editora Guanabara Koogan, 1993.

COELHO, R. T. "Estudo experimental da propriedade de dressagem de rebolos na retificação de precisão usando método do disco retificado". Dissertação de mestrado apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos-USP, 1991.

HAHN, R.S.; LIDSAY, R.P.; "Relationship in precion grinding". *Principles of grinding.* Machinery: parte I, p.55-62, july 1971a.

HAHN, R.S.; LIDSAY, R.P.; "The metal removal parameter". *Principles of grinding.* Machinery: parte II, p.33-39, aug. 1971b.

HAHN, R.S.; LIDSAY, R.P.; "The wheel removal parameter". *Principles of grinding.* Machinery: parte III, p.33-39, sept. 1971c.

COSTA NETO, P.L.O. Estatística. Editora Edgard Blücher Ltda. São Paulo. p. 264, 1977.

WASSELL, R. W.; McCABE, J. F.; WALLS, A. W. G. A Two-body frictional wear test. **J. dent. Res.**, v. 73, n. 9, p. 1546-53, Sept. 1994.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1470

ESTAÇÃO PARA AVALIAÇÃO *IN VITRO* DE OXIGENADORES E PERMUTADORES DE CALOR / *STATION OF "IN VITRO" TESTS FOR OXYGENATORS AND HEAT EXCHANGERS.*

Novello, W.P., Ferreira, M.M., Succi, R.., Pecorario, J. R.& Braile, D.M.
Divisão de Pesquisas e Publicações - Departamentos de P&D em Mecânica e Eletrônica da Braile Biomédica.

Abstract

In spite of the great number of extracorporeal procedures performed in Brazil, a few places can evaluate the basic function parameters of gas exchangers (oxygenators) and heat exchangers. This paper describes the project, construction and utilization of a station of "in vitro" tests to be able to evaluate the oxygen transfer, heat transfer and pressure drop. It is composed by on line blood gas monitor, peristaltic pumps with control and indication of blood flow, gas blender, manometers, thermometers, magnetic water pump, water reservoir with temperature control, supports of test devices, flow meters and supports for Nitrogen, Carbon dioxide and oxygen cylinders. The project includes electric circuits from water temperature and flow meter management and hydraulic circuit for water circulation. The test circuits and the quantitative results of evaluations are presented in the blood membrane oxygenators and heat exchangers with different materials and designs. This station tests was able to quantify some of the main performance parameters of gas and heat exchangers with easible and safely.

Keywords

Extracorporeal circulation, oxygenators, gas exchangers and heat exchangers.
Circulação extracorpórea, oxigenadores, trocadores de gases e trocadores de calor

1. INTRODUÇÃO

Os avanços da cirurgia cardíaca contribuíram para o aumento de procedimentos com circulação extracorpórea (CEC). Entre os principais componentes do circuito extracorpóreo destacam-se o permutador de gases (oxigenador), que promove a oxigenação e a remoção do dióxido de carbono do sangue, e o permutador de calor, que permite o controle da temperatura sangüínea durante a CEC (Gravlee *et al.*, 1993).

No Brasil são utilizados aproximadamente 3.000 oxigenadores integrados a permutadores de calor por mês, dos quais mais de 95% são produzidos no Brasil. Apesar da grande demanda, poucos centros têm condições de realizar *in vitro* os testes básicos de avaliação destes dispositivos, ou seja quantificar a transferência gasosa e o gradiente de pressão dos oxigenadores e a eficiência de troca calórica dos permutadores de calor (ISO/DIS7199, 1995).

3343

Os testes *in vivo* fornecem dados quantitativos dos parâmetros analisados, permitindo estudos comparativos entre oxigenadores sem a interferência dos inúmeros parâmetros envolvidos na circulação extracorpórea (Novello, 1996).

Este trabalho descreve o projeto hidráulico e elétrico de uma estação de testes compacta e os circuitos envolvidos nos testes realizados, apresentando também alguns resultados obtidos.

2. MATERIAIS E MÉTODO

O projeto da estação compreende uma estrutura com acabamento em laminado de fórmica, cuba de aço inox, equipamento para monitoração contínua do pH e dos gases sangüíneos, 2 bombas peristálticas com controle de velocidade e indicadores digitais para litros por minuto e rotações por minuto (uma para fluxos de sangue de até 2 l/min. e outra para fluxos de até 6 l/min), misturador de gases, manômetros, termômetros digitais, bomba magnética de água com capacidade para 20 l/min, reservatório de água com aquecimento controlado, suportes variáveis para dispositivos em teste, rotâmetros, iluminação direcionada, locais para armazenamento de materiais de consumo e suportes para cilindros de nitrogênio, dióxido de carbono e oxigênio.

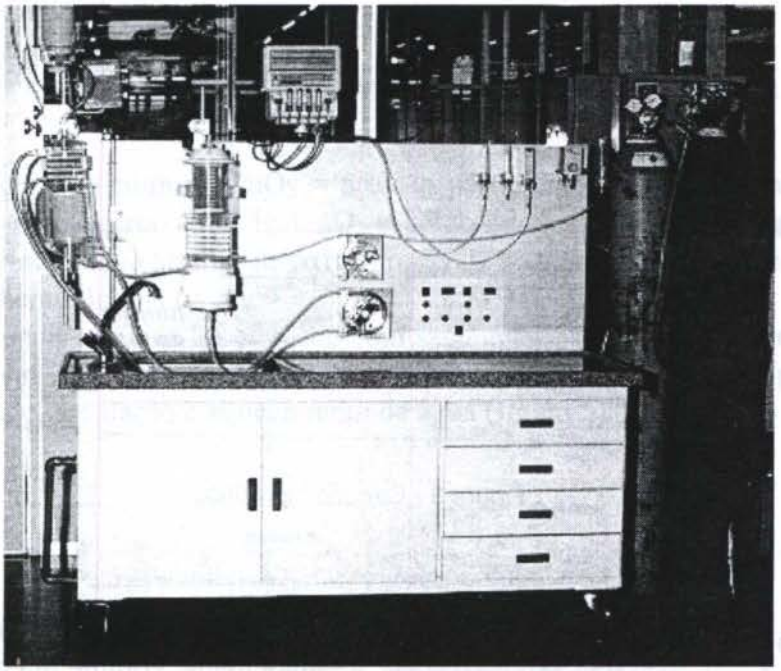


Figura 1 - Visão frontal da estação.

O projeto incluiu circuitos elétricos para controle de temperatura (figura 2) e circuito hidráulico para circulação da água (figura 3).

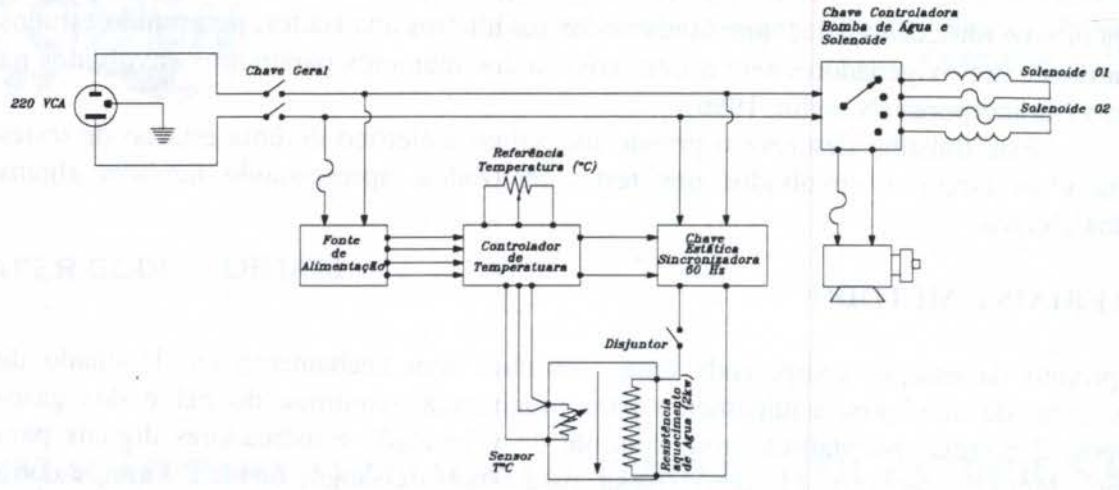


Figura 2 - Circuito elétrico.

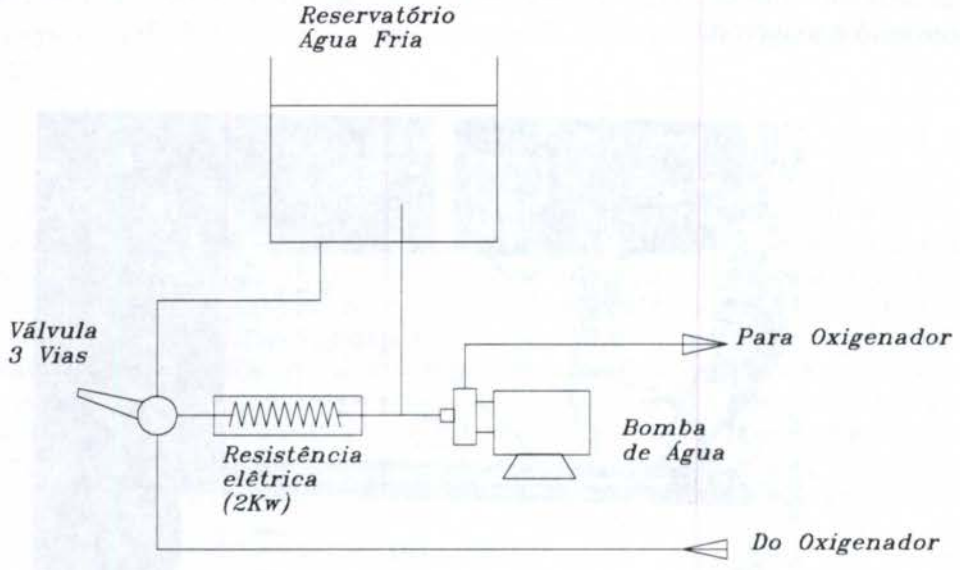


Figura 3 - Circuito hidráulico.

A estação permite avaliar parâmetros como transferência gasosa, transferência calórica, queda de pressão, resistência a altas pressões, hermeticidade, volume interno e distribuição de fluxo.

O teste de transferência de oxigênio ($T0_2$) foi efetuado com sangue bovino fresco heparinizado (1ml heparina/l) com hematócrito de 36% em um circuito com 2 oxigenadores (utilizados para remover o oxigênio e adicionar dióxido de carbono) insuflados com nitrogênio e dióxido de carbono (figura 4).

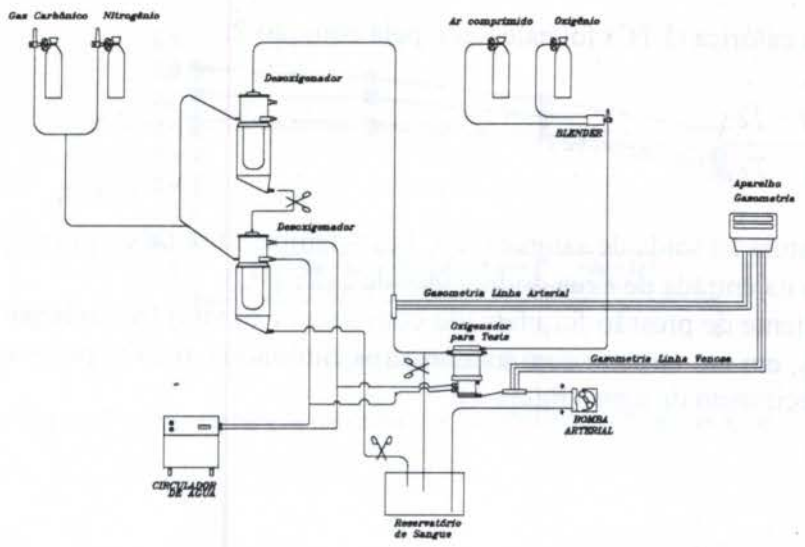


Figura 4 - Circuito do teste de transferência gasosa.

Os resultados foram obtidos em mililitros de oxigênio transferidos por minuto, calculados a partir da equação 1:

$$TO_2 = Qs\{[\frac{(PaO2 - PvO2)}{760} \cdot aO2] + [(\frac{SaO2 - SvO2}{100}) \cdot (\frac{1{,}34 \cdot Hb}{100})]\} \qquad (1)$$

onde, Qs = fluxo de sangue (ml/min), PaO_2 = pressão parcial arterial de oxigênio, PvO_2 = pressão parcial venosa de oxigênio (mmHg), aO_2 = solubilidade de oxigênio no plasma (ml O_2 /ml sangue), SaO_2 = saturação arterial de oxigênio, SvO_2 = saturação venosa de oxigênio e Hb = concentração da hemoglobina (g/dl).

O teste de transferência calórica foi efetuado com sangue bovino fresco heparinizado com hematócrito de 36% em um circuito com 2 reservatórios de sangue, bomba peristáltica, termômetros e sistema de circulação e aquecimento de água (figura 5).

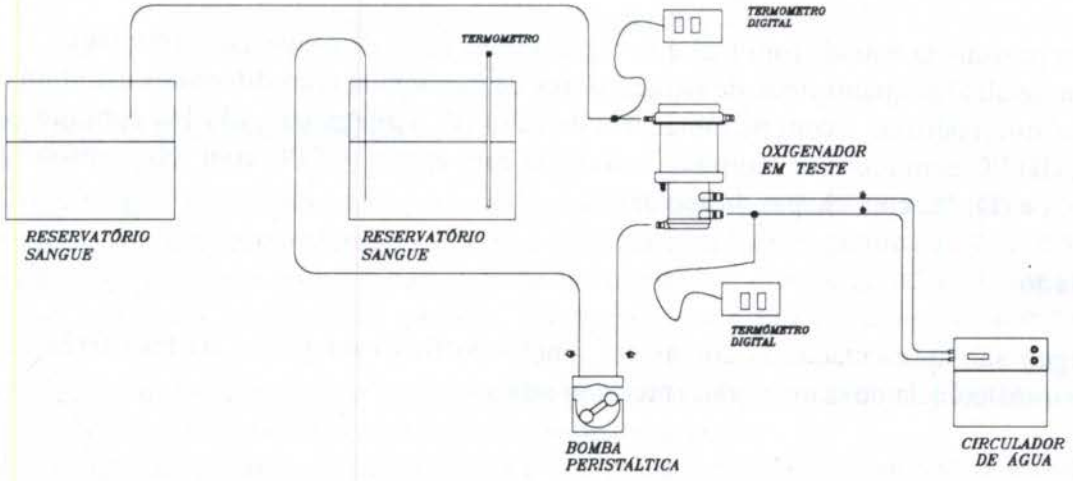


Figura 5 - Circuito de testes de transferência calórica.

O fator de troca calórica (FTC) foi calculado pela equação 2:

$$FTC = \frac{Tss - Tes}{Tes - Tea} \qquad (2)$$

onde, Tss = temperatura na saída de sangue (°C), Tes = temperatura na entrada de sangue (°C) e Tea = temperatura na entrada de água do trocador de calor (°C).

O teste do gradiente de pressão foi efetuado com sangue bovino fresco heparinizado com hematócrito de 25%, em um circuito com manômetros calibrados, bomba peristáltica, sistema de circulação e aquecimento de água (figura 6).

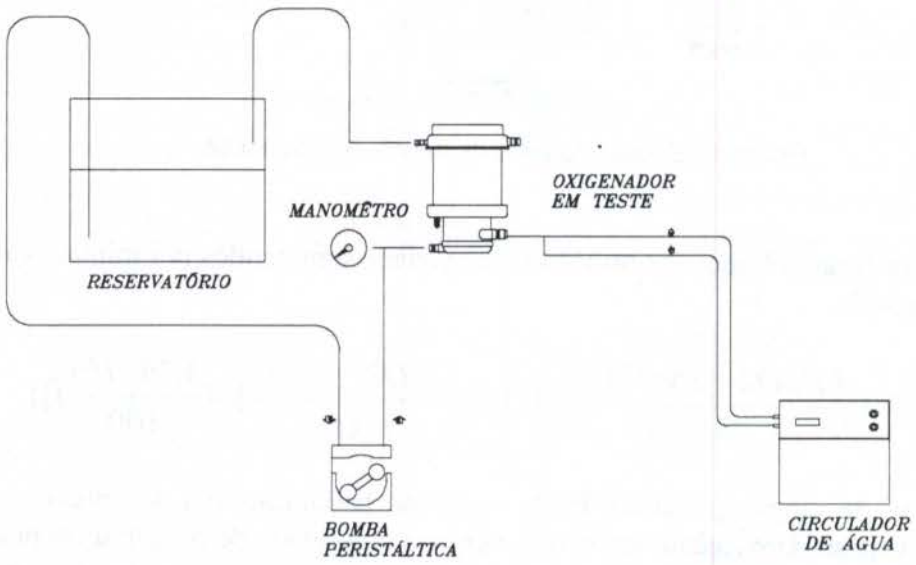


Figura 6 - Circuito de testes do gradiente de pressão.

O gradiente de pressão (ΔP) foi calculado pela equação 3:

$$\Delta P = Pe - Ps \qquad (3)$$

onde, Pe = pressão na entrada (mmHg) e Ps = pressão na saída do oxigenador (mmHg).

Foram avaliados quatro tipos de oxigenadores de membrana com diferentes estruturas de fibras ocas microporosas e com permutadores de calor (PC) integrados: (A) PC com tubos de aço inox, (B) PC com tubos de alumínio revestidos com epoxi, (C) PC com tubo sanfonizado de aço inox e (D) PC com chapas de aço inox.

3. Resultados

A seguir são apresentadas as curvas em função do fluxo sangüíneo da transferência de oxigênio, transferência de calor e gradiente de pressão.

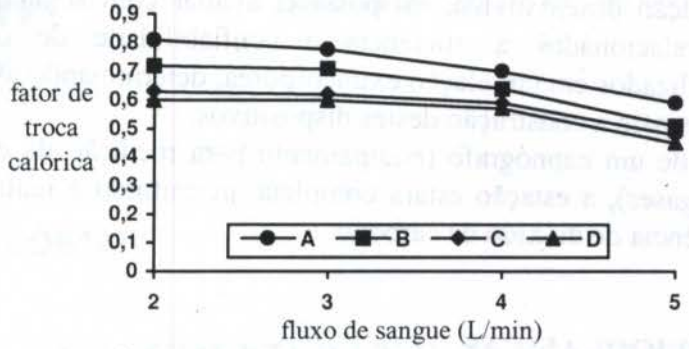


Figura 7 - Transferência de calor em função do fluxo de sangue.

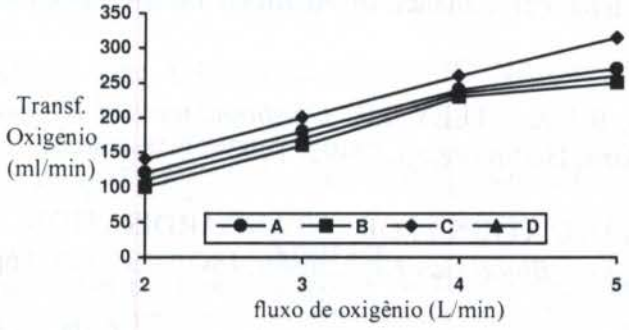


Figura 8 - Transferência de oxigênio em função do fluxo de sangue.

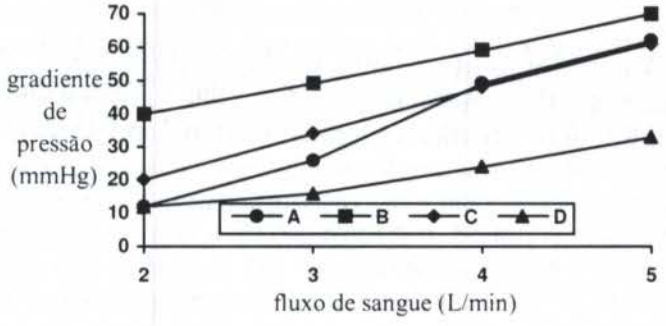


Figura 9 - Queda de pressão em função do fluxo de sangue.

4. DISCUSSÃO E CONCLUSÕES

Os resultados obtidos mostram que os oxigenadores dos tipos A e C apresentaram melhor performance, isto é, alta transferência gasosa e calórica com baixos gradientes de pressão. O oxigenador D apresentou baixa capacidade de troca calórica e o oxigenador B mostrou os mais altos níveis do gradiente de pressão, tornando-o mais suscetível ao rompimento de hemácias.

A integração dos circuitos e equipamentos para testes *in vitro* facilita a realização dos testes e permite sua realização em laboratórios de pequeno porte.

A utilização do monitor contínuo de pH e dos gases sangüíneos proporciona agilidade e confiabilidade ao sistema. Com este monitor é possível efetuar avaliações com menor tolerância das condições iniciais da saturação de O_2 e da pressão parcial de CO_2 (UEYAMA *et al.*, 1996; FRIED *et al.*, 1994).

Portanto, com a estação desenvolvida, foi possível avaliar com segurança alguns dos principais parâmetros relacionados a eficiência e confiabilidade de oxigenadores e permutadores de calor utilizados em circulação extracorpórea, determinando as estruturas e os materiais mais adequados para a construção destes dispositivos.

Com a implantação de um capnógrafo (equipamento para medição da concentração de dióxido de carbono em gases), a estação estará completa, permitindo a realização de testes mais precisos da transferência de dióxido de carbono.

5. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

FRIED, D.W., DeBENEDETTO, N., LEO, J.J. Rethinking the AAMI/ISSO "International Standard" for Oxygen Transfer Performance of Artificial Lungs. *Perfusion*, v.9, p.335-42. 1994.

GRAVLEE, G.P., DAVIS, R.F.& UTLEY J.R. *Cardiopulmonary Bypass - Principles and Practice*. Williams & Wilkins, Baltimore,pp. 55-92, 1993.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDISATION. *Cardiovascular Implants and Artificial Organs - Blood Gas Exchangers*, ISO/DIS 7199, 16p, 1995.

NOVELLO, W.P. *Dispositivo para Oxigenação e Remoção de Dióxido de Carbono do Sangue*. Tese de Doutorado apresentada na faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP, Campinas, 100p, 1996.

UEYAMA, K.; NIIMI, Y.; NOSÉ , Y. How to Test Oxygenators for Extracorporeal Membrane Oxygenation: Is the Association for the Advancement of Medical Instrumentation's Protocol Enough? *Artificial Organs*, v.20, n.7, p.741-2, 1996.

UNESP
COBEM 97
XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1474

AN AUGMENTED ENDURANCE TEST WITH ELECTROMECHANICAL PULSATILE TOTAL ARTIFICIAL HEART (TAH)

YUKIO OHASHI, ARON DE ANDRADE, KIN-ICHI NAKATA, JÜRGEN MÜLLER, YUKIHIKO NOSÉ.
Baylor College of Medicine, Department of Surgery
One Baylor Plaza, Houston, Texas 77030, USA - E-mail: yohashi@bcm.tmc.edu

Abstract

A Total artificial heart (TAH) has been developed in the Department of Surgery at Baylor College of Medicine. This TAH successfully underwent a hydrodynamic study, hemolysis study and two acute implantations. Before initiating a preclinical study, the reliability of the device needs to be documented based on the durability of each component including the electrical parts through a long-term endurance study,

This TAH was submitted to a four-month running test with the most severe driving condition where a maximum dP/dt was chosen more than 15,000 mm Hg/sec that is almost six times higher than that of a normal driving condition. The pump was submersed into a water bath that was maintained at 37° C. The TAH was driven in a LMA variable rate mode at 8 L/min outflow, 15 mm Hg preload, 100 mm Hg left afterload and 25 mm Hg right afterload. The outflow, pressures, temperature inside the TAH and electrical current were monitored.

Several stress concentrating portions were detected. The connection between the roller nut and support plate lies in one of the most stress concentrating portions, and a more reliable fixing procedure was required, A redesign was made in this portion to offer a durable connection. No malfunction of the actuator and controller was detected throughout the testing duration. The required electrical power was 14.7 ± 1.6 watts and the total efficiency was 12.6 ± 1,4 %. The temperature in the TAH was 45.9 ± 0.9° C on the motor, and 37.8 ± 0.3° C on the centerpiece.

Keywords

total artificial heart, durability, augmented endurance study, stress concentrating portion.

1. INTRODUCTION

Each year, approximately 50,000 patients with severe heart failure can benefit from a heart transplantation. However, less than 2,500 donor hearts are available in the United States (The United Network for Organ Sharing). Thus, more than 90% of these patients die while waiting for a suitable donor heart. Internationally efforts are being made to overcome this shortage of donor hearts for these patients.

Since 1989, an electromechanical driven pulsatile Total Artificial Heart has been developed in the Department of Surgery at Baylor College of Medicine.

Durability is a key factor that regulates the limitation for usage of this device. This TAH is composed of both mechanical and electrical parts. If one of these components works

3350

improperly, the TAH would be dysfunctional. The TAH differs from a cardiac assist device, only a few minutes suspension of pumping of the TAH may have fatal results for the recipient.

Aiming for a three-month implantation of the TAH as a first step of in-vivo study, a four-month in-vitro running test was performed.

2. MATERIALS AND METHODS

2.1 TAH

The TAH is a one-piece unit with left and right pumping chambers sandwiching a centerpiece with an actuator assembly (Figure 1a, b). The outer diameter is 97 mm and the center thickness is 93 mm. The total weight is 620 g with a displacement volume of 510 ml.

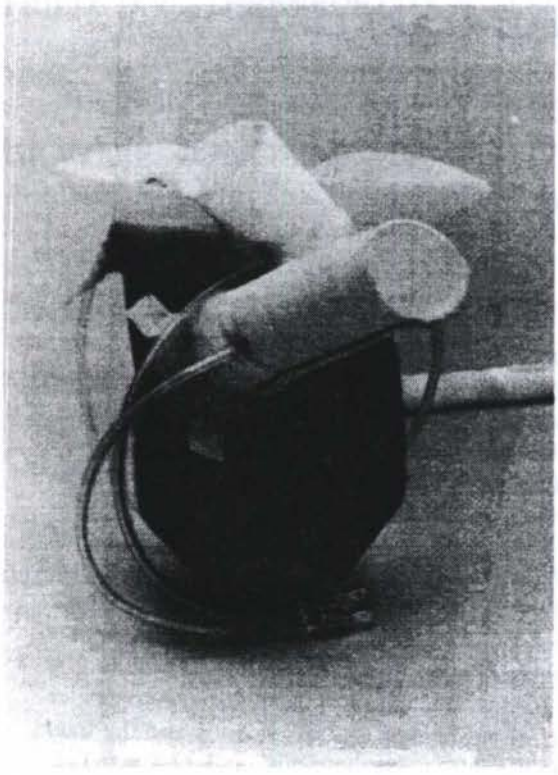


Figure 1a - An electromechanical driven pusher-plate type Total Artificial Heart with inflow cuffs and outflow conduits as prepared for implantation.

The driving component of the TAH is an electromechanical actuator that consists of a DC brushless motor (Sierracin/Magnedyne, Vista, CA, USA) and a planetary roller screw (SRC 8x4R, SKF France S.A., CLAMART, France). The rotation motion of the DC brushless motor is converted into a rectilinear motion of the roller screw. The support-plate connected to the roller screw pushes the pusher-plates to pump the blood from both the right and left pumping chambers alternatively. Hall effect sensors detect the position of the support-plate and left pusher-plate, and send signals to the controller to properly regulate the rotation of the motor.

The TAH is controlled in a left master alternate (LMA) variable rate mode, that is, left fill-empty and right fill-limited alternative ejection mode. Blood filling into the pumping chamber is passive depending on the preload. Since the pusher-plates and roller screw are not fixed and decouple during the diastolic phase, only the preload can move the pusher plate down, and passive filling can be obtained.

In vitro hydrodynamic performance characteristics demonstrated that a left pump outflow of more than 8 L/min was obtained with a filling pressure of 12.5 mm Hg in the variable rate mode (Takatani *et al.*, 1992).

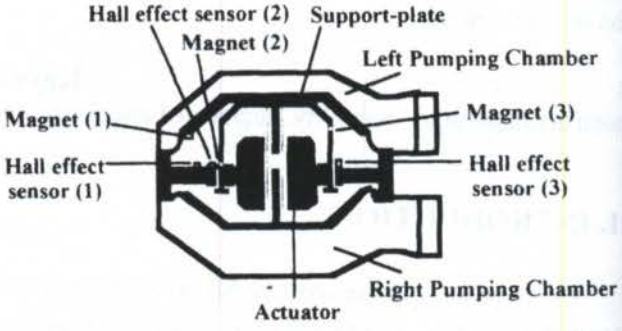


Figure 1b - A simplified schematic drawing of the total artificial heart showing electrical position sensors. Hall effect sensor (1) with magnet (1) work together for detecting the down position of left pusher-plate. The Hall effect sensor (2) with a magnet (2) for the up position of the support-plate, and Hall effect sensor (3) with a magnet (3) for the down position of the support-plate.

2.2 In-vitro four-month running test

The TAH was placed into a specially designed mock circulatory loop for this test (Figure 2a, b). The loop was filled with water in which the temperature was controlled at 37°C by a heat exchanger (Tempette TE-8A, Techne Inc., Cambridge, UK). This TAH was operated in LMA variable rate mode with a preload of 15 mm Hg against 100 mm Hg left afterload and 25 mm Hg right afterload. Outflow was maintained at 8 L/min. A maximum dP/dt in left pumping chamber was chosen more than 15,000 mm Hg/sec, that is almost six times higher than a normal driving condition, in order to make potential weak points clear.

Throughout the testing duration, outflow, right and left afterloads and temperature inside the TAH were monitored and recorded on a data recorder (Gould Instrument System Inc., Valley View, OH, USA). The requiring electric current to drive the TAH was monitored in first 30 days of the testing duration.

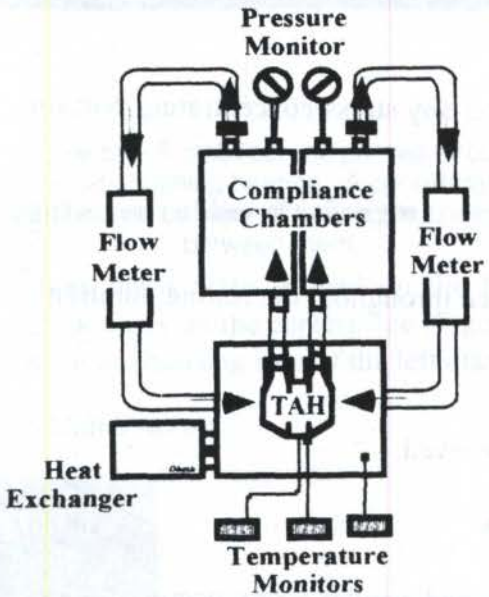


Figure 2a - A schematic drawing of the mock circulatory loop (top view). The TAH is soaked in the water bath, the water in the bath is pumped out by the TAH into a compliance chamber. The resistors after compliance chambers produce the right and left afterload for the TAH.

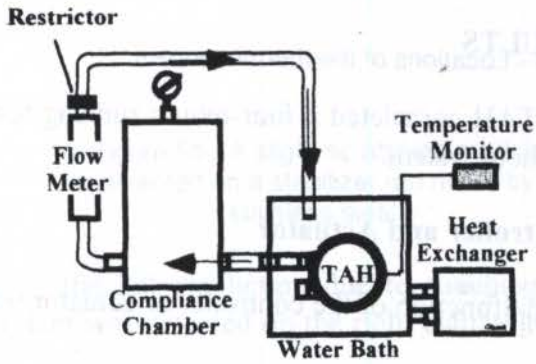


Figure 2b - A schematic drawing of the mock circulatory loop (side view).

2.3 Evaluation of the mechanical parts

The TAH was disassembled after completion of the four-month running test. All mechanical parts of the TAH ware examined in detail. Some mechanical parts were microscopically examined to detect a small crack or wear.

2.4 Energy consumption measurement study

The requiring electric current to drive the DC brushless motor was measured with an electric current probe (TM 502A, Tektronix Inc., Wilsonville, OR, USA) and an oscilloscope (TDS 420, Tektronix Inc.). The total efficiency was calculated by the following formula:

Total Efficiency (e_t) = L_H/L_E

where, L_H: (Hydraulic Power) = 0.0022 x ($[\Delta P]_{mmHg}$ x $[Q]_{L/min}$), and L_E: (Electric Power) = $[V]_V$ x $[A]_A$.

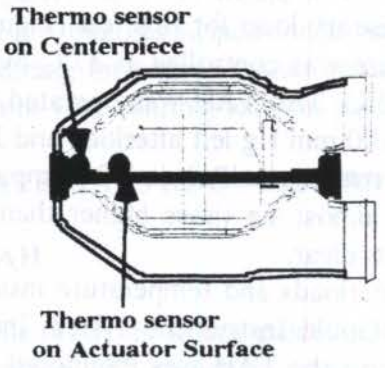


Figure 3 - Locations of the thermocouples.

2.5 Heat distribution study

Temperature was measured in two different locations of the TAH, on the actuator surface and on the centerpiece, throughout the test duration (Figure 3). Thermocouplings that were connected to the temperature indicator (OMEGA-DP116, OMEGA Technologies Company, Stanford, CT, USA) detected the temperature of each location.

3. RESULTS

The TAH completed a four-month running test to detect any stress concentrating portions in the whole system.

3.1 Controller and Actuator

No malfunction of the controller or actuator was detected throughout the testing duration.

3.2 Mechanical parts

In the testing duration, two mechanical failures were observed.

3.2.1 Connection between pusher-plate and roller screw

The breakage of the connection between a pusher-plate and a roller screw occurred on the 18th day after the initiation of the test. The support-plate that was attached to the roller screw with solder was completely wrenched off (Figure 4). No surface crack was detected on both parts.

Figure 4 - A breakage of the connection between support plate and roller

3.2.2 Left motor holder

The left motor holder made by aluminum was worn by a bearing, that held the roller screw, on the 120th day.

Each mechanical failure described in 3.2.1 and 3.2.2 was repaired immediately after it occurred.

3.2.3 Slide bushing bearings and stabilizer rods

Considerable wear on the slide bushing bearings fabricated from bronze were detected. Inner diameters of the bearings were enlarged 9.2 % at maximum. On the other hand, a slight scratching mark was observed on the stainless steel stabilizer rods (Figure 5a, b). No crack was detected on each component.

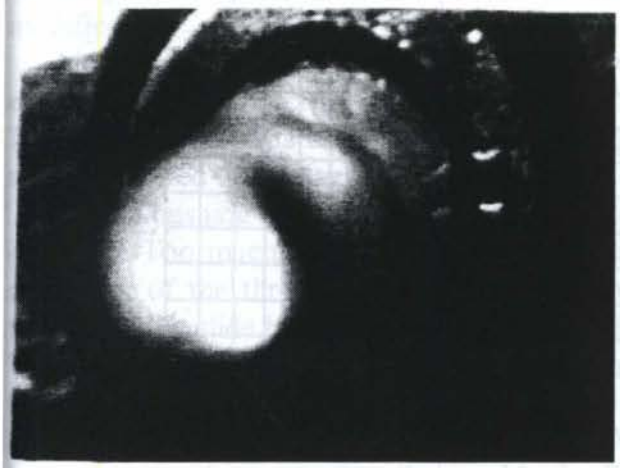


Figure 5a - A stabilizer rod passes through the slide bushing bearing. A considerable gap is observed between them.

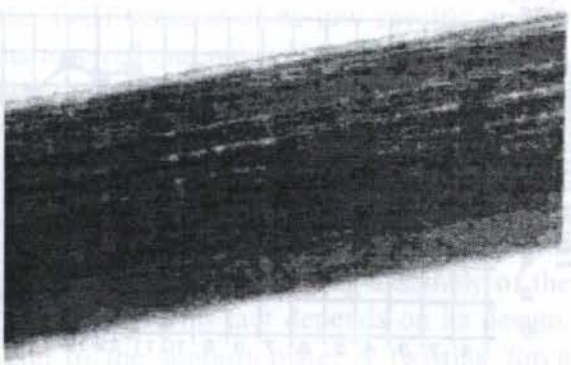


Figure 5b - A slight scratching mark is detected on a stabilizer rod made by stainless steel.

3.2.4 Hexsyn rubber diaphragm

Three dents were formed on the back side of the left diaphragm due to touching the electrical wires on the centerpiece (Figure 6). No dent was detected on the right diaphragm or on the pump housing side of the left diaphragm.

3.2.5 Roller screw

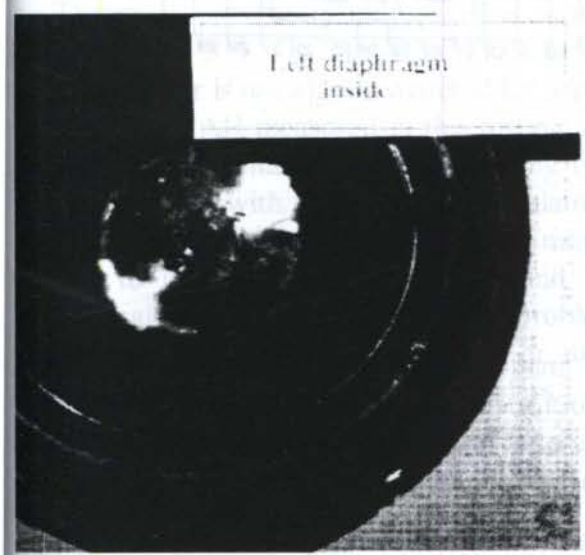


Figure 6 - Left diaphragm

No mechanical damage was detected.

3.3 Requiring power

Requiring power ranged from 11.9 to 17.7 watts with an average of 14.7 ± 1.6 watts. The calculated total efficiency including the motor driver ranged from 10.2 to 15.6 % with an average of 12.6 ± 1.4 %. During the third week, the total efficiency reduced below 12%, that is, it was less than initial value. After this period of time, it gradually increased more than the initial value (Figure 7).

3.4 Temperature inside the TAH

Measured temperature on the surface of the motor raged from 44,0 to 47.5°C with the average of 45.9 ± 0.9°C. The mean temperature on the central piece was 37.8 0.± 3°C. The average temperature difference between the central piece and water bath was 1°C (Figure 8).

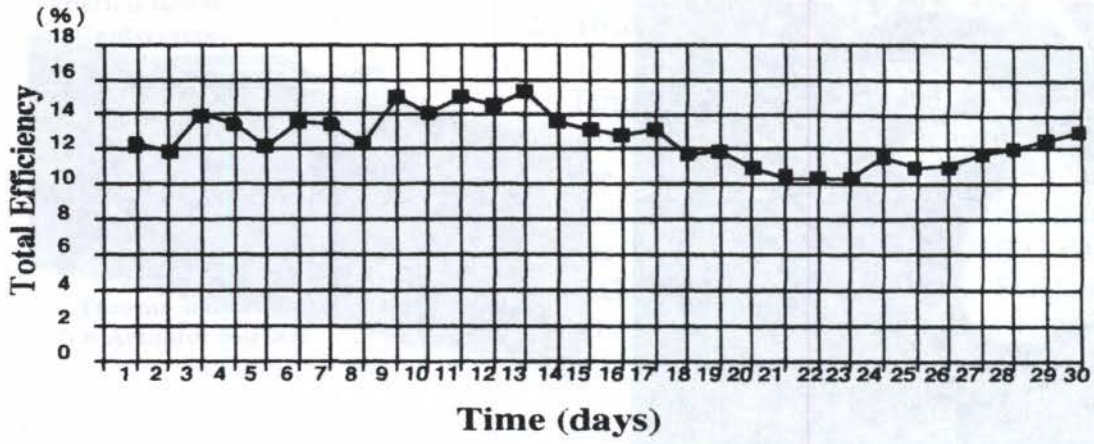


Figure 7 - A transition of the total efficiency.

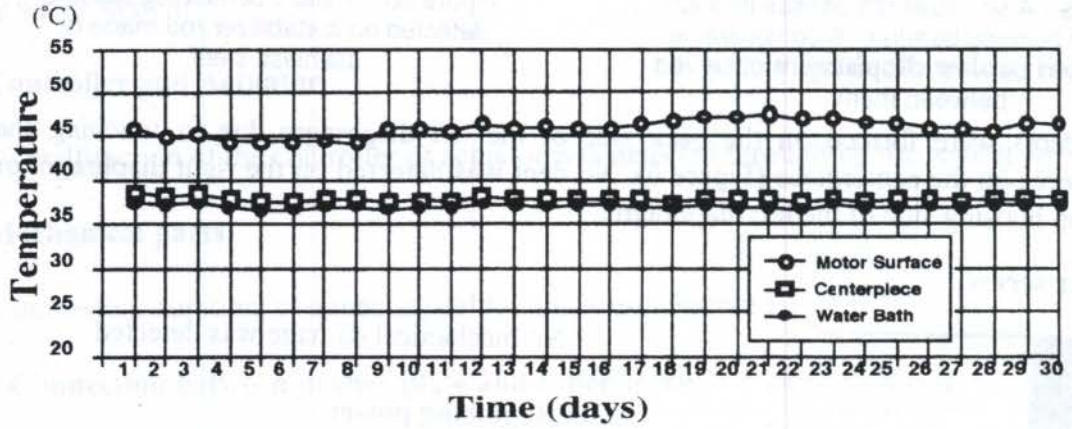


Figure 8 - A transition of heat distribution

4. DISCUSSION

4.1 Controller and actuator

Electrical parts and controller demonstrated no malfunction operation throughout the testing duration. This reliable control system is due to a modification of an electrical position sensing system. In brief, two modifications ware made on a previous model. One modification was the installation portion of the sensors, and the other was the usage of the sensors.

4.2 Mechanical parts

The connections between a roller nut and support-plate is one of the most stress concentrating portions. A wrenching force is always applied to this portion. Especially, at a moment when the motor changes its rotation direction, the wrenching force may be a maximum. Soldering method was used to fix this connection. From, close examination of this portion in disassembled parts, it was revealed that this solder was wrenched off, however, the surface of both parts remained intact. A redesign was made on the fixing method of this connection. The head of the roller screw is formed in a hexagonal shape and attaches into the same hexagonal shape hole on the support-plate. Then the connecting portion is soldered.

Welding is an option. A thickness of the support-plate is also an important factor to be modified.

Aluminum is a good material for the parts of the TAH because of its low specific gravity and good heat conductivity. On the other hand, this material can not withstand metal fatigue. Therefore, some parts used in the stress concentrating portions such as a motor holder needs to be fabricated of a much harder material such as a titanium alloy,

A slide bushing bearing and stabilizer rod guides the support-plate to move in a rectilinear direction. Too much friction between these parts can make the motor to stop. A disorder in alignment of the three stabilizer rods, that are attached to the support-plate, often creates friction of the slide bushing bearings. Even if the alignment is adjusted during assembly of the TAH, it becomes improper after a certain period of pumping. This fact depends on its design, that is, the stabilizer rods are supported by one end of the support plate. A twisting force applied on the other end can easily create a misalignment. A considerable wear in the bushing bearings was observed after disassembly the TAH, due to the misalignment of the stabilizer rods. This problem can be easily resolved by supporting the stabilizer rods at each ends by two support-plates from both sides.

Hexsyn rubber (Univ. of Akron, Akron, OH, USA) diaphragm demonstrated its durability after 350 million cycles of pumping (McMillin, 1987). In order to avoid the diaphragm's touching objects on the centerpiece, the electric wires to both the actuator and Hall effect sensors were fixed in a groove made on the central piece with epoxy glue, and the positions of the Hall effect sensors were carefully adjusted.

The purpose of this study is to evaluate the durability of the TAH including the controller through a four-months running test. In other words, this study is intended to find the potentially weak points. In order to satisfy this aim the test condition needed to be much more severe than the physical condition.

The mock circulatory loop supplies sufficient pressure and flow conditions though it was not filled with 37% Glycerin-water, that has a same viscosity as blood, but just water. A 37% Glycerin-water is not a good material for a long-term test because of a putrefaction. Maximum dP/dt of the TAH measured in this testing condition was more than 15,000 mm Hg/sec. This extremely high value was created mainly by less compliance of the mock circulatory loop. When measured with another mock circulatory loop that adopted a soft compliance tubing, the maximum dP/dt value was around 2,600 mm Hg/sec. This extremely high maximum dP/dt was chosen to create weak points clear and to find out potential weak parts easily. These mechanical failures stand for potential problems that may occur after the TAH is implanted in an animal model. After the redesign or modification of these parts, the possibility of the mechanical failure of the same parts is less.

4.3 Energy consumption

Takatani, et al. calculated the total efficiency of the TAH using the theoretical component efficiency of each part of the TAH with a measured input power. They reported the total efficiency of the TAH ranging 14 to 18% for the pump output range of 4 to 9 L/min (Takatani et al., 1994). In this study, the total efficiency is 12.6 ± 14 % at 8 L/Min of outflow, however, this value is smaller than that of Takatani's report.

The total efficiency reduced temporarily on the third week. This temporary reduction is not easily explained. However, one possible explanation is a small change in the alignment of the stabilizer rods, as explained above. Namely, in the first two weeks, an alignment was maintained correctly. From the third week misalignment appeared, and friction between the stabilizer rod and slide bushing bearing increased. As a result of this increased friction, the

requiring power increased, that is, the total efficiency reduced. And further, wear on the slide bushing bearings was made to compensate for the friction. After the bearings are worn the total efficiency recovered.

4.4 Heat distribution

The thermal management study with the implantable ventricular assist system (VAS) was reported previously (Tasai *et al.,* 1994). The VAS utilizes the same actuator and similar control system as that of the TAH, except for the position sensing system. In that study, the VAS was tested both in a physiological and in an accelerated in-vitro environment. They concluded that the VAS had an effective thermal dissipation, and did not introduce a critical temperature rise inside the system. In this study, the temperature rise on the actuator and on the central piece of the TAH is the same as, or lower than that of the VAS. Hence, the result from this study also reveals the affective thermal dissipation property of the TAH.

5. CONCLUSION

The TAH demonstrated a sufficient endurance characteristic in a most severe testing condition.

1. No malfunction of the electronic components or the controller ware demonstrated.
2. Two potential weak points in the mechanical parts ware detected.
3. Detected mechanical problems were properly modified or redesigned.
4. A measurement of requiring power and heat distribution demonstrated a sufficient characteristics for a long-term animal implantation of the TAH.

6. REFERENCES

McMillin, C.R. Characterization of Hexsyn, a polyolefin rubber, *Journal of Biomaterials Applications,* vol. 2, pp. 3-100, 1987.

Takatani, S., Shiono, M., Sasaki. T., Glueck, J., Noon, G.P., Noon, Y., & DeBakey, M.E. Development of a totally implantable electromechanical total artificial heart: Baylor TAH, *Artificial Organs,* vol. 16, pp. 398-406, 1992.

Takatani, S., Orime, Y., Tasai, K., Ohara, Y., Naito, K., Mizuguchi, K., Makinouchi, K., Damm, G., Glueck, J., Ling, J., Noon, G.P,. Nose, Y. Totally implantable total artificial heart and ventricular assist device with multipurpose miniature electromechanical energy system, *Artificial Organs,* vol. 18, pp. 80-92, 1994.

Tasai, K., Takatani, S., Orime, Y., Damm, G., Ohara, Y., Naito, K., Makinouchi, K., Mizuguchi , K., Matsuda, Y., Shimono, T., Glueck, J., Noon, G.P., Nosé, Y. Successful thermal management of a totally implantable ventricular assist system, *Artificial Organs,* vol. 18, pp. 49-53), 1994.

The United Network for Organ Sharing (UNOS) Scientific Registry data as of April 22, 1996

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1475

AVALIAÇÃO "IN VITRO" DO ÍNDICE HEMOLÍTICO EM VENTRÍCULO ARTIFICIAL PULSÁTIL / *IN VITRO EVALUATION OF THE HEMOLYSIS INDEX IN A PULSATILE VENTRICULAR ASSIST DEVICE*

SERGIO A. HAYASHIDA, MARIA DE LOURDES L. SILVA, MARINA J. S. MAIZATO, IDÁGENE A. CESTARI & ADOLFO A. LEIRNER
Divisão de Bioengenharia - InCor - HCFMUSP
CEP 05403-000 São Paulo, SP, Brasil - E-mail: biosergio@incor4.incor.usp.br

Abstract

High biocompatibility and low hemolysis are important characteristics for allowing long term use of blood pumps. We present an improved system for testing the hemolysis produced by an implantable pulsatile ventricular assist device (VAD) presently under development at our laboratory. The system has two flexible blood chambers immersed in fluid filled reservoirs. The chambers are connected to VADs driven by a pneumatic actuator. The results obtained with fresh heparinized bovine blood in four experiments showed that this system has a low degree of contribution on total hemolysis produced and provides a reliable method to determine hemolytic performance of VADs.

Keywords

Ventricular assist device, hemolysis index, thrombogenicity, in vitro test. Dispositivo de assistência ventricular, indice de hemólise, trombogenicidade, teste in vitro.

1. INTRODUÇÃO

Existem vários tipos de dispositivos de assistência circulatória disponíveis comercialmente, que podem ser classificados como: de fluxo contínuo e pulsáteis.

No desenvolvimento de dispositivos cardiovasculares, faz-se necessário a avaliação do desempenho "in vitro" sob condições experimentais semelhantes ao seu uso "in vivo".

Os dispositivos pulsáteis são mais adequados em assistência circulatória por um período mais prolongado (Laschinger *et al.*, 1983). Para este propósito é muito importante que o dispositivo apresente boa compatibilidade sangüínea, considerando-se a hemólise resultante e a trombogenicidade.

O grau de hemólise de um dispositivo de assistência circulatória pode ser avaliado através de ensaios em animais de experimentação ou através de testes "in vitro". Os testes realizados "in vitro" resultam em custos bem mais baixos, apresentando também a vantagem de não haver a interferência do metabolismo animal, com a obtenção de um incremento gradual da hemólise no tempo.

3358

2. MATERIAL E MÉTODOS

O sistema de testes para avaliação "in vitro"da hemólise está ilustrado na Figura 1.

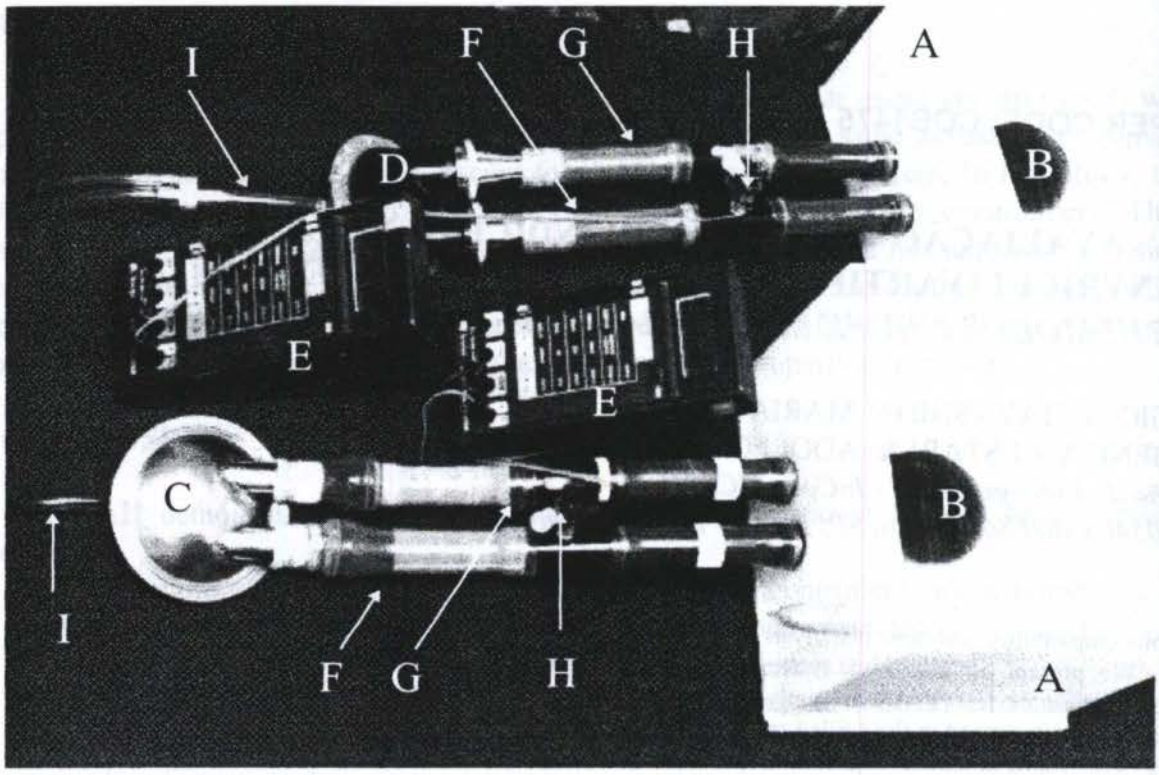


Figura 1. Sistema de testes "in vitro" de hemólise

Os ensaios foram realizados com o protótipo do dispositivo de assistência ventricular (DAV) implantável em desenvolvimento (C), em paralelo com um DAV paracorpóreo (D), já utilizado clinicamente (Leirner, 1995), como referência.

O sistema de testes é constituído por um par de reservatórios rígidos de PVC (A), volume: 6 litros. Em cada reservatório foi colocada uma bolsa flexível de poliuretana (B). O líquido (água) que circunda as bolsas flexíveis é mantido em temperatura constante (37 ^{o}C) com o auxílio de uma bomba circuladora provida de termostato.

As cânulas de entrada e saída dos dispositivos testados (F e G) são conectadas nas bolsas de poliuretana, num circuito fechado que possui locais adequados para a retirada de amostras sangüíneas para as avaliações hematológicas e medidas de temperatura (H).

O volume de sangue utilizado no sistema foi de 380 ml em cada circuito, e os experimentos foram realizados na ausência de interface ar-sangue, para minimizar as interferências.

O sangue selecionado para utilização nos ensaios (sangue bovino fresco heparinizado) apresentou um hematócrito (Ht) de 36,0 ± 5,9 % e hemoglobina (Hb) de 12,0 ± 2,0 g/dl e foi mantido à 37 ^{o}C durante os ensaios. A temperatura sangüínea foi continuamente monitorizada durante os ensaios por sensores eletrônicos de temperatura calibrados.

Os testes foram realizados com um débito de 4,8 l/min e freqüência de 80 batidas por minuto (bpm) mantidas por um propulsor eletropneumático microcomputadorizado (Oshiro *et al.*, 1995), durante um intervalo de 3 horas.

A hemólise causada pelo dispositivo de assistência e seus acessórios foi inferida pela dosagem espectrofotométrica da hemoglobina plasmática liberada pela "quebra" das hemáceas durante os ensaios. Para o cálculo do índice de hemólise (Müller *et al.*, 1991) utilizou-se a seguinte fórmula:

$$IH = \frac{V(1 - Ht)(HbPf - HbPi)}{Qt(Hb)} 10^3$$

onde:

IH = Índice hemolítico (adimensional)
V = Volume total de sangue (l)
Ht = Hematócrito (%)
Hb = Hemoglobina total (g/dl)
HbPf = Hb plasmática final (mg/dl)
HbPi = Hb plasmática inicial (mg/dl)
Q = Fluxo do sangue (l/min)
t = Duração do experimento (min)

3. RESULTADOS

O incremento normalizado de Hb plasmática ou Hb livre (HbL) no tempo, em 4 ensaios, está ilustrado na Figura 2.

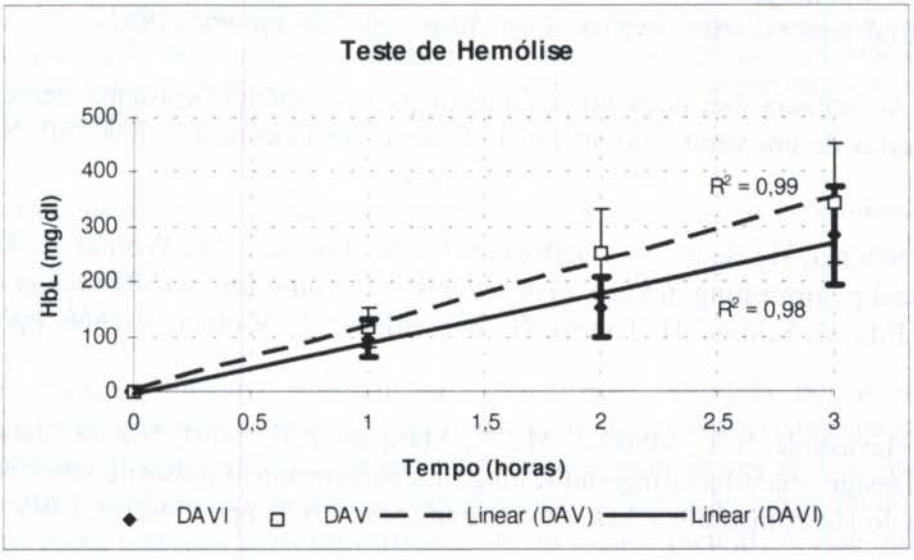


***Figura 2**. Incremento da HbL no tempo.*

O IH médio obtido pela fórmula anteriormente citada foi de 8,8 ± 1,5 para o DAV implantável (DAVI) e 11,1 ± 2,4 para o DAV de referência.

4. DISCUSSÃO E CONCLUSÕES

De acordo com a literatura (Schima *et al.*, 1991), os fluidos mais utilizados em ensaios similares são o sangue humano, bovino ou porcino. Optamos pela utilização de sangue animal pela sua maior disponibilidade e facilidade de obtenção.

O sangue utilizado em nossos ensaios foi o bovino pois verificamos a necessidade de cuidados extras para a obtenção do sangue de porco, devido à rápida coagulação deste material após sua coleta.

Para este tipo de testes é recomendável que se utilize sangue fresco. Constatamos em nosso laboratório que conservando-se o sangue bovino heparinizado em geladeira à 4 ^{o}C, pode-se utilizá-lo até 24 horas após a coleta, desde que sejam tomados cuidados para se evitar contaminação bacteriana.

A utilização de bolsas complacentes de poliuretana com formato em "U" proporcionou ao sistema baixo trauma mecânico e facilitou a manutenção do circuito sem a presença de uma interface ar-sangue que poderia influir nos resultados (Swier *et al.*, 1989).

Podemos verificar na Figura 2 a linearidade (99 e 98%) do incremento da HbL e portanto da hemólise no intervalo de testes.

O sistema desenvolvido mostrou-se adequado para a determinação "in vitro" da hemólise de dispositivos pulsáteis de assistência circulatória e também serve para a avaliação da trombogenicidade de dispositivos semelhantes.

5. REFERÊNCIAS

Laschinger, J.C.; Cunningham, J.N.; Catinella, F.P., Knopp, E.A.; Gassman, E.; Spencer, F.C. Pulsatile left atrial-femoral artery bypass. *Arch Surg*, vol. 118, pp. 965, 1983.

Leirner, A.A. Assistência mecânica no tratamento da insuficiência cardíaca grave. Projeto, construção e testes de um ventrículo artificial. Tese (Livre-Docência) - FMUSP, São Paulo. pp. 46, 1995.

Müller, M.R.; Schima, H.; Salat, A.; Geihseder, G.; Schlasche, C.H., Wolner, E. Guidelines for hematological pump-testing in vitro. *Proceedings of the International Workshop on Rotary Blood Pumps*, Eds. H. Schima, H. Thoma, G. Wieselthaler, E. Wolner, Vienna, pp. 111-117, 1991.

Oshiro, M.S.; Hayashida, S.A.; Maizato, M.J.S., Marques, E.F.; Stolf, N.A.G.; Jatene, A.D.; Leirner, A.A. Design, manufacturing and testing of a paracorporeal pulsatile ventricular assist device: Sao Paulo Heart Institute VAD. *Artif Organs*, vol. 19(3), pp. 274-279, 1995.

Schima, H.; Thoma, H.; Wieselthaler, E.; Wolner, E. *Proceedings of the International Workshop on Rotary Blood Pumps*, Vienna, 1991.

Swier, P.; Bos, W.J.; Mohammad, S.F.; Olsen, D.B.; Kolff, W.J. An in vitro test model to study the performance and thrombogenicity of cardiovascular devices. *ASAIO Transactions*, vol. 35, pp. 683-687, 1989.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1476

MÉTODO DE OBTENÇÃO DE UMA PRÓTESE EM SILICONE PARA TORACOSTOMIA / *METHOD FOR PROSTHESIS PRODUCTION IN SILICONE FOR THORACOSTOMY*

HELENA T. T. OYAMA, MARINA J.S MAIZATO, ADOLFO A. LEIRNER & LUIS T. B. FILOMENO*.
Divisão de Bioengenharia - InCor - HCFMUSP
Av. Dr. Enéas de Carvalho Aguiar,44 - Cerqueira César - São Paulo -CEP: 05403-000
e. mail: biohelena@incor4.incor.usp.br
**Divisão de Cirurgia Torácica e Cardiovascular - HC-FMUSP*

Abstract

This paper presents the design and construction of a thoracostomy silicone prosthesis. Its main utilization is in Clagett's and modified Eloesser thoracostomies and for the treatment of chronic and post-pneumonectomy empyemas. The prosthesis designed consists of a silicone tube corrugated and with one internal and one external flange to avoid migration. It can be placed through 30 to 40 mm incision and resection of a segment of solely one rib, minimizing surgical trauma and resulting in a esthetically improved aspect, while maintaining adequate and continuous draining of the pleural space. Hitherto, the prosthesis was utilized in 20 patients subjected to thoracostomy with a follow up period of 11 to 312 days. The results obtained suggest that its utilization presents many advantages in comparison to the traditional method utilized.

Key words

Chronic empyema, thoracostomy, thoracostomy prosthesis. / *Empiema crônico, toracostomia, prótese de toracostomia.*

1. INTRODUÇÃO

A caixa torácica humana, apresenta-se internamente revestida por uma membrana denominada pleura, sendo que em condições normais de saúde, não existe espaçamento entre esta e os pulmões. Porém, após a ocorrência de doenças pulmonares graves, que provocam uma diminuição do volume dos pulmões, podem ocorrer a formação e o acúmulo de secreção no interior da caixa torácica, mais especificamente no espaço pleural. A esse quadro dá-se o nome de empiema crônico, cujo tratamento consiste na drenagem permanente desta secreção.

A toracostomia é um procedimento de grande utilidade no tratamento de empiemas crônicos, sobretudo nos empiemas pós-pneumonectomias (Clagett, 1963; Eerola, 1988). Consiste na construção cirúrgica de uma abertura na parede do tórax, junto à extremidade inferior da caixa torácica (Galvin, 1988). Neste procedimento, tradicionalmente, o cirurgião efetua uma incisão de 50 a 80 mm, procede à ressecção de 3 ou 4 segmentos de arcos costais, seguida de ressecção do trecho do músculo ou um amplo descolamento de pele e subcutâneo com o intuito de suturá-la à pleura (Elloesser,1935; Hurvitz, 1986). Apesar de ser um procedimento eficiente, representa um ato cirúrgico relativamente complexo para a função a que se propõe e extremamente traumático para o paciente.

3362

O objetivo deste trabalho é apresentar uma prótese, confeccionada em silicone (Willians, 1981), visando minimizar o traumatismo cirúrgico nas toracostomias, manter uma drenagem pleural eficiente e diminuir as seqüelas estéticas. Paralelamente, foi desenvolvido a respectiva técnica de implantação do dispositivo.

2. MATERIAL E MÉTODO

A prótese para toracostomia tem a forma tubular, com diâmetro interno de 20 mm. A sua face externa é dotada de saliências anelares, eqüidistantemente espaçadas entre si, para receber o encaixe de um anel de ajuste, também de silicone. Na extremidade oposta, foi construída uma flange de forma elíptica. A Figura 1 mostra o perfil do dispositivo.

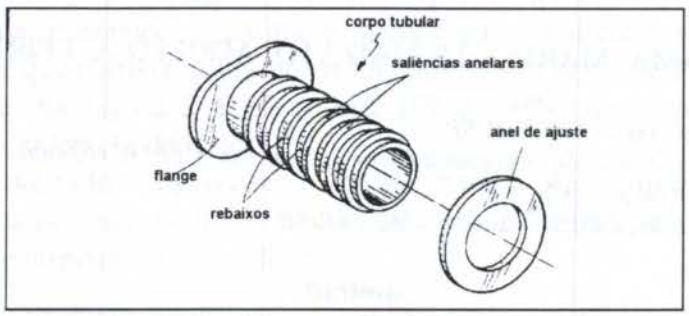


Figura 1 Perspectiva explodida da prótese.

A prótese foi obtida em um molde bipartido de aço inoxidável para se proceder a vulcanização do elastômero.

O molde foi preenchido com o elastômero de silicone de grau médico (MED HCRP 50 - Applied Silicone CO.), catalisado com peróxido.de 2-4 diclorobenzoíla, e submetido à temperatura de 120°C por 20 minutos para proceder a vulcanização do elastômero. Posteriormente, a peça de silicone foi deixada a 180°C por 6 horas em uma estufa com circulação de ar quente para a pós cura e para garantir a eliminação de todo o peróxido.

A peça obtida foi lavada com água destilada e sabão neutro em uma máquina de ultra-som, enxagüada diversas vezes com água destilada, e seca. A prótese foi autoclavada a 121°C por 30 minutos, sob pressão antes de ser utilizada.

Para a implantação da prótese, efetuou-se uma incisão de aproximadamente 30 mm , seguida da ressecção de apenas um segmento de arco costal. Feito isto, introduziu-se a extremidade da peça dotada de flange no interior desta abertura. O segmento de arco costal transpassado pela peça configura batente para a flange, que mantém a peça na posição de interesse. Adicionalmente, no trecho externo da peça, encaixou-se o anel de ajuste, de tal modo que o mesmo se aloje no rebaixo mais próximo da pele do paciênte, sendo que o trecho excedente da peça, disposto após o anel, foi eliminado por simples corte, ajustando-se a prótese de acordo com a espessura da parede do tórax do paciente, conforme ilustram as Figuras 2 e 3.

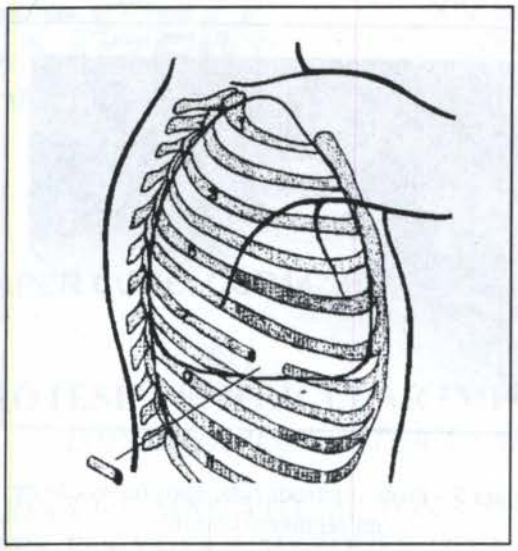


Figura 2 - Ressecção de um segmento de arco costal.

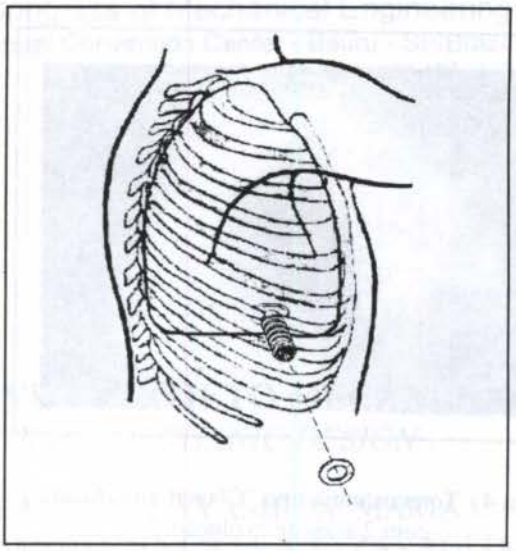


Figura 3 - Introdução da prótese

3. RESULTADOS

As próteses foram utilizadas em 20 pacientes com empiemas crônicos. Destes, 6 evoluíram para óbito por doenças anteriormente adquiridas, após a utilização da prótese entre 11° e 156° dias, sendo 02 por pneumonia bilateral, 02 pcr a síndrome de imunodeficiência adquirida, 01 paciente por problemas cardiorespiratório e 01 por causa desconhecida.

Em 02 pacientes as complicações pós-operatórias foram observadas.

Até o momento, as próteses foram retiradas de 6 pacientes após 54°, 56°, 67°,115°, 184° e 305° dias de uso, apresentando todas ótima cicatrização no local de implante.

Os demais pacientes têm experimentado conforto com o uso da prótese sendo que alguns já tiveram a supuração pleural curada. Entretanto, continuam utilizando a prótese, pois o pulmão se encontra em processo de expansão.

4. DISCUSSÃO E CONCLUSÃO

No início do desenvolvimento, a extremidade da peça que se fixava no arco inter-costal era circular, mas este formato não permitia a drenagem de modo satisfatório. Optou-se pelo formato elíptico que foi bem aceito pelos cirurgiões.

A prótese com o novo formato foi aprovada pelos cirurgiões devido à facilidade na sua introdução e posicionamento. Com relação ao silicone utilizado, nenhum paciente apresentou qualquer tipo de rejeição ao material.

Deste modo, a prótese desenvolvida atendeu de modo satisfatório aos objetivos propostos, minimizando o trauma cirúrgico da operação convencional, com a manutenção da drenagem pleural eficiente (Figuras 4 e 5), além de apresentar melhor cicatrização (Figuras 6 e 7).

Os resultados preliminares indicam a viabilidade clínica da utilização da toracostomia com a utilização da prótese desenvolvida.

O objetivo deste trabalho é apresentar uma prótese, confeccionada em silicone (Willians, 1981), visando minimizar o traumatismo cirúrgico nas toracostomias, manter uma drenagem pleural eficiente e diminuir as seqüelas estéticas. Paralelamente, foi desenvolvido a respectiva técnica de implantação do dispositivo.

2. MATERIAL E MÉTODO

A prótese para toracostomia tem a forma tubular, com diâmetro interno de 20 mm. A sua face externa é dotada de saliências anelares, eqüidistantemente espaçadas entre si, para receber o encaixe de um anel de ajuste, também de silicone. Na extremidade oposta, foi construída uma flange de forma elíptica. A Figura 1 mostra o perfil do dispositivo.

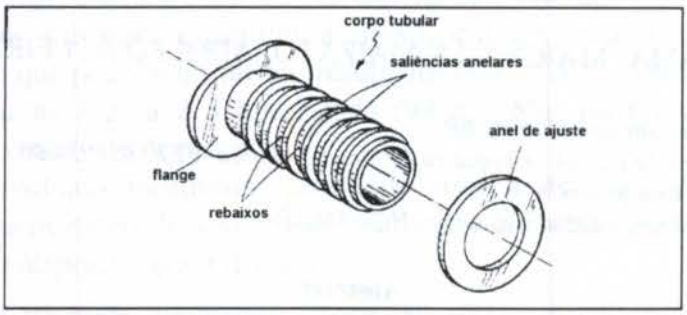


Figura 1 Perspectiva explodida da prótese.

A prótese foi obtida em um molde bipartido de aço inoxidável para se proceder a vulcanização do elastômero.

O molde foi preenchido com o elastômero de silicone de grau médico (MED HCRP 50 - Applied Silicone CO.), catalisado com peróxido.de 2-4 diclorobenzoíla, e submetido à temperatura de 120°C por 20 minutos para proceder a vulcanização do elastômero. Posteriormente, a peça de silicone foi deixada a 180°C por 6 horas em uma estufa com circulação de ar quente para a pós cura e para garantir a eliminação de todo o peróxido.

A peça obtida foi lavada com água destilada e sabão neutro em uma máquina de ultra-som, enxagüada diversas vezes com água destilada, e seca. A prótese foi autoclavada a 121°C por 30 minutos, sob pressão antes de ser utilizada.

Para a implantação da prótese, efetuou-se uma incisão de aproximadamente 30 mm , seguida da ressecção de apenas um segmento de arco costal. Feito isto, introduziu-se a extremidade da peça dotada de flange no interior desta abertura. O segmento de arco costal transpassado pela peça configura batente para a flange, que mantém a peça na posição de interesse. Adicionalmente, no trecho externo da peça, encaixou-se o anel de ajuste, de tal modo que o mesmo se aloje no rebaixo mais próximo da pele do paciente, sendo que o trecho excedente da peça, disposto após o anel, foi eliminado por simples corte, ajustando-se a prótese de acordo com a espessura da parede do tórax do paciente, conforme ilustram as Figuras 2 e 3.

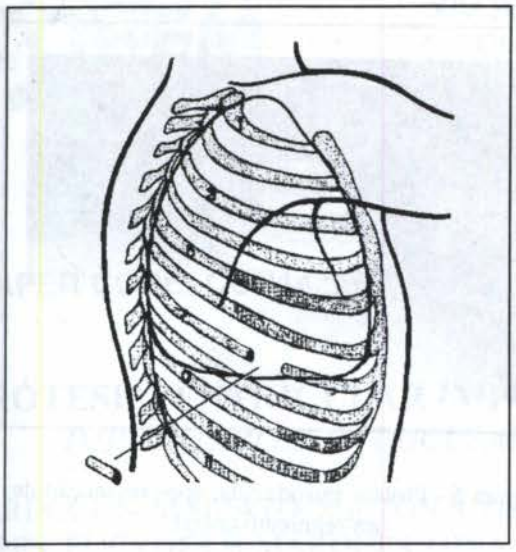


Figura 2 - Ressecção de um segmento de arco costal.

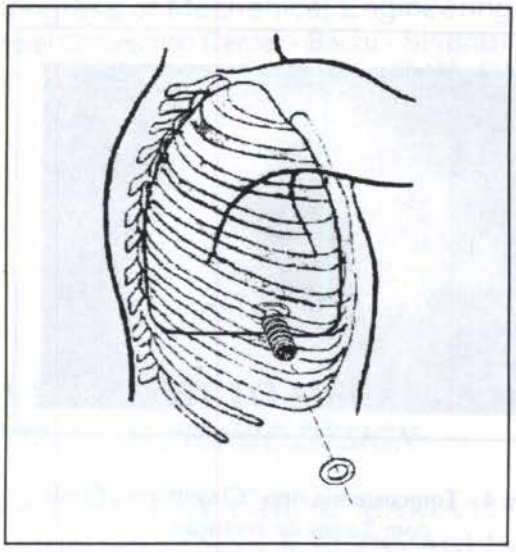


Figura 3 - Introdução da prótese

3. RESULTADOS

As próteses foram utilizadas em 20 pacientes com empiemas crônicos. Destes, 6 evoluíram para óbito por doenças anteriormente adquiridas, após a utilização da prótese entre 11° e 156° dias, sendo 02 por pneumonia bilateral, 02 pcr a síndrome de imunodeficiência adquirida, 01 paciente por problemas cardiorespiratório e 01 por causa desconhecida.

Em 02 pacientes as complicações pós-operatórias foram observadas.

Até o momento, as próteses foram retiradas de 6 pacientes após 54°, 56°, 67°,115°, 184° e 305° dias de uso, apresentando todas ótima cicatrização no local de implante.

Os demais pacientes têm experimentado conforto com o uso da prótese sendo que alguns já tiveram a supuração pleural curada. Entretanto, continuam utilizando a prótese, pois o pulmão se encontra em processo de expansão.

4. DISCUSSÃO E CONCLUSÃO

No início do desenvolvimento, a extremidade da peça que se fixava no arco inter-costal era circular, mas este formato não permitia a drenagem de modo satisfatório. Optou-se pelo formato elíptico que foi bem aceito pelos cirurgiões.

A prótese com o novo formato foi aprovada pelos cirurgiões devido à facilidade na sua introdução e posicionamento. Com relação ao silicone utilizado, nenhum paciente apresentou qualquer tipo de rejeição ao material.

Deste modo, a prótese desenvolvida atendeu de modo satisfatório aos objetivos propostos, minimizando o trauma cirúrgico da operação convencional, com a manutenção da drenagem pleural eficiente (Figuras 4 e 5), além de apresentar melhor cicatrização (Figuras 6 e 7).

Os resultados preliminares indicam a viabilidade clínica da utilização da toracostomia com a utilização da prótese desenvolvida.

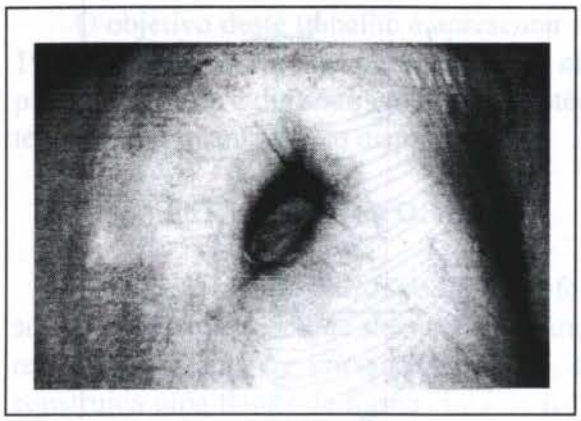


Figura 4 - Toracostomia tipo "Clagett modificada", com 2 anos de evolução.

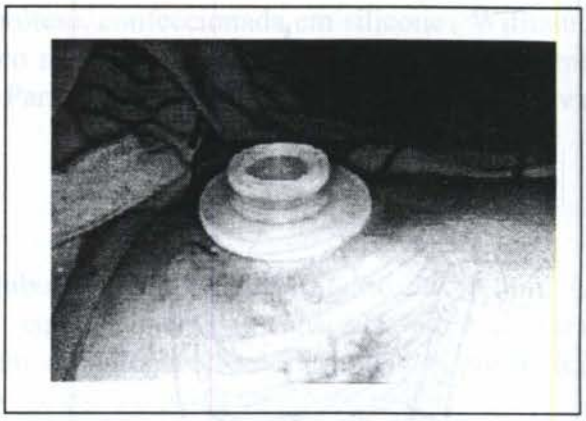


Figura 5 - Prótese introduzida, após ressecção de um segmento costal.

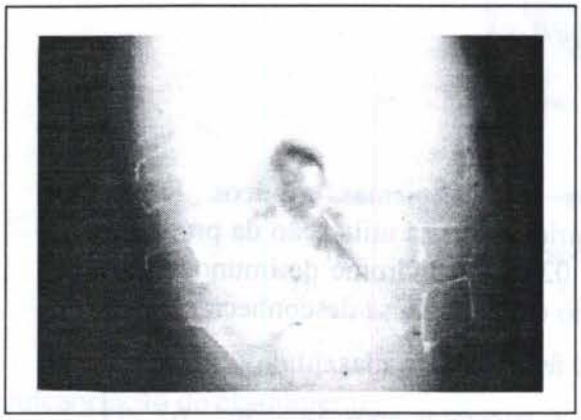


Figura 6 - Cicatriz da toracostomia tradicional

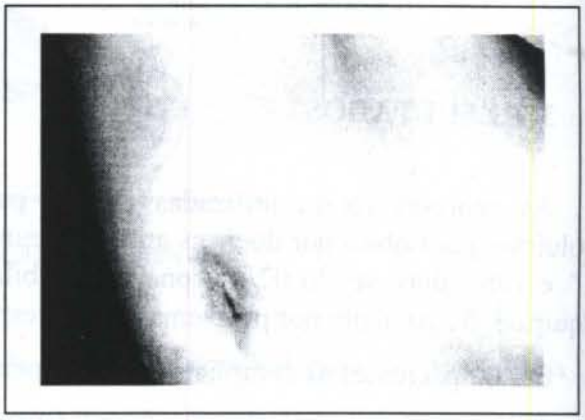


Figura 7 - Foto do local onde a prótese foi implantada, 4 semanas após sua retirada.

5. REFERÊNCIAS

CLAGETT, O.T.: A procedure for the management of post-pneumonectomy empyema. *J. Thorac and Cardiovasc Surg.*, vol. 45, pp. 141-145, 1963.

EEROLA, S., VIRKKULA, L.& VARSTELA, E.: Treatment of postpneumonectomy empyema and associated bronchopleural fistula. *Scand J. Thorac. Cardiovasc. Surg.*, vol. 22, pp. 235-239, 1988.

ELOESSER, L.: An operation for tuberculous empyema. *Surg. Gynecol.Obst.*, vol. 60, pp.1096-1097, 1935.

GAVIN, I.F., GIBBONS, J.R.P. & MAGHOUT, M.H.: Bronchopleural fistula: a novel tupe of window thoracostomy. *J.Thorac. Cardiovasc. Surg.*, vol. 96, pp 433-435, 1988.

HURVITZ, R.J.,& TUCKER, B.L.: The Eloesser flap: past and present. *J. Thorac. Cardiovasc. Surg.*, vol. 92, pp 958-964, 1986.

WILLIANS, D.F.: *Biocompatibility of clinical Implants Materials* ., vol.2, cap. 4, pp. 76-98, CRC Press, Boca Raton, Flórida,1981.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1477

PRÓTESE VENTRICULAR IMPLANTÁVEL- PROJETO MECÂNICO / *IMPLANTABLE VENTRICULAR PROSTHESIS-MECHANIC DESIGN*

MARINA J. S. MAIZATO, MILTON S. OSHIRO, SÉRGIO A. HAYASHIDA, MARIA L. LOPES, EUCYDES F. MARQUES, GINA H. HAMAMOTO, *CECÍLIA A. C. ZAVAGLIA & ADOLFO A. LEIRNER

Divisão de Bioengenharia do Instituto do Coração - HC FMUSP
Av. Dr. Enéas de Carvalho Aguiar, 44 - Cerqueira César - São Paulo - SP - CEP: 05403-000
e.mail: biomarina@incor4.incor.usp.br
**Departamento de Engenharia Biomédica - UNICAMP*

Abstract

This paper describes the design of an implantable artificial ventricular assist device to support the heart as a bridge to heart transplantation, in patients with profound cardiac failure. The artificial ventricle presented has a free floating membrane, dividing two titanium carcass. The driving unit is pneumatic. Two silicone cannulae are used to conect the device to the patient's heart (left ventricle apex to aorta). Each cannula is eqquiped with one bovine pericardium valve. A computer program (Microstation) was utilized to provide volumetric calculus, bidimensional and tridimensional visualization to optimize the design. The results show perspectives for clinical utilization.

Keywords

Artificial Ventricle, Mechanic Assist Circulation, Ventricular Assist Device, Artificial Organs, Artificial Implants, Temporary Assist Device. / *Ventrículo Artificial, Assistência Circulatória Mecânica, Dispositivo de Assistência Ventricular, Órgão Artificial, Dispositivo de Assistência Temporária.*

1. INTRODUÇÃO

As afecções cardíacas são consideradas como uma das principais causas de morte. A insuficiência cardíaca pode ter como causas, entre outras, a arteriosclerose coronariana, a hipertensão arterial, as cardiomiopatias virais e idiopáticas, e os defeitos congênitos ou adquiridos.

O auxílio a pacientes em insuficiência cardíaca, que não respondem mais aos recursos farmacológicos, pode ser feito por meio de assistência circulatória mecânica utilizando-se balões intra-aórticos, bombas centrífugas, ventrículos e corações artificiais (Ghosh, 1989; Unger, 1989), assistência biomecânica (cardiomioplastia) e transplante cardíaco.

O objetivo deste trabalho foi a confecção de um ventrículo artificial implantável de membrana livre, com acionamento tipo pneumático, para utilização em pacientes com insuficiência cardíaca e que necessitam de assistência circulatória mecânica como ponte para transplante.

3366

Para o desenvolvimento deste ventrículo artificial foi utilizado um aplicativo de computação com recursos gráficos que permitiu a visualização bidimensional e tridimensional de todos os componentes do dispositivo e cálculos volumétricos.

O dispositivo de assistência ventricular implantável (DAV) foi confeccionado em titânio, com revestimento interno da câmara sangüínea e membrana propulsora em poliuretana. Utiliza duas cânulas com o corpo em silicone e válvulas biológicas de pericárdio bovino.

2. MATERIAL E MÉTODOS

2.1 Estudo anatômico

Para definir o melhor local onde seria feito o implante do dispositivo de assistência ventricular (DAV), foi feito um estudo das possíveis opções anatômicas de implante: cavidade torácica, cavidade abdominal e tecido subcutâneo. Após a análise detalhada de cada possibilidade foi definido que o DAV será implantado na posição intra abdominal no espaço extraperitonial, devendo ser conectado ao coração natural via ápice do ventrículo esquerdo e aorta.

Foi confeccionado um modelo em arame do dispositivo a ser implantado, com base em imagens tomográficos da região abdominal, confeccionado em tamanho real, modelando-se os contornos das estruturas orgânicas de interesse, como a aorta, o coração, fígado, baço, coluna vertebral, cavidade abdominal, etc, sendo que cada órgão foi identificado por cores (Fig. 1). Nesta figura pode-se observar o protótipo de arame do DAV acomodado na cavidade abdominal e conectado ao ápice do ventrículo via cânula de entrada de sangue e conectado à aorta através da cânula de saída.

Após os devidos acertos do modelo no tronco de arame, o posicionamento foi testado em cadáver conforme mostra a Figura 2.

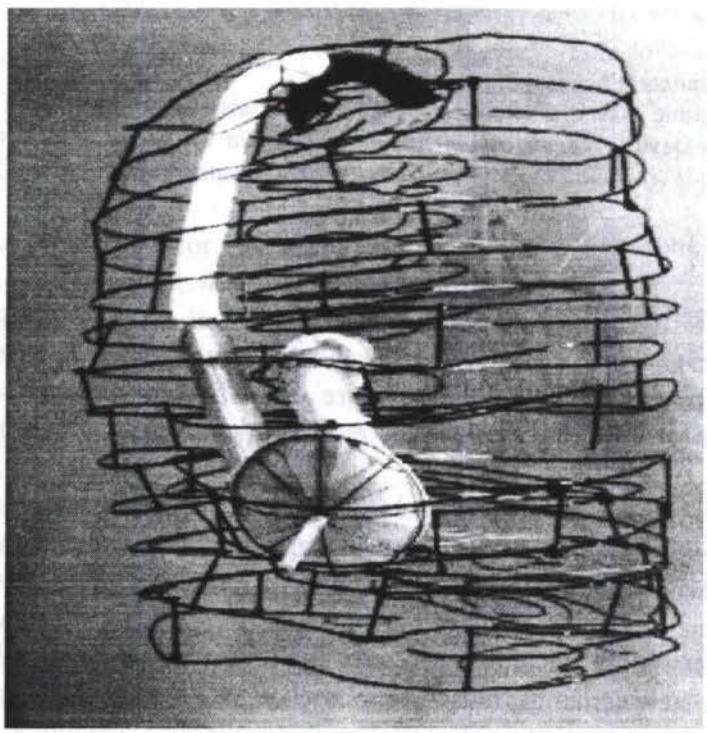


Fig. 1 - Tronco em arame para estudo anatômico de implantação do DAV.

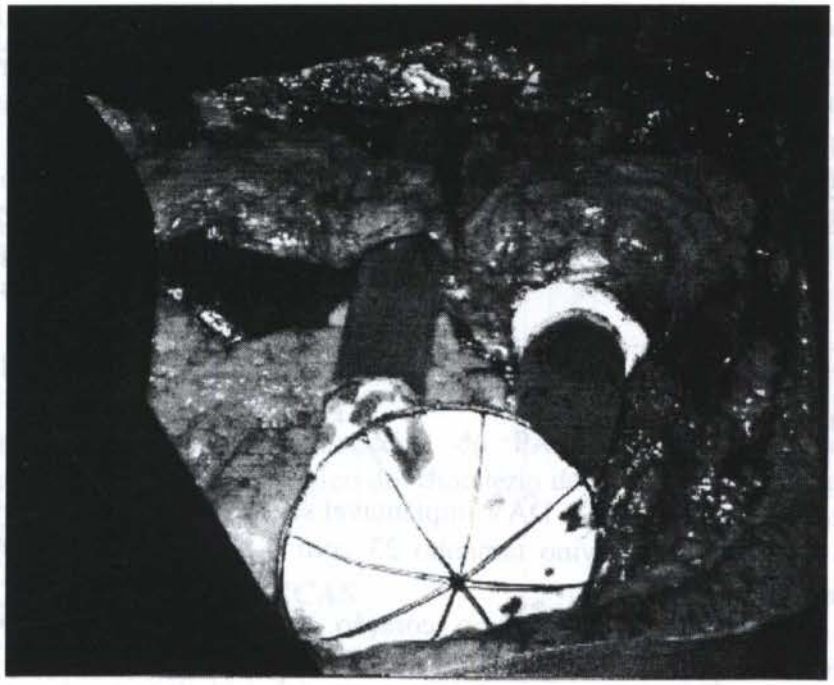


Fig. 2 Estudo anatômico em cadáver.

2.2 Dimensionamento do DAV

Utilizando-se aplicativo específico (Microstation da empresa Bentley System, Inc.), com ferramentas de auxílio gráfico, os componentes mecânicos do DAV implantável foram detalhados. Utilizando o recurso de visualização bidimensional e tridimensional do aplicativo, o posicionamento dos componentes do DAV foram definidos, com conseqüente otimização das características funcionais e geométricas do mesmo.

O DAV possui duas câmaras separadas pela membrana flexível (Fig. 3): sendo que a superior é a câmara de sangue e a inferior é a câmara propulsora.

O volume sistólico do dispositivo foi dimensionado em 65 ml.

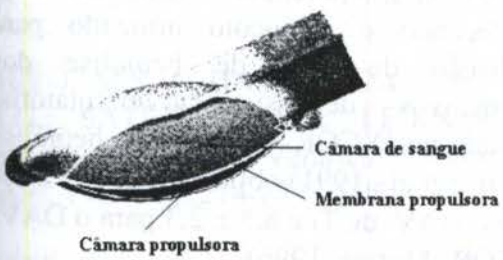


Fig. 3 - Esquema do DAV em corte.

O titânio (Ti) utilizado para a confecção das carcaças superior e inferior do DAV possui 0,5 mm de espessura (é titânio CP, grupo GII). A carcaças foram estampadas, utilizando-se chapas de Ti.

Os tubos de Ti utilizados para a confecção das vias de entrada e saída de sangue na carcaça superior do DAV são de 3/4" de diâmetro, com espessura de 0,5 mm. Para a via de saída do DAV para o propulsor eletropneumático, foi utilizado tubo de Ti de 1/4" de diâmetro e 0,5 mm de espessura.

A membrana propulsora foi confeccionada com 0,7 a 0,8 mm de espessura, utilizando-se poliéter poliuretana segmentada (Gibbons,1992), com reforço de tela de algodão, para limitar a sua excursão, evitando que a mesma possa encostar na carcaça superior e hemolisar o sangue.

As Figuras 4 e 5, mostram as vistas laterais das carcaças superior e inferior do DAV.

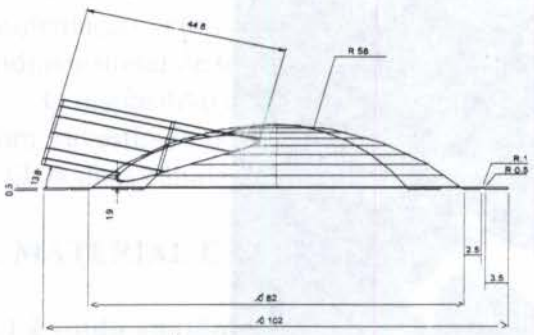


Fig. 4 - Vista lateral da carcaça superior.

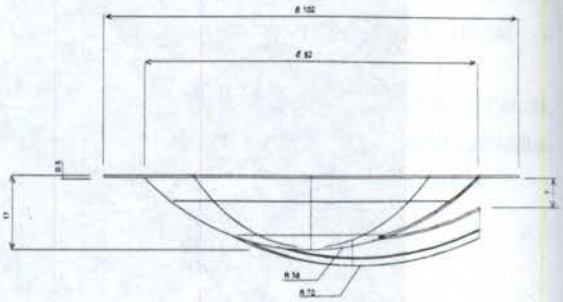


Fig. 5 - Vista lateral da carcaça inferior.

As válvulas confeccionadas para o DAV implantável seguem as normas da ISO/DIS 5840 (ISO, 1988). São de pericárdio bovino tamanho 23 com o anel adaptado para permitir a fixação às cânulas.

As cânulas que interligam o DAV ao coração nativo, foram confeccionadas por "dipping", em silicone líquido RTV, grau médico. A cânula de saída possui um enxerto vascular de baixa porosidade de Dacron® para permitir a sutura à aorta. À extremidade da cânula apical foi adicionada uma ponta rígida feita com tubo de titânio revestida com tecido de Dacron®, com uma aba a ela conectada para sua sutura no ápice do ventrículo esquerdo.

3. RESULTADOS

As carcaças estampadas em Ti resultaram em bom acabamento e controle dimensional.

A Figura 5 mostra o resultado da confecção do DAV de acordo com o projeto mecânico.

O desempenho hidrodinâmico foi avaliado por um sistema especialmente desenvolvido para este propósito. Manteve o débito em torno de 5 l/min para pré-carga fisiológica de 10 mmHg e pós-cargas de 100 a 80 mmHg (Marina, 1996).

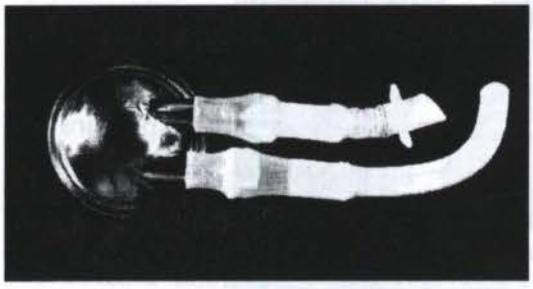


Fig. 5 - DAV implantável com as respectivas cânulas.

A avaliação de hemólise, em bancada, foi realizada comparativamente ao DAV-INCOR paracorpóreo, atualmente em uso, obedecendo o protocolo utilizado para avaliação de grau de hemólise dos dispositivos de assistência circulatória, adotado no INCOR. O índice de hemólise (Müller et al., 1991) obtido foi de 6,3 ± 1,4 para o DAV de Ti e 8,5 ± 2,3 para o DAV-INCOR (Marina, 1996).

4. CONCLUSÃO / DISCUSSÃO

A utilização dos recursos do programa Microstation® para o dimensionamento do projeto mecânico, facilitou a visualização de cada parte do projeto e o seu conjunto, permitindo a correção de qualquer erro dimensional, antes da confecção das diversas peças que compõem o DAV.

O DAV confeccionado segundo o projeto descrito (Marina, 1996), resultou em acabamento interno liso e sem ressaltos bruscos.

Os testes "in vitro" do desempenho hidrodinâmico do DAV para as diversas pré-cargas e pós-cargas, demonstram a viabilidade do seu funcionamento dentro das faixas fisiológicas, podendo manter um débito em torno de 5 l/min para uma pré-carga fisiológica de 10 mmHg e pós cargas de 100 a 80 mmHg. Os resultados destes testes, quando comparada com o desempenho do DAV-INCOR (Oshiro *et al.*, 1995) paracorpóreo, atualmente disponível para utilização clínica, demonstraram desempenho semelhante e portanto indicam a possibilidade de sua utilização clínica após os experimentos em animais de grande porte e uma avaliação mais detalhada da hemólise em condições de utilização.

5. AGRADECIMENTOS .

Este projeto recebeu auxílio financeiro do PADCT - Programa de Apoio ao Desenvolvimento Científico e Tecnológico do Ministério da Ciência e Tecnologia e Fundação E. J. Zerbini.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

GHOSH, P.K. Precedents and Perspectives, *in Unger, F. (ed): Assisted Circulation 3,* pp.8-35, Springer-Verlag, Berlin - Heidelberg, 1989.

GIBBONS , D.F. *Cardiac Assist Devices, Cardiovascular Biomaterials, Garth W. Hastind (Ed)*, chapter 6, pp.185-194, Springer - Velag, Great Britain, 1992.

ISO/DIS 5840. *Cardiovascular Implants - Cardiac Valve Prostheses*, 1988.

MAIZATO, M.J.S. Projeto e Construção de um Ventrículo Artificial Implantável. *Dissertação (mestrado) - Universidade de Campinas, Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação*, pp.31-84, Campinas, 1996.

MÜLLER, M.R.; SCHIMA, H.; SALAT, A.; GEIHSEDER, G.; SCHULUSCHE, C.; LOSERT & WOLNER, E. Guidelines For Hematological Pump-Testing In Vitro. *Proceedings International Workshop of Rotary Pumps*, pp. 111-117, Baden/Viena, Áustria, 1991.

OSHIRO, M.S. ; HAYASHIDA, S.A.; MAIZATO, M.J.S.; MARQUES, E.F.; STOLF, N.A.G.; JATENE, A.D. & LEIRNER, A.A. Design, Manufacturing, and Testing of a Paracorporeal Pulsatile Ventricular Assist Device: São Paulo Heart Institute VAD, *Artificial Organs*, 19(3), pp.274-279, 1995.

UNGER, F. Ventricular Assist Devices: Possibilities and Limits, *in Unger, F. (ed): Assisted Circulation 3,* pp.97-102, Springer-Verlag, Berlin - Heidelberg, 1989.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1479

APRESENTAÇÃO DE UM DISPOSITIVO PARA AVALIAÇÃO "IN VIVO" DE ADESIVOS ODONTOLÓGICOS EM ENSAIOS DE TRAÇÃO.

/PRESENTATION OF A DEVICE TO EVALUATE DENTAL ADHESIVES "IN VIVO" BY TENSION TESTS.

APARÍCIO FIUZA DE CARVALHO DEKON, EDUARDO CARLOS BIANCHI, CÉSAR ANTUNES DE FREITAS & ANTONIO SANTA ROSSA NETO
Departamento de Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia e Tecnologia - UNESP
Rua Eng. Luis Edmundo Carrijo Coube s/n Fone : (014) 230 - 2111 , Ramal 148 - FAX : (014) 231-1718
Caixa Postal 473 E-mail : bianchi@bauru.unsp.br
CEP 17033 - 360 Bauru, São Paulo, Brasil

Abstract

The purpose of this study is to present a device designed to quantify the force required to remove orthodontic brackets directly in the oral environment. Elastic deformation caused by tension are transformed in electrical resistance variations by strain gauges placed in load cells. Electrical signs generated during the moviment are amplified by an amplifying bridge and the variations registered in an oscillograph. A previous calibration with difinite weights allowed the identification of the force required for removing the brackets bonded on dental enamel. The device was used to verify the "in vivo" performance of two bonding systems. One of them, the Orthodontic Concise (3 M - Brazil) based in composite resin, is widely used in Orthodontics being available since several years. The other, Fuji Ortho LC (GC Corporation) an hybrid composite and glass ionomer adhesive, recently available. The results were mutually compared and analysed.

Keywords

Extensômetros, Adesão Ortodôntica, Força de Adesão / Strain gauges, Orthodontic bonding, Bond strength

1. INTRODUÇÃO

A avaliação da força de adesão de materiais indicados para colagens de bráquetes ortodônticos é realizada em laboratório utilizando como substrato, na maioria dos casos, dentes humanos ou bovinos, já extraídos. Após a fixação do acessório na superfície do esmalte, o conjunto dente-adesivo-bráquete é levado até máquina universal de ensaio quando são feitos os diversos testes, de tração, cisalhamento, torque ou suas associações (Van Noort *et al.*,1989 ; Rueggeberg , 1991 ; Fox *et al.*, 1994) .

Entretanto, a retirada do elemento dentário do ambiente bucal e a preparação dos espécimes para os ensaios provocam situações que não encontram correspondência na

atividade clínica rotineira. A começar pela própria extração, realizada cirurgicamente, quando fórceps ou extratores agem sobre os dentes, através de forças e movimentos específicos, expandindo as tábuas ósseas, assim permitindo a avulsão dentária. Neste processo, a ocorrência de micro- trincas ou ranhuras no esmalte é comum, a despeito da técnica cuidadosa empregada pelo cirurgião.

O dente extraído do meio bucal, com temperatura corporal constante e sempre umedecido pela saliva, é armazenado, até o momento da realização do teste, em meios muito variáveis e diferentes daquele original. Água à temperatura ambiente, água à 37^0 C , água destilada, solução salina à 37^0 C, solução salina refrigerada, formol , timol , saliva artificial à 37^0 C, ácido fosfórico tamponado, termociclagem em umidade à 100% e termociclagem em água a 37^0 C são apenas alguns exemplos encontrados em trabalhos publicados (Van Noort *et al.*,1989 ; Rueggeberg , 1991 ; Fox *et al.*, 1994).

Após o período de armazenagem, variável de alguns minutos (Beltrami *et al.*, 1996) até meses (Lee *et al.*, 1986), inicia-se o processo de preparo dos espécimes para os testes. Há , à partir deste momento, uma excessiva manipulação dos dentes. Em alguns casos, a coroa é separada da raiz através de discos cortantes (Bryant & Retief., 1987; Beltrami *et al.*, 1996) e incluída em blocos de gesso (Almeida et al., 1994) ou resina (Beltrami *et al.*, 1996). Em outros, todo o elemento dentário (Bishara *et al.*, 1994) é incluído em gesso ou resina cujas reações exotérmicas de presa causam aumento de temperatura do esmalte.

Após a inclusão, tem início o procedimento de colagem dos bráquetes com os sistemas adesivos a serem estudados. Obviamente, a colagem é feita em ambiente (Bryant & Retief, 1987; Bastos *et al.*, 1990; Almeida et al., 1994; Egan *et al.*, 1996; entre outros) completamente diferente do meio bucal, no que se refere a temperatura e umidade. Para minimizar esta diferença, alguns autores (Hong & Lew, 1995; Beltrami *et al.*, 1996) preconizam a colagem dos bráquetes "*in vivo*", antes da extração dentária. Entretanto, após a extração, que neste caso deve ser ainda mais cuidadosa para não abalar o bráquete, o espécime passa pelas mesmas situações adversas descritas até aqui.

Finalmente, poderia citar-se a falta de um componente importante nos testes laboratoriais, justamente a ausência das forças oclusais durante o ato mastigatório que, em última análise, poderiam comprometer o desempenho dos sistemas adesivos num estudo a longo prazo.

Tendo em vista estes aspectos limitantes dos ensaios "*in vitro*", aventou-se a hipótese de se executar tais experimentos diretamente no meio bucal, descartando a necessidade da extração dentária. Uma parceria firmada entre o Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia e Tecnologia da Unesp-Bauru e o Departamento de Materiais Dentários da Faculdade de Odontologia da USP-Bauru permitiu a idealização e construção de um sistema que tornou possível a realização de testes de tração "*in vivo*", baseado no fenômeno da transdução. O aparelho, ainda em estágio de aperfeiçoamento, foi posto em prática, comparando o desempenho de dois sistemas adesivos, um deles, recentemente lançado no mercado.

2. PROPOSIÇÃO

O presente trabalho teve os seguintes objetivos :

1) Verificar a viabilidade da aplicação clínica de um dispositivo munido de um trandutor de forças, para remoção de bráquetes colados em esmalte dental, por esforços de tração realizados no próprio ambiente bucal.

2) Comparar o desempenho, nestes ensaios de tração, de dois sistemas adesivos indicados para colagens de bráquetes ortodônticos, a partir da análise dos resultados obtidos através da metodologia instituída.

3. MATERIAIS E MÉTODO

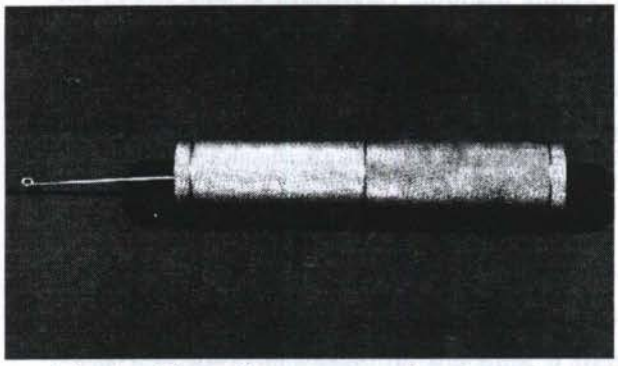


Fig. 1 – Dispositivo para ensaios de tração

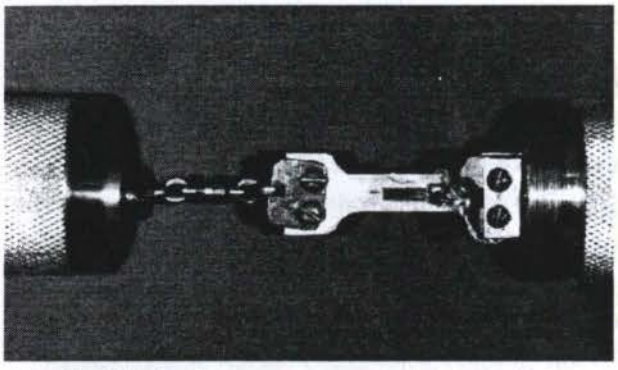


Fig. 2 - Célula de carga com um dos transdutores

O dispositivo trandutor de forças (**Fig. 1**) desenvolvido nos laboratórios do Departamento de Engenharia Mecânica da UNESP de Bauru (Freitas *et al.*, 1996) possui dois extensômetros (Strain Gages, type KGF-5-120-C1-11, Kyowa Electronic Instruments Co. Ltd., Japan) colados em posições específicas (Lourenço, 1985) para testes de tração, em célula de carga (**Fig. 2**), confeccionada em chapa de liga de ferro e estanho com 50 mm de comprimento, 18 de largura e 0,5 de espessura, e dimensionada para admitir deformações elásticas sob forças de tração de até 45 Kgf . O conjunto foi fixado num cilindro oco de alumínio e ligado a uma haste metálica que saía através de orifício existente na porção anterior do tubo, terminando numa alça. Para minimizar o efeito de outras forças, como torção e flexão, durante os testes de tracionamento, foram aplicados entre a haste e a célula, giradores e um cilindro-guia de alumínio, correndo justo no interior de um outro cilindro oco, unidos entre si por pequenas argolas de aço soldadas (**Fig. 3**). Os fios dos extensômetros foram ligados à uma ponte amplificadora (Hottinger Messtechnik, Type KWS II / 50, Alemanha), responsável pela amplificação dos sinais elétricos gerados durante a deformação da célula de carga nos ensaios de tração. As variações dos sinais eram registrados graficamente num oscilógrafo (Kratos Indústria de Equipamentos Científicos , São Paulo, Brasil).

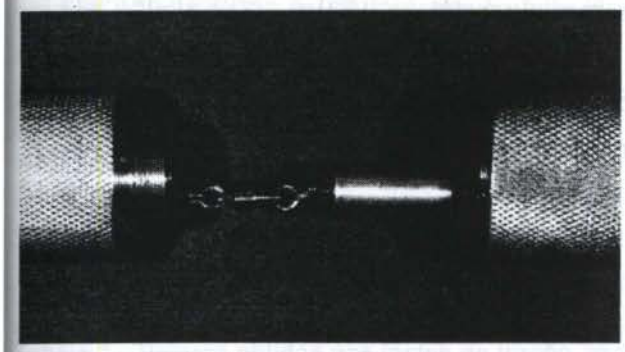


Fig. 3 - Detalhe do girador/cilindro - guia

Previamente à sua aplicação, o dispositivo foi calibrado com pesos de 1 até 15 kg aferidos numa balança digital. Devido a uma relativa inconstância dos deslocamentos registrados pelo oscilógrafo, para um mesmo peso, foi feita uma série de 10 calibrações. A reta traçada com a média dos resultados permitiu chegar-se à fórmula matemática indicativa da força limite de tração, de acordo com o número de quadrados, contados no deslocamento da pena do oscilógrafo sobre o papel milimetrado.

$$\text{Força} = \frac{NQD + 0{,}1342}{2{,}5764}$$ (NQD = número de quadrados contados no deslocamento da pena)

Após a calibração, passou-se à aplicação clínica do aparelho. Foram selecionados 15 pacientes que tivessem todos os pré-molares hígidos ou com estrutura adequada para suportar os ensaios de tração. Em cada paciente eram colados 6 bráquetes (S2C-03Z, 0,22x0,28",Dental Morelli-São Paulo-Brasil), em 6 pré-molares diferentes escolhidos aleatoriamente. Os dois primeiros bráquetes foram colados com o Sistema de Fixação Ortodôntica Concise (3M do Brasil Ltda , lote LE1), seguindo-se à risca as instruções do fabricante. Inicialmente, realizava-se a profilaxia da superfície do esmalte com pedra pomes (SS White extrafina) e água. Os dentes eram lavados com água abundante e secos com ar isento de óleo ou umidade. Isolados com rolos de algodão, fazia-se o ataque ácido (fosfórico a 37%), durante 30s na região do esmalte a ser colado. Após nova lavagem, o esmalte era seco e adquiria aparência esbranquiçada. Em seguida, eram aplicadas, sobre a superfície atacada, as resinas líquidas base e catalisadora em quantidades iguais. As resinas em pasta base e catalisadora eram então misturadas em porções também iguais e aplicadas sobre os bráquetes e estes, imediatamente levados até os dentes, sendo mantidos com leve pressão. Os excessos de resina foram removidos com sondas exploradoras, antes da polimerização química final.

Os dois bráquetes seguintes eram colados com o Sistema Fuji Ortho LC (CG Corporation - Japan, lote 120161), também segundo instruções do fabricante (Silverman *et al.*, 1995). Após a limpeza da superfície do esmalte de outros dois pré-molares, com pedra pomes e água, e lavagem abundante, uma pequena quantidade de ácido poliacrílico a 10% (GC Ortho Conditioner) era aplicada no local da colagem dos bráquetes, durante 20 segundos. Com nova lavagem removia-se o ácido e mantinha-se a superfície úmida, pois a umidade, segundo o manual de instruções, auxilia na reação de adesão. O cimento produzido com a mistura de duas gotas do líquido e uma porção do pó, durante 20 segundos, era aplicado sobre o bráquete. O conjunto bráquete e cimento, levado até a superfície do esmalte já condicionado, era levemente pressionado sobre ela e os excessos removidos com sonda exploradora. A reação de polimerização acontecia por reação química e foto-química. Para tanto, aplicou-se luz com comprimento de onda em torno de 500 nm (aparelho fotopolimerizador CU 100-R, K&M

Equipamentos Ltda., São Carlos, Brasil) nas faces mesial, distal, oclusal e cervical de cada bráquete, por 20s em cada uma.

Os dois últimos braquetes eram colados com o mesmo sistema Fuji e da mesma maneira, entretanto sem o condicionamento do esmalte com ácido poliacrílico, de acordo com opção também recomendada pelo fabricante.

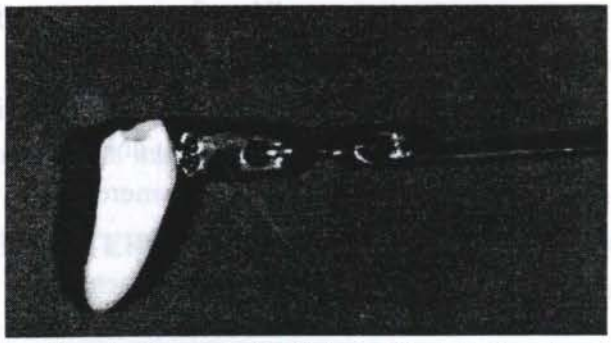


Fig. 4 – Conexão haste/campânula/bráquete

Fig. 5 – Condições clínicas do teste

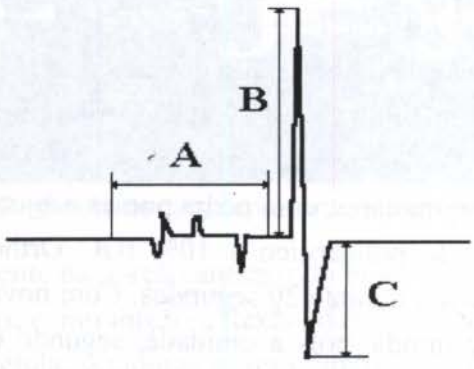


Fig. 6 – Esquema do registro gráfico

Imediamente após a colagem, os bráquetes eram removidos através de tração manual, com o dispositivo transdutor nos 15 pacientes, perfazendo um total de 90 bráquetes (30 em cada uma das situações de colagem). A conexão entre a alça da haste do aparelho e o bráquete foi conseguida através de uma "campânula" metálica que se adaptava ao "slot" do mesmo (**Fig.4**).

Com o transdutor assim ligado ao bráquete, iniciava-se lentamente o movimento de tração com as mãos (**Fig. 5**), enquanto o sinal elétrico amplificado era registrado pelo oscilógrafo, até atingir um pico que correspondia ao momento da remoção do bráquete da superfície do esmalte. Contando- se o número de quadrados do papel milimetrado, percorridos no deslocamento da pena, e aplicando-se a fórmula, obtinha-se o valor da força necessária à retirada do bráquete, para cada uma das situações. Uma representação esquemática do registro gráfico (**Fig. 6**) mostra a área **A** , correspondendo a oscilação provocada pela instalação do dispositivo no bráquete , a área **B**, o momento da aplicação da força até a remoção do bráquete cujo deslocamento indicava o montante de força empregada e a área **C**, o retorno a situação

inicial. Medindo-se em **B** o deslocamento da pena do oscilógrafo e aplicando-se a fórmula anteriormente descrita construiu-se uma tabela com os valores obtidos para cada situação.

4. RESULTADOS

Os valores obtidos nos testes, assim como as respectivas médias e desvios-padrão, podem ser observados na **Tabela 1**.

Tabela 1 - Valores obtidos nos testes de tração "in vivo".

TESTES DE TRAÇÃO (Kgf)			
PACIENTE	**CONCISE**	**FUJI C/ ATAQUE**	**FUJI S/ ATAQUE**
	DENTE - VALOR	DENTE - VALOR	DENTE - VALOR
1	14 - 1,6 24 - 5,5	15 - 1,8 25 - 1,2	34 - 1,6 44 - 1,8
2	14 - 7,0 24 - 8,1	15 - 6,0 25 - 1,6	34 - 2,0 44 - 2,0
3	14 - 4,7 34 - 3,5	15 - 2,6 45 - 3,3	44 - 3,5 35 - 3,5
4	15 - 0,8 25 - 2,4	34 - 1,0 44 - 1,0	35 - 1,2 45 - 0,8
5	24 - 0,8 44 - 1,4	25 - 1,2 45 - 0,8	15 - 0,8 34 - 4,9
6	14 - 2,6 24 - 1,6	15 - 0,6 25 - 0,6	44 - 1,2 45 - 0,6
7	14 - 0,6 15 - 2,4	44 - 2,6 45 - 3,1	34 - 0,6 35 - 1,0
8	14 - 2,0 24 - 1,8	15 - 2,4 25 - 1,4	34 - 2,7 44 - 0,8
9	14 - 0,8 24 - 1,8	15 - 1,4 25 - 1,0	34 - 0,8 44 - 2,0
10	15 - 0,8 24 - 2,2	25 - 1,8 34 - 1,6	44 - 0,8 45 - 1,8
11	14 - 1,4 15 - 2,0	24 - 0,8 25 - 0,8	44 - 2,4 45 - 2,2
12	34 - 1,6 35 - 2,0	44 - 2,3 45 - 0,6	14 - 0,8 15 - 0,8
13	24 - 0,8 25 - 1,6	14 - 5,1 15 - 5,9	44 - 1,2 45 - 2,0
14	35 - 2,0 34 - 4,0	24 - 2,7 25 - 3,5	14 - 2,2 15 - 0,8
15	44 - 2,8 45 - 0,8	14 - 5,1 15 - 1,2	24 - 0,8 25 - 4,0
Média	**2,38**	**2,17**	**1,72**
Desvio-padrão	**1,83**	**1,58**	**1,10**

5. DISCUSSÃO E CONCLUSÕES

Percebe-se que, embora os valores obtidos nesta pesquisa estejam abaixo daqueles encontrados na literatura em trabalhos laboratoriais, a diferença porcentual entre a média obtida com o Concise e com cimento ionomérico é semelhante àquelas observadas por Coreil et al. (1990), Bowser-Fajen et al. (1990), Compton et al. (1992) entre outros, variando entre 10 a 20%, em favor do primeiro.

Para comparação dos três tipos de colagem foi utilizada a técnica estatística da Análise de Variância descrita por Viera & Hoffman (1989). Tal análise não detectou diferenças estatisticamente significativas (valor p=0,24) entre as situações experimentadas.

Um grande valor de desvio-padrão quando comparado com a média pode significar que na colagem e/ou no tracionamento "in vivo" existem variáveis de difícil controle. A irregularidade nas medições durante o período de calibração e que, provavelmente, também ocorreu durante o uso clínico, são fatores determinantes da necessidade de aperfeiçoamento do sistema. Uma célula de carga melhor dimensionada, a partir de um metal com regime elástico mais definido, extensômetros aplicados em posições mais adequadas, a eliminação de um fator mecânico de interferência, onde o oscilógrafo seja substituído por uma placa de aquisição de sinais e um programa de computador poderão ser decisivos à melhoria do dispositivo.

Concluindo, a aplicação clínica do aparelho é viável, simplificando a execução de testes de materiais realizando-os no próprio ambiente bucal. Embora a superioridade, em termos percentuais, nos testes de tração do Concise, tenha sido semelhante às pesquisadas na literatura, quando comparada com cimentos ionoméricos, os baixos valores e a grande dispersão encontrados, assim como o comportamento inconstante do dispositivo, exigem melhorias do mesmo para sua utilização em pesquisas do tipo aqui descrita.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALMEIDA, M.A.O. *et al.* Effect of different time intervals between sealant application and bracket bond on adhesive strength. *American Journal of Orthodontics and Dentofacial Orthopaedics*, vol. 106, pp. 389-394, 1994.

BASTOS, E. *et al.* Descolagem de braquetes : resistência dos materiais à tração e ao torque. *Revista Brasileira de Odontologia*, vol. 47, pp. 22-28, 1990.

BELTRAMI, L.E.R. *et al.* Braquetes com sulcos retentivos na base, colados clinicamente e removidos em laboratório por testes de tração, cisalhamento e torção. *Ortodontia*, vol. 29, pp. 27-39, 1996.

BISHARA, S.E. *et al.* Debonding forces applied to ceramic brackets simulating clinical conditions. *Angle Orthodontist*, vol. 64, pp. 277-282, 1994.

BOWSER-FAJEN, V. *et al.* An "in vitro" evaluation of bond strength of three glass ionomer cements. *Amerićan Journal of Orthodontics and Dentofacial Orthopaedics*, vol. 97, pp. 316-322, 1990.

BRYANT, S. & RETIEF, D.H. Tensile bond strengths of orthodontic bonding resins and attachments to etched enamel. *American Journal of Orthodontics and Dentofacial Orthopaedics*, vol. 92, pp. 225-231, 1987.

COMPTON, A.M. *et al.* Comparison of the shear bond strength of a light cured glass ionomer and a chemically cured glass ionomer cement for use as an orthodontic bonding agent. *American Journal of Orthodontics and Dentofacial Orthopaedics*, vol. 101, pp. 138-44, 1992.

COREIL, M.N. *et al.* Shear bond strength of four orthodontic bonding systems. *American Journal of Orthodontics and Dentofacial Orthopaedics*, v. 97, pp. 126-129, 1990.

EGAN, F. R. *et al.* Bond strength of rebonded orthodontic brackets. *American Journal of Orthodontics and Dentofacial Orthopaedics*, vol. 109, pp. 64-70, 1996.

FOX, N. A. *et al.* A critique of bond strength testing in orthodontics. *British Journal of Orthodontics*, vol. 21, pp. 33-43, 1994.

FREITAS, C.A. *et al.* Dinamômetro tracionador de dispositivos dentários (Nota prévia). *Revista da Faculdade de Odontologia de Bauru*, vol. 4, p. 89, 1996.

HONG, Y.H. & LEW, K.K.K. Quantitative and qualitative assessment of enamel surface following five composite removal methods after bracket debonding. *European Journal of Orthodontics,* vol. 17, pp. 121-128, 1995.

LEE, S.M.H. *et al.* Microleakage at the etched enamel resin interface with bonded orthodontic brackets. *Australian Orthodontic Journal,* vol.9, pp. 270-275, 1986.

LOURENÇO, P.A.V. Análise de tensões aplicada a equipamentos pesados. *Manual da Clark Michigan Máquinas e Equipamentos*, São Paulo, Out., 1985.

RUEGGEBERG, F. A. Substrate for adhesion testing to tooth struture - a review of the literature. *Dental Materials*, vol. 7, pp. 2-10, 1991.

SILVERMAN, E.B.A. et al. A new ligth-cured glass ionomer cement that bonds brackets to teeth without etching in the presence of saliva. *American Journal of Orthodontics and Dentofacial Orthopaedics*, vol. 108, pp. 231-236, 1995.

VAN NOORT, R. *et al.* A critique of bond strength measurements. *Journal of Dentistry*, vol. 17, pp. 61-67, 1989.

VIEIRA, S. & HOFFMANN, R. *Estatística Experimental.* SãoPaulo, Ed Atlas., 180 p., 1989.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1481

ÍNDICES DE HEMÓLISE E VISUALIZAÇÃO DO FLUXO NA "SPIRAL PUMP"(SP), UMA BOMBA CENTRÍFUGA DE SANGUE POR FUSO CÔNICO/*INDEX OF HEMOLYSIS AND FLOW VIZUALIZATION ON THE "SPIRAL PUMP"(SP), A CENTRIFUGAL BLOOD PUMP USING A CONICAL SPINDLE*

Aron J. P. Andrade, Cantídio M. Campos Neto, Vivian M. Escobar, José F. Biscegli
Departamento de Bioengenharia, Instituto "Dante Pazzanese" de Cardiologia
Av. Dr. Dante Pazzanese, 500, Ibirapuera, São Paulo, SP, Brasil, CEP: 04012-180

Abstract

The Spiral Pump (SP) is a blood pump that utilizes the two well known centrifugal and axial pumping principles, simultaneously. The hydrodynamic performance of this pump was studied at several test conditions, using a closed circuit loop with plastic tubes and reservoir, filled with 500 ml of 37% glycerin-water solution. The results show that the SP has good pumping performance. The flow behavior was studied in the most important areas of the pump using a stroboscopic planar helium-neon laser light. Amberlite plastic particles (80 mesh) were used in suspension in the solution and were illuminated by the laser light during the pumping process. Several in vitro hemolysis tests were performed using bovine blood, simulating two pump conditions: as left ventricular assist device and as cardiopulmonary bypass.

Keywords

Centrifugal Pump, Blood Pump, Extracorporeal Circulation, Ventricular Assist Device, Hemolysis.
Bomba Centrífuga, Bomba de Sangue, Circulação Extracorpórea, Bomba de Assistência Ventricular, Hemólise

1. INTRODUÇÃO

Os sistemas de bombeamento de sangue por força centrífuga possuem importantes características de segurança e simplicidade de operação, quando comparados com bombas de rolete e bombas pulsáteis. As bombas centrífugas não permitem que grandes quantidades de ar sejam bombeadas ao paciente, e ainda, não proporcionam risco de que excessivas pressões ocorram, com a possibilidade de causar um acidente vascular ao paciente ou rompimento na linha de circulação extracorpórea (Lynch et al., 1978).

Dependendo das condições de bombeamento (pressão e fluxo), as bombas centrífugas apresentam baixos índices de hemólise. Por causa disto, diversos grupos de pesquisa estão estudando as bombas centrífugas visando eliminar algumas das suas limitações, aperfeiçoando suas características de bombeamento e durabilidade para ampliar suas aplicações (Nishida et al., 1993 e Ohara et al., 1994).

Um novo conceito de bomba de sangue está sendo testado em nossos laboratórios, a "Spiral Pump" (SP). A SP utiliza os princípios de bombeamento axial e centrífugo, simultaneamente. No interior desta bomba existe um rotor em forma de espiral, ou seja, um cone com rosca em sua superfície. Os filetes de rosca são responsáveis pelo movimento axial

da coluna de sangue e o movimento de rotação gera o efeito centrífugo de bombeamento, resultando em uma melhor eficiência de bombeamento do equipamento.

Um motor de corrente contínua, sem escovas, é utilizado para girar o cone interno. A transmissão do movimento de rotação é feita por acoplamento magnético entre dois imãs, um posicionado dentro do cone interno e outro fixado ao eixo do motor. Este tipo de acoplamento garante total isolamento do sangue com o meio externo à bomba.

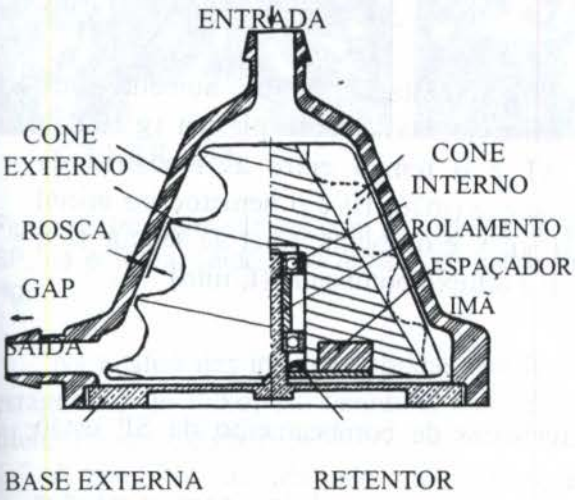


Figura 1. Desenho esquemático da SP mostrando seus principais componentes internos.

Um retentor de silicone é colocado na base do cone interno para evitar que o sangue entre para o compartimento onde estão posicionados os rolamentos e o espaçador. A distância entre o cone externo e o topo do filete de rosca do fuso interno (GAP) é de 1,5 mm. A Figura 1 mostra esquematicamente as partes mecânicas da SP.

2. METODOLOGIA

Os testes foram realizados utilizando um circuito composto de tubos e reservatório de plástico flexível (PVC), com um volume de 500 ml, conforme esquema mostrado na Figura 2.

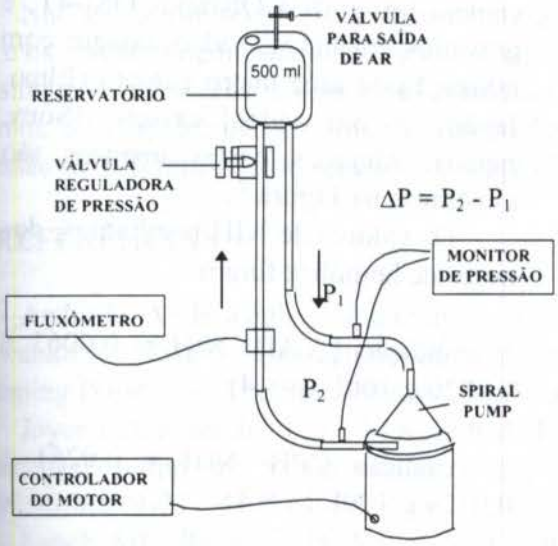


Figura 2. Esquema do circuito utilizado nos testes "In Vitro" com a Spiral Pump.

Para a realização dos testes das características de bombeamento desta bomba, este circuito foi preenchido com uma solução 37% água-glicerina a 25°C, simulando a viscosidade e a densidade do sangue (Andrade et al., 1996).

Para visualização do comportamento do fluxo no interior da bomba foram adicionadas partículas plásticas à solução (Amberlite 80 mesh). Um feixe planar de luz laser (hélio-neon, 7 mW), com uma espessura de 1 mm, foi utilizado para iluminar as partículas ao passarem pela região a ser estudada, como é mostrado na Figura 3.

Nos testes para determinação da hemólise, o circuito foi preenchido com 500 ml de sangue bovino, com 63 ml de anticoagulante (CPDA-1, Baxter, EUA). Foram realizados 4 testes para cada condição de bombeamento, com duração de 180 min cada teste. As amostras de sangue foram retiradas a cada 30 min para determinação da variação da hemoglobina livre plasmática. As condições de bombeamento simuladas foram:

1- como bomba de assistência ventricular esquerda (LVAD), com fluxo (F) de 5 L/min e diferença de pressão (ΔP), antes e após a bomba, de 100 mm Hg;

2- como bomba de circulação extracorpórea (CPB), com F = 5 L/min e ΔP = 350 mm Hg.

Figura 3. Esquema utilizado na visualização do fluxo por emissão de luz laser, na região do filete de rosca do fuso interno da SP.

Para determinação da hemólise, utilizou-se o Índice Normalizado de Hemólise (NIH) é definido como:

$$NIH = \frac{\Delta Hb_{livre}}{\Delta T} \times \frac{(100-Ht)}{100} \times \frac{V}{F} \quad (1)$$

onde: ΔHb_{livre} é o aumento de hemoglobina livre no plasma (g/100L); ΔT é o tempo entre as amostras de sangue (min); Ht é o hematócrito inicial (%); V é o volume total de sangue (L); F é o fluxo bombeado (L/min).

3. RESULTADOS

Os resultados obtidos com o estudo das características de bombeamento da SP estão apresentados no gráfico mostrado na Figura 4.

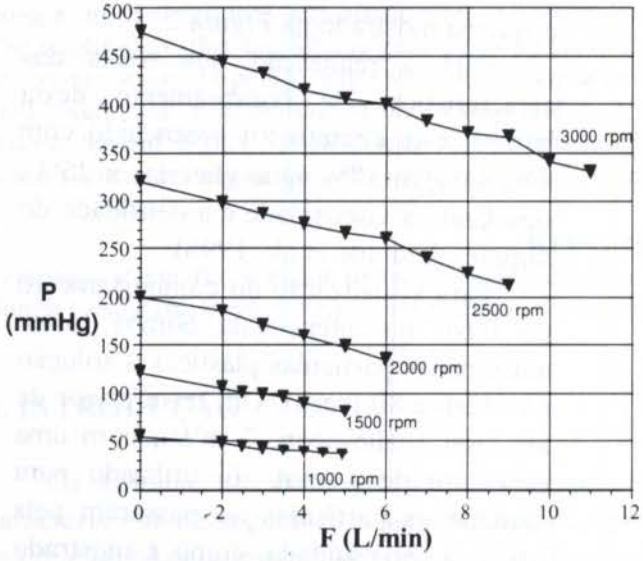


Figura 4. Curvas de desempenho da SP, mostrando a relação entre diferença de pressão antes e após a bomba (P) e fluxo bombeado (F).

As imagens obtidas com os estudos de visualização de fluxo foram registrados em filme Kodak TMAX-400, preto e branco utilizando uma câmera fotográfica Olympus OM-4T, e gravados em fita de vídeo cassete com utilização de uma micro câmera (Elmo, Japão) e um vídeo cassete (Sony, Japão). Algumas destas imagens são mostradas na Figura 5.

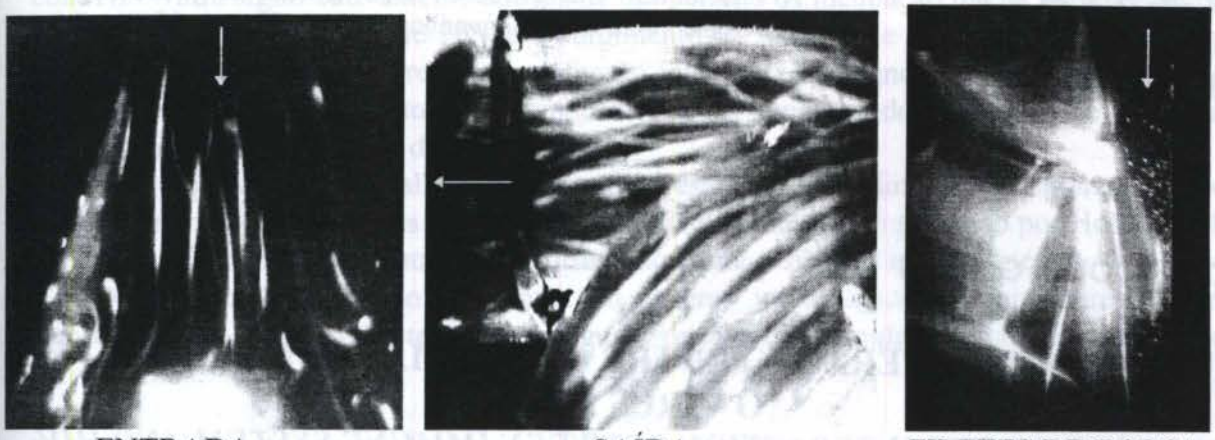
Os valores de NIH resultantes dos testes de hemólise foram:

1- condição LVAD: NIH = 0,0063 ± 0,0020 g/100L (n = 4);

2- condição CPB: NIH = 0,0251 ± 0,0124 g/100L (n = 4).

4. DISCUSSÃO E CONCLUSÕES

A SP apresentou ótimas características de bombeamento, possibilitando, por exemplo, um fluxo de 5 L/min para uma diferença de pressão entre a saída e a entrada da bomba de 350 mm Hg com uma rotação de aproximadamente 2800 rpm, como pode ser visualizado no gráfico da Figura 4.



ENTRADA SAÍDA FILETES DE ROSCA

Figura 5. Imagens obtidas com os estudos de visualização de fluxo em três importantes regiões da SP, na entrada, saída e na região dos filetes de rosca do fuso interno (F = 5 L/min, ΔP = 100 mm Hg).

Na análise das imagens obtidas não foram observadas áreas de turbulência ou mesmo de estagnação de fluxo, em nenhuma das três regiões: na saída, entrada e na área do topo dos filetes de rosca da bomba.

A hemólise causada pelo equipamento é uma característica muito importante e deve ser estudada em detalhes para cada novo projeto. No entanto, diversos fatores podem alterar os resultados, tais como: tipo e volume de sangue utilizado, período e temperatura de estocagem do sangue a ser utilizado, duração e temperatura dos testes, desenho e material utilizado nos circuitos de teste, como também: as pressões e fluxos (condições) aplicadas durante os testes.

Não existe diferença estatisticamente significante ($p > 0,05$) entre os valores do NIH da SP e os valores encontrados na literatura para bombas como Capiox e BP-80, em testes com o mesmo tipo de sangue e condições semelhantes (Nishida et al., 1993 e Joyce et al., 1990). Porém, a SP apresenta menores valores médios de NIH para 5 L/min de fluxo e diferença de pressão de 100 mm Hg, ou seja, em condição LVAD.

5. REFERÊNCIAS

Andrade A, Biscegli J, Dinkhuysen J, Sousa JE, Ohashi Y, Hemmings S, Glueck J, Kawahito K, Nose Y. Characteristics of a Blood Pump Combining the Centrifugal and Axial Pumping Principles: The Spiral Pump. *Artificial Organs* 1996; 20(6):605-12

Joyce LD, Kiser JC, Eales F, King RM, Toninato CJ, Hansen J. Experience with the Sarns centrifugal pump as a ventricular assist device. *Tans Am Soc Artif Intern Organs* 1990;36:M619-23.

Lynch MF, Peterson D, Baker V. Centrifugal blood pumping for open heart surgery. *Minnesota Medicine* 1978: 536-7.

Nishida H, Yamaki F, Nakatani H, Endo M, Koyanagi H, Oshiyama H, Horiuchi K, Kijima T, Nojiri C, Fukasawa H, Akutsu T. Development of the Terumo Capiox centrifugal pump and its clinical application to open heart surgery: a comparative study with the roller pump. *Art Organs* 1993; 17(5):323-7.

Ohara Y, Makinouchi K, Orime Y, Tasai K, Naito K, Mizuguchi K, Shimono T, Damm G, Glueck J, Takatani S, Noon GP, Nosé Y. An ultimate, compact, seal-less centrifugal ventricular assist device: Baylor C-Gyro pump. *Art Organs* 1994; 18(1):17-24.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB175

DINÂMICA DA INTERAÇÃO ENTRE O SISTEMA IMUNOLÓGICO E O VÍRUS HIV

DYNAMICS OF THE INTERACTION BETWEEN IMMUNE SYSTEM AND HIV

TIAGO RODRIGO ALVES DE SOUZA
Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasilia
70.910.900, Brasília, DF - E-Mail: tiagor@guarany.cpd.unb.br

MARCELO AMORIM SAVI
Departamento de Engenharia Mecânica e de Materiais, Instituto Militar de Engenharia
22.290.270, Rio de Janeiro, RJ - E-Mail: d4savi@epq.ime.eb.br

Abstract

The immune system is a complex network of organs containing cells that provides the means to make rapid, highly specific, and in general very protective responses against different pathogens. The acquired immunodeficiency syndrome (AIDS) occurs as a consequence of HIV action on organisms. The virus enters the bloodstream and destroys certain white blood cells, called T lymphocytes, that play a key role in the functioning of the immune system. AIDS impairs the immune system and leaves the victim susceptible to various opportunistic infections. This contribution evaluates the dynamical interaction between immune system and HIV described by the model proposed by Holton & May (1993). Initially, a discussion about immune system, HIV and AIDS is done. Then, the mathematical model is presented. Some numerical simulations are considered.

Keywords

Non-linear Dynamics, HIV/AIDS Dynamics, Biomechanics.
Dinâmica Não-Linear, Dinâmica HIV/AIDS, Biomecânica.

1. INTRODUÇÃO

O *sistema imunológico* é uma complexa rede de órgãos, células, proteínas e enzimas que proporciona meios de desenvolver uma resposta rápida, e altamente específica visando a manutenção da homeostase fisiológica e da defesa da integridade do organismo frente a agressões exógenas. A *Síndrome da Imuno-Deficiência Adquirida - AIDS* ("*Acquired Immune Deficiency Syndrome*") ocorre como uma consequência da ação do vírus *HIV* ("*Human Immunodeficiency Virus*") no organismo. Este vírus infecta as células do sistema imunológico, especialmente as células T, levando a uma severa imunodepressão e maior susceptibilidade à doenças infecciosas. Com a destruição do sistema imunológico, o indivíduo portador do HIV morre em consequência de doenças infecciosas secundárias.

As evidências têm mostrado que o padrão de surgimento de infecção em indivíduos com HIV varia significativamente através de um período de incubação inicial. O tempo médio entre a infecção primária pelo HIV e o surgimento da AIDS é de aproximadamente 11 anos (Lemp *et al.*, 1990). A progressão da infecção inicial até o diagnóstico da AIDS parece ser influenciada por diversos fatores incluindo diferenças genéticas dos indivíduos e da carga e replicação viral no momento da infecção.

O objetivo deste trabalho é apresentar um estudo sobre a dinâmica da interação entre o sistema imunológico e o vírus HIV segundo o modelo matemático proposto por Holton e May (1993). Inicialmente, apresenta-se uma discussão sobre o sistema imunológico, o vírus HIV e a AIDS. Discute-se como o vírus atua no sistema imunológico. Depois, apresenta-se a elaboração do modelo matemático. Alguns resultados, simulados numericamente, são apresentados.

2. O SISTEMA IMUNOLÓGICO

O *sistema imunológico* é um notável sistema de defesa e manutenção da homeostasia fisiológica que apresenta-se em sua forma mais avançada em vertebrados superiores. Este sistema é composto por órgãos e células especializadas que proporcionam os mecanismos necessários para desenvolver uma resposta rápida e extremamente específica na defesa do organismo frente a agressões exógenas (agentes patogênicos) e à presença de células alteradas (senescência, câncer), essencialmente através da sua eliminação.

A partir de um contato com substâncias estranhas ao organismo, o sistema imunológico é capaz de identificar estas substâncias "não próprias" e produzir proteínas específicas que são capazes de reconhecê-las num contato posterior, conferindo imunidade a estes agentes. Os *anticorpos* são proteínas que reconhecem porções específicas (antígenos) nos agentes patogênicos levando a uma rápida reação em cadeia no organismo que pode culminar com a destruição dos agentes infecciosos. Os *antígenos* são substâncias químicas capazes de induzir uma resposta imune específica. De um modo geral, os antígenos não possuem uma composição química característica, sendo sua definição inteiramente operacional no sentido de que está relacionada a capacidade de estimular o processo imune. As proteínas com atividades de anticorpos são referidas como *imunoglobinas* (Paul, 1994).

Vários tipos de células participam da resposta imune. Os *leucócitos* ou *glóbulos brancos* são os elementos fundamentais do processo. Existem três tipos principais de glóbulos brancos: *linfócitos*, *monócitos e granulócitos*.

Os *linfócitos* são células muito heterogêneas e podem ser divididas em dois grupos principais: *tipo B* e *tipo T* (Unanue & Benacerraf, 1984; Paul, 1994). Os *linfócitos B* originam-se na medula óssea e são responsáveis pela produção de anticorpos. Os *linfócitos T* originam-se na glândula tímica e são representadas por três subpopulações principais: *auxiliares*, *supressoras* e *citolíticas* (ou *citotóxicas*). As *células T auxiliares* regulam o funcionamento do sistema cooperando com as células B e T para que estas apresentem uma resposta efetiva. As *células T supressoras* inibem a resposta do sistema, suprimindo uma dada função imune. As *células T citolíticas* trabalham no sentido de eliminar outras células danificadas.

Um pequeno número de linfócitos não se enquadra nos grupos B ou T. Eles são chamados de *linfócitos NK (natural killer)* e podem matar células infectadas com ou sem a presença de anticorpos.

Os linfócitos são as principais células dos tecidos linfóides e importantes constituintes de alguns órgãos. Os órgãos linfóides podem ser distinguidos em dois grupos: *primário* e *secundário*. Os órgãos primários são aqueles onde ocorre a diferenciação dos linfócitos,

independente do antígeno. Os órgãos secundários são aqueles onde o antígeno é concentrado e as reações imunes específicas são geradas (Unanue & Benacerraf, 1984).

Outro tipo de glóbulo branco, os *monócitos* passam por um processo de amadurecimento tornando-se *macrófagos* (*fagócito mononuclear*) que são células altamente fagocitárias. Estas células são capazes de ingerir grandes partículas e tem como uma de suas funções devorar os agentes patogênicos.

Os *granulócitos*, por sua vez, se dividem através de características de coloração em *neutrófilos*, *basófilos* e *eosinófilos*. Os *neutrófilos* são os leucócitos em maior concentração no sangue (50 a 60% do total) e participam nas reações mediadas pelos complexos antígeno-anticorpo-complemento. Estas células possuem um mecanismo de ingestão igual ao dos macrófagos. Os *eosinófilos* são encontrados em pequena quantidade no sangue e aumentam em número desenvolvendo um importante papel nas reações alérgicas e parasitárias. Os *basófilos e os mastócitos teciduais* são também importantes células em reações alérgicas.

A resposta do sistema imune é extremamente complexa, pois envolve diversas interações entre pelo menos quatro tipos principais de células: macrófagos, células T auxiliares, células T supressoras e linfócitos B. A partir de um antígeno, o linfócito T auxiliar identifica-o através de receptores na sua camada externa. Em seguida, o linfócito B correspondente é acionado e inicia um processo de multiplicação e diferenciação, que resulta em anticorpos específicos para combater e neutralizar a infecção.

3. O VÍRUS HIV E A AIDS

O HIV é um vírus pertencente a classe dos *retrovírus*, caracterizado por possuir uma enzima chamada de *transcriptase reversa*, que é capaz de transcrever o RNA (ácido ribonucleico) do genoma viral em DNA que passa a ser incorporado no genoma da célula hospedeira. O HIV pertence também ao subgrupo dos *lentivirus* que apresenta um longo intervalo entre a infecção e o surgimento de sintomas graves. Outros lentivirus infectam espécies animais como por exemplo, o SIV - *Simian Immunodeficiency Vírus* - em espécies de macacos; e o FIV - *Feline Immunodeficiency Virus* - em gatos.

Na realidade, existe mais de um tipo de vírus HIV. O HIV-1 foi originalmente chamado de HTLV-III, *Human T-Lymphotropic Virus type III*, mas após pesquisadores terem descoberto a existência de várias formas do vírus, passou a ser chamado HIV-1. O HIV-2 foi encontrado em grupos de pessoas africanas e é um parente próximo do SIV. Este vírus pode ser o elo evolutivo entre o SIV e o HIV-1. Ao que tudo indica, o HIV-2 é inofensivo aos humanos. De uma maneira genérica, este trabalho discute o vírus HIV-1, referido simplesmente como HIV.

O HIV apresenta um formato esférico de 10^{-4} milímetros de diâmetro e é composto por dois envelopes principais de glicoproteínas derivadas de um precursor comum (gp160). A menor (gp41), está inserida na membrana celular e a maior (gp120), é extracelular. Dois *nucleocapsideos*, capas protéicas internas que apresentam, em sua maior porção, as proteínas P24 e P18, protegem duas fitas idênticas de RNA e três enzimas fundamentais: *transcriptase reversa, integrase* e *protease*. Cada fita contém uma cópia dos nove genes do vírus. Os números (18,24,41,120,160) referem-se ao peso molecular de cada glicoproteína, em *kilodaltons* (Virella *et al.*, 1997).

As enzimas virais desempenham um papel importante na sua reprodução. O papel da *transcriptase reversa* é traduzir o RNA viral em DNA para que o mesmo possa entrar no núcleo da célula hospedeira e iniciar a fabricação de proteínas necessárias para formar outros vírus. A *integrase* é responsável pela entrada no núcleo, e a *protease*, cuida do amadurecimento do vírus após a saída da célula.

A atuação do vírus no ser hospedeiro é caracterizada pela deterioração gradual das funções do sistema imune, nitidamente sobre os linfócitos T auxiliares, cuja membrana externa apresenta a proteína CD4. O processo de reprodução do vírus depende da fixação e fusão entre o envoltório externo (gp120) e a membrana celular de linfócitos T auxiliares, macrófagos e células relacionadas do sistema imunológico que possuam em sua superfície a proteína CD4.

A *Síndrome da Imuno-Deficiência Adquirida - AIDS* ocorre como uma conseqüência da ação do vírus HIV no organismo. Este vírus destroi o sistema imunológico do corpo, atacando as células T auxiliares tipo CD4, fundamentais na ativação da resposta imune.

O período de incubação média desde a exposição ao vírus até o surgimento de alguns sintomas, como febre e mal-estar (*fase inicial*), é estimada de 3 a 6 semanas. A produção de anticorpos, inicia-se de 8 a 12 semanas após a exposição.

O período de latência do vírus, quando a pessoa infectada não apresenta qualquer sintoma (*fase assintomática*), é marcado pela forte interação entre o sistema imune e as constantes e rápidas mutações do vírus. Os vírus amadurecem e morrem de forma equilibrada durante esta fase. Desenvolve-se então a seleção natural da mutação viral. Os vírus tornam-se mais resistentes ao sistema imune. Amostras de HIV de pacientes em estágio avançado da doença parecem mais virulentas e infectam mais células que as amostras obtidas do mesmo indivíduo na fase inicial da infecção. Após um período médio de 8-10 anos, as células T tipo CD4 estão dizimadas e a resposta imune se torna ineficaz ao vírus. O organismo fica debilitado e vulnerável às doenças oportunistas (Lemp *et al.*, 1990).

O estágio final corresponde a redução crítica de células T tipo CD4 abaixo de 200 unidades por mm^3 de sangue. Adultos saudáveis possuem de 800 a 1200 unidades. Nesta fase, surgem os sintomas típicos da AIDS, como diarréia persistente, dores de cabeça, contrações abdominais, febre, falta de coordenação, náuseas, vômitos, fadiga extrema, perda de peso, câncer. As infecções oportunistas ou secundárias são doenças causadas por agentes infecciosos de baixa patogenicidade que raramente se tornam prejudiciais a um indivíduo saudável, mas que se tornam doenças importantes devido a falta de um sistema imunológico funcionante e um agravante para o quadro clínico do paciente com AIDS (Fauci *et al.*, 1991).

4. MODELO MATEMÁTICO

Os primeiros modelos que descreveram a evolução da dinâmica HIV/AIDS basearam-se na consideração epidemiológica convencional na qual os indivíduos exibem níveis constantes de infecção, iniciando-se quando se adquire o vírus HIV, e terminando quando ele desenvolve a AIDS. Desta forma, estes modelos não eram capazes de explicar o período inicial de incubação da doença.

Holton & May (1993) propõem um novo modelo, capaz de explicar alguns fenômenos clinicamente observáveis. Segundo os autores, este modelo representa uma caricatura simplificada do problema, mas que pode explicar alguns fenômenos associados a HIV/AIDS. Além disso, esta caricatura pode ser sistematicamente refinada até que possa descrever a realidade de uma forma fiel. O presente trabalho considera este modelo matemático para descrever a dinâmica HIV/AIDS.

Considere a população total de vírus HIV, $V(t)$, e uma população total de linfócitos T, subdividida em células não-ativas, $P(t)$, células ativas e não-infectadas, $X(t)$, e células infectadas, $Y(t)$. Considere ainda a população de um agente de infecção oprtunista, $I(t)$.

O modelo proposto admite que as células não-ativas, $P(t)$, são recrutadas a uma taxa constante, Λ, e são removidas tanto por mortalidade, μ, quanto por ativação com uma taxa γPV, onde γ é a probabilidade de ativação por contato. A população de células ativas e não-

infectadas, X(t), cresce por recrutamento de células imaturas a uma taxa γPV, e por expansão clonal a uma taxa per capita de r. Por outro lado, a população decresce a uma taxa βXV, onde β é a probabilidade de infecção via contato. A ação dos linfócitos T supressores é representada por um parâmetro regulador dX^2. A introdução deste termo tende a conter a expansão, estabilizando a população em um valor específico.

A população de células infectadas, Y(t), não se prolifera. O crescimento desta população deve-se então, ao recrutamento de células ativas não-infectadas via infecção por contato com o vírus a uma taxa βXV. O decréscimo, por sua vez, resulta da morte de células a uma taxa de α. A população de vírus livre, V(t), cresce na medida em que células infectadas, com um grande número de partículas virais (λ por célula), morrem. Desta forma, assume-se a taxa de mortalidade αY o que acarreta em uma taxa de crescimento de vírus livre de $\lambda\alpha Y$. O decréscimo da população viral deve-se a mortalidade, que ocorre a uma taxa per capita de b, a absorção por células ativadas a uma taxa $\delta(X+Y)V$, e a ação das células não-infectadas que estimulam a produção de anticorpos que destroem os vírus a uma taxa σXV.

O agente de infecção oportunista no sistema, I(t), estimula as células T a se proliferarem por ativação via contato. Este agente cresce a uma taxa c, que é uma constante de replicação per capita da infecção oportunista e por um termo hIX que representa a eliminação dos agentes de infecção pela ação dos linfócitos. Na ausência do HIV, as células T ativadas sempre eliminam os agentes de infecção oportunista. No sistema contendo o vírus HIV, a infecção oportunista tende a acionar um comportamento oscilatório na concentração de células e de vírus na corrente sanguínea. A ação deste agente, portanto, deve ser levada em consideração na equação de evolução da variável X(t), adicionando um termo extra da forma kIX.

Com isso, a dinâmica da interação HIV/AIDS é descrita pelo seguinte modelo matemático não-linear,

$$\dot{P} = \Lambda - \mu P - \gamma PV \quad (1)$$

$$\dot{X} = \gamma PV + rX + kIX - \beta XV - dX^2 \quad (2)$$

$$\dot{Y} = \beta XV - \alpha Y \quad (3)$$

$$\dot{V} = \lambda\alpha Y - bV - \delta(X+Y)V - \sigma XV \quad (4)$$

$$\dot{I} = cI - hIX \quad (5)$$

O modelo assume que o vírus infecta apenas as células que tenham sido ativadas por contato prévio, e que o vírus é morto pela ação do sistema imunológico, representado pelos linfócitos T (variável X).

Na ausência de HIV (V = 0), indivíduo não-infectado, as células imaturas tendem para um valor $P = \Lambda/\mu$ enquanto a concentração de linfócitos T tende a aumentar por expansão clonal. O parâmetro regulador $-dX^2$, da equação (2), representa a ação das células T supressoras que controla a expansão, estabilizando as células ativas num valor X = r/d.

5. SIMULAÇÕES NUMÉRICAS

Para analisar o modelo proposto, desenvolveu-se simulações numéricas utilizando o método de Runge-Kutta de quarta ordem. Passos menores que $\Delta t = 10^{-3}$ apresentaram bons resultados.

A Figura 1a mostra a evolução no tempo da concentração do vírus HIV. A infecção oportunista é introduzida em t =100 e a interação resultante implica em oscilações drásticas.

Os parâmetros utilizados são: $\Lambda = 1$, $\mu = 0.1$, $\gamma = 0.01$, $r = 1$, $\lambda\alpha = 10$, $b = 0.5$, $\delta = 0.01$, $\sigma = 0.1$, $k = h = 0.01$, $c = 1$, $\beta = 0.2$, $\alpha = 2$, $d = 0$.

A resposta apresenta uma fase inicial onde a população de vírus permanece inalterada. Em seguida, ocorre um aumento considerável até um pico máximo. O sistema imune entra em ação e consegue controlar este crescimento. Esta é a resposta primária. Passada esta fase, começa ocorrer uma forte interação entre as populações envolvidas (fase assintomática). Na Figura 1a, esta fase é caracterizada por uma resposta constante do vírus. Quando a infecção oportunista é introduzida (t = 100), fortes oscilações na resposta começam a ocorrer. A Figura 1b mostra a interação entre as populações envolvidas na fase inicial.

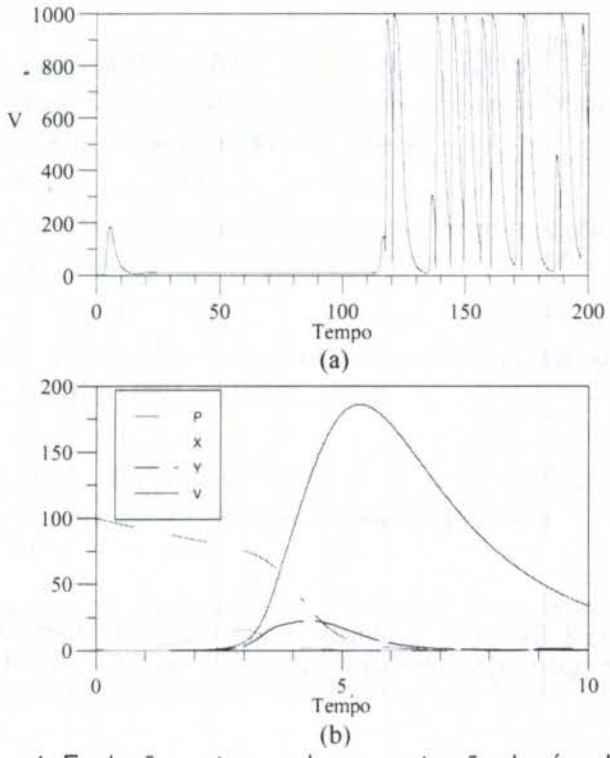


Figura 1: Evolução no tempo da concentração do vírus HIV.
Infecção oportunista introduzida em t = 100.

Alterando os parâmetros, $\beta = 0.1$, $b = 1$ e $d = 0.001$, o sistema passa a apresentar a resposta mostrada na Figura 3. Desta vez, a infecção oporunista é introduzida em t = 75. Neste caso, a fase assintomática é caracterizada por oscilações periódicas da população do vírus (Figura 2).

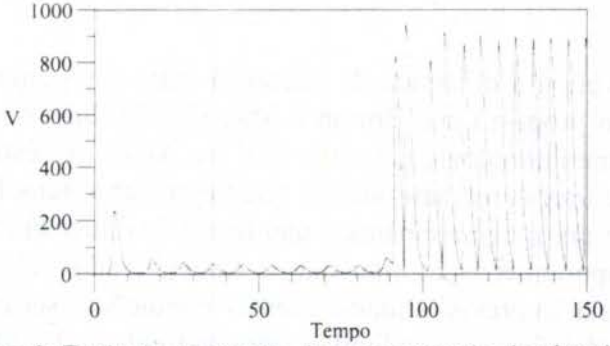


Figura 2: Evolução no tempo da concentração do vírus HIV.
Infecção oportunista introduzida em t = 75.

Alterando o parâmetro $\beta = 0.05$, o que caracteriza uma diminuição na probabilidade de infecção por contato, as flutuações ocorrem de maneira ainda mais drástica. A Figura 3 apresenta este caso quando $d = 0.001$ e $d = 0$. Mais uma vez, a fase assintomática apresenta oscilações na população do vírus. O parâmetro d funciona como um regularizador da resposta do sistema.

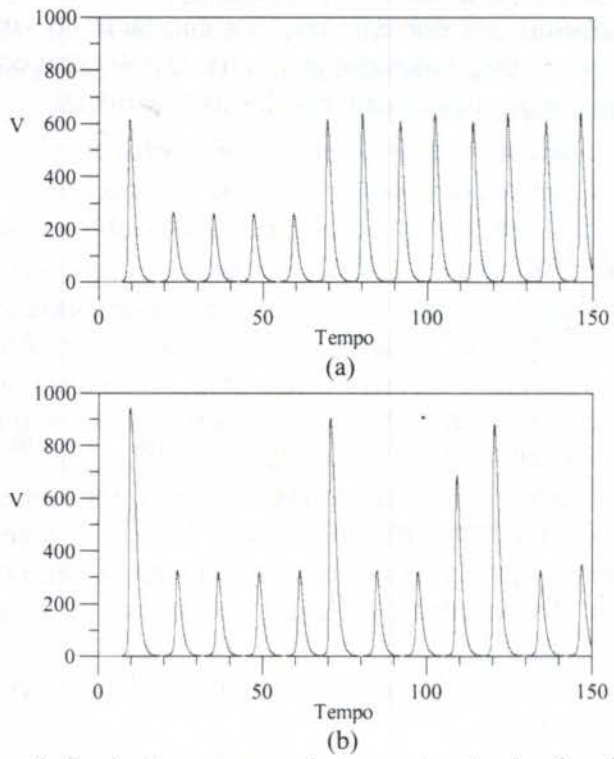


Figura 3: Evolução no tempo da concentração do vírus HIV.
Infecção oportunista introduzida em $t = 50$. (a) $d = 0.001$; (b) $d = 0$.

De acordo com o modelo, a fase inicial é marcada por um pico na concentração de vírus que o diferencia como resposta primária do sistema. Na fase seguinte, o vírus permanece em um estado de latência dentro das células (Figura 1), ou em constante interação devido as frequentes mutações (Figura 2-3). A infecção oportunista funciona como um gatilho no sistema e desencadeia flutuações drásticas na concentração do vírus, abrindo caminho para AIDS.

7. CONCLUSÕES

Este trabalho avaliou a dinâmica da interação entre o sistema imunológico e o vírus HIV segundo o modelo proposto por Holton e May (1993). Inicialmente, apresenta-se uma discussão sobre o sistema imunológico, o vírus HIV e a AIDS. A despeito da simplicidade do modelo proposto, os autores acreditam que ele pode explicar alguns fenômenos associados à HIV/AIDS. O modelo é um sistema dinâmico não-linear de dimensão 5 o que torna possível a existência de um comportamento caótico que é caracterizado pela forte dependência das condições iniciais e pela imprevisibilidade. Nestas condições, seria possível explicar, por exemplo, as variações drásticas, de indivíduo para indivíduo, da interação entre o sistema imunológico e o vírus HIV.

8. AGRADECIMENTOS

Os autores gostariam de agradecer a Dra. Patrícia Bozza (FIOCRUZ/RJ) por seus valiosos comentários.

9. REFERÊNCIAS

DENG, H. *et al.* Identification of a Major Co-receptor for Primary Isolates of HIV-1, *Nature*, v.381, pp.661-666, 1996.

FAUCI, A.S., SCHNITTMAN, S.M., POLI, G., KOENIG, S., PANTALEO, G. Immunopathogenic Mechanisms in Human Immunodeficiency Virus (HIV) Infection, *NIH Conference - Ann Intern. Med.*, 114, pp.678-693, 1991.

HEATH, *et al.* Follicular Dendritic Cells and Human Immunodeficiency Virus Infectivity, *Nature*, v.377, pp. 740-744, 1995.

HOLTON, D. & MAY, R.M. The Chaos of Disease Response and Competition, in *The Nature of Chaos* (ed. T. Mullin), Oxford Press, 1993.

LEMP, G.F., PAYNE, S.F., RUTHERFORD, G.F. *et al.* Projections of AIDS Morbidity and Mortality in San Francisco, *JAMA,* 263, pp.1497-1501, 1990.

MOON, F. *Chaotic and Fractal Dynamics*, John Wiley & Sons, New York, 1992.

PAUL, W.E. *Fundamental Immunology*, Raven Press, New York, 3 ed., 1994.

UNANUE, E.R. & BENACERRAF, B. *Imunologia*, Guanabara Dois, 1984.

VIRELLA, G. *et al. Introdution to Medical Imunology*, Marcel Dekker, New York, 1997.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB177

MODELOS CONSTITUTIVOS VISCOELÁSTICOS PARA O PULMÃO: CASO UNIDIMENSIONAL

VISCOELASTIC CONSTITUTIVE MODELS FOR THE LUNG: ONE DIMENSIONAL CASE

MARCELO AMORIM SAVI
Departamento de Engenharia Mecânica e de Materiais, Instituto Militar de Engenharia
22.290.270, Rio de Janeiro, RJ - E-Mail: d4savi@epq.ime.eb.br

PEDRO MANUEL CALAS LOPES PACHECO
Departamento de Engenharia Mecânica, CEFET/RJ
20.271.110, Rio de Janeiro, RJ - E-Mail: calas@cefet-rj.br

Abstract

The simulation of vital phenomena may contribute either to define best conditions for living beings or to determine pathological treatments. These simulations need models which are capable to describe the behavior of biological systems. The simulation of respiratory system may contribute to evaluate some physiologic details of this system. Usually, constitutive models used to describe mechanical behavior of the lung is a combination of models to describe the biological tissue behavior associated with models to describe the surface tension stress effect in the alveolar walls. This work presents an overview of constitutive models for soft tissues and suggests viscoelastic models to describe the complete response of the lung. Polynomial and exponential models are considered to describe the elastic behavior of biological tissue. Some viscoelastic models are presented and discussed. One-dimensional results illustrate with qualitative coherence the stress-strain curves prescribed by these models.

Keywords

Constitutive Equations, Mechanics of Lungs, Biomechanics.
Equações Constitutivas, Mecânica do Pulmão, Biomecânica.

1. INTRODUÇÃO

A simulação de fenômenos vitais pode contribuir no sentidó de definir as condições mais adequadas aos seres vivos e de determinar o tratamento de patologias. Estas simulações exigem a elaboração de modelos capazes de descrever o comportamento dos sistemas biológicos. O processo de elaboração destes modelos envolve estudos experimentais e analíticos. Normalmente, os testes são desenvolvidos em animais e seus resultados extrapolados aos seres humanos. A simulação da mecânica do sistema respiratório pode contribuir para avaliar detalhes de sua fisiologia.

3391

Muitos estudos são realizados no sentido de modelar o comportamento mecânico do pulmão. Savi *et al.* (1995) discutem os principais aspectos da mecânica do processo respiratório e apresentam uma revisão sobre os modelos constitutivos para o pulmão em um contexto tridimensional. Usualmente, utilizam-se modelos elásticos não-lineares para descrever o comportamento do tecido biológico, enquanto o comportamento da tensão superficial da interface ar-fluido nas paredes alveolares é considerado em modelos isolados.

O presente trabalho propõe a utilização de modelos constitutivos viscoelásticos para que seja possível modelar o comportamento do pulmão contemplando o tecido biológico e a tensão superficial nas paredes alveolares de forma simultânea. O estudo é desenvolvido em um contexto unidimensional.

2. MODELOS CONSTITUTIVOS

Baseado em observações experimentais, os modelos constitutivos são formulados de forma a respeitar uma série de princípios mecânicos, explicitados nos axiomas das equações constitutivas (Eringen, 1967). Para satisfazer a segunda lei da termodinâmica, é usual definir-se funções de energia a partir das quais obtém-se as relações constitutivas.

As equações de estado de um material podem ser obtidas a partir de uma energia de deformação, $W = W(E,\beta)$, onde E é a deformação unidimensional e β representa um conjunto de variáveis de estado. Desta forma, definem-se as forças termodinâmicas apresentadas a seguir,

$$S^R = \frac{\partial W}{\partial E} \tag{1}$$

$$B = -\frac{\partial W}{\partial \beta} , \tag{2}$$

onde S^R representa a parcela reversível da tensão e B representa uma força termodinâmica associada à variável β.

A evolução das variáveis irreversíveis é descrita a partir de equações complementares, definidas a partir de um potencial de dissipação, $\Phi = \Phi(\dot{E},\dot{\beta})$. Com isso, pode-se definir os fluxos termodinâmicos da seguinte forma,

$$S^I = \frac{\partial \Phi}{\partial \dot{E}} \tag{3}$$

$$B = \frac{\partial \Phi}{\partial \dot{\beta}} \tag{4}$$

onde S^I representa a parcela irreversível da tensão. Desde que o potencial de dissipação $\Phi = \Phi(\dot{E},\dot{\beta})$ seja convexo, positivo, e nulo na origem, a versão local da segunda lei da termodinâmica, para o caso isotérmico (Eringen, 1967),

$$\left(S - \frac{\partial W}{\partial E}\right)\dot{E} - \frac{\partial W}{\partial \beta}\dot{\beta} \geq 0 , \tag{5}$$

é automaticamente satisfeita (Lemaitre & Chaboche, 1990).

Desta forma, é possível escrever um conjunto de equações que descreve completamente o comportamento do material.

$$S = S^R + S^I = \frac{\partial W}{\partial E} + \frac{\partial \Phi}{\partial \dot{E}} \tag{6}$$

$$B = -\frac{\partial W}{\partial \beta} = \frac{\partial \Phi}{\partial \dot{\beta}} \tag{7}$$

A elaboração de um modelo constitutivo para o pulmão implica na escolha adequada da função energia de deformação, W, e do potencial de dissipação, Φ. A escolha das variáveis mais convenientes para descrever o fenômeno, representada pela variável genérica β, também é fundamental na análise.

3. MODELOS ELÁSTICOS

Nesta seção, consideram-se versões unidimensionais dos modelos elásticos utilizados para descrever o comportamento do tecido biológico (Savi *et al.*, 1995).

3.1 Modelo Polinomial

O modelo polinomial, proposto por Lee & Frankus (1975), é baseado nos estudos experimentais de Hoppin *et al.* (1975) sobre o comportamento mecânico de cubos do parênquima pulmonar submetidos a carregamentos triaxiais.

A função energia de deformação, W, pode ser escrita da seguinte forma (Savi *et al.*, 1995),

$$W = B_1 E + B_2 + B_3 E^2 + B_5 E^3 + B_8 E^4 , \tag{8}$$

onde B_i são constantes.

O potencial de dissipação é nulo, uma vez que se considera um material elástico. Assim, obtém-se uma relação tensão-deformação do tipo,

$$S = B_1 + 2B_3 E + 3B_5 E^2 + 4B_8 E^3 . \tag{9}$$

3.2 Modelo Exponencial

O modelo exponencial é baseado na formulação do alvéolo médio e foi proposto por Fung (1974). A versão unidimensional da energia de deformação possui a seguinte forma,

$$W = \frac{b_1}{2} \exp(b_2 E^2) . \tag{10}$$

onde b_i são constantes.

O potencial de dissipação é nulo e, com isso, tem-se uma relação tensão-deformação do tipo,

$$S = b_1 b_2 \, E \exp(b_2 \, E^2). \qquad (11)$$

Deve-se observar que o modelo exponencial descreve o comportamento do pulmão utilizando um número menor de constantes do que o modelo polinomial.

A Figura 2 mostra uma comparação entre as relações tensão-deformação, previstas pelos dois modelos, quando as deformações são prescritas. A parte inicial do carregamento, com taxa positiva, está associada à inspiração. Por outro lado, a parte do carregamento que possui taxa negativa está associada à expiração. As constantes utilizadas estão apresentadas na Tabela 1 e foram extraídas dos trabalhos de Lee & Frankus (1975) e de Fung (1978).

Tabela 1: Constantes dos Modelos Polinomial e Exponencial.
As constantes são expressas em g/cm^2 exceto b_2 que é adimensional.

B_1	B_3	B_5	B_8
4,388	14,216	-13,968	16,992

b_1	b_2
40,488	0,577

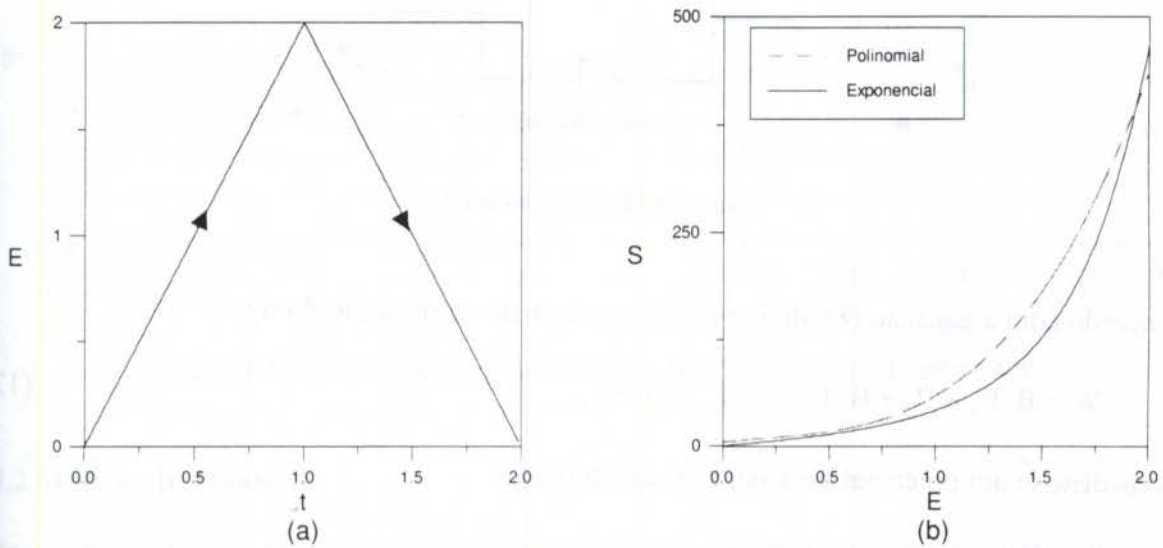


Figura 2: (a) Deformação prescrita;
(b) Curvas tensão-deformação previstas pelos modelos polinomial e exponencial.

A dissipação de energia do processo respiratório é muitas vezes incluída no modelo considerando-se diferentes constantes para a inspiração e expiração (Fung, 1978; Savi *et al.*, 1995).

4. MODELOS VISCOELÁSTICOS

Com o objetivo de elaborar um modelo constitutivo que seja capaz de descrever o comportamento mecânico do pulmão, tratando simultaneamente as características do tecido biológico e da tensão superficial do surfactante pulmonar nas paredes alveolares, o presente

trabalho sugere a utilização de modelos viscoelásticos. Esta proposta é uma alternativa para descrever a dissipação de energia associada ao processo de respiração.

A modelagem de materiais viscoelásticos pode ser feita através da associação de elementos elásticos e viscosos. No caso do pulmão, o elemento elástico representa o tecido biológico enquanto o elemento viscoso representa a tensão superficial.

As propostas aqui apresentadas utilizam os modelos clássicos de Kelvin e de Maxwell (Flügge, 1975), onde o elemento elástico possui um comportamento não-linear, polinomial ou exponencial, enquanto o elemento viscoso apresenta uma relação linear entre a tensão e a taxa de deformação.

4.1 Modelo de Kelvin

O modelo de Kelvin considera que os elementos elástico e viscoso estão associados em paralelo (Figura 3). Com isso, a deformação no elemento elástico, E_e, e a deformação no elemento viscoso, E_v, são idênticas ($E = E_e = E_v$), enquanto as tensões se somam para compor a tensão total.

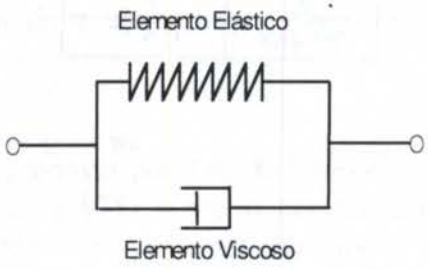


Figura 3: Modelo de Kelvin.

De acordo com a equação (8), define-se uma energia de deformação do tipo,

$$W = B_1 E_e + B_2 + B_3 E_e^2 + B_5 E_e^3 + B_8 E_e^4 , \tag{12}$$

e considera-se um potencial de dissipação quadrático,

$$\Phi = \frac{d}{2} \dot{E}_v^2 , \tag{13}$$

onde d é uma constante associada ao elemento viscoso.

Usando (6), chega-se à seguinte relação tensão-deformação para o modelo Kelvin-polinomial,

$$S = B_1 + 2B_3 E + 3B_5 E^2 + 4B_8 E^3 + d\dot{E} , \tag{14}$$

O modelo Kelvin-exponencial, por sua vez, possui a seguinte expressão para a energia de deformação, de acordo com a equação (10),

$$W = \frac{b_1}{2} \exp(b_2 E_e^2) . \tag{15}$$

Usando um potencial de dissipação quadrático, conforme definido na expressão (13), chega-se a seguinte relação tensão-deformação,

$$S = b_1 b_2 \, E \exp(b_2 \, E^2) + d\dot{E} \, . \tag{16}$$

A seguir, analisam-se as respostas destes modelos submetidos a um carregamento em deformações, conforme mostrado na Figura 2a. As constantes elásticas estão apresentadas na Tabela 1. Consideram-se diferentes valores para a constante associada à dissipação, d. A discretização temporal é feita através do método de Euler implícito.

A Figura 4 apresenta a resposta dos modelos de Kelvin. A Figura 4a apresenta o modelo Kelvin-polinomial, enquanto a Figura 4b apresenta o modelo Kelvin-exponencial. Deve-se observar que a resposta é dependente da trajetória, sendo portanto, diferente para a inspiração e a expiração. Este comportamento caracteriza a dissipação de energia no processo respiratório que está diretamente associada a constante d.

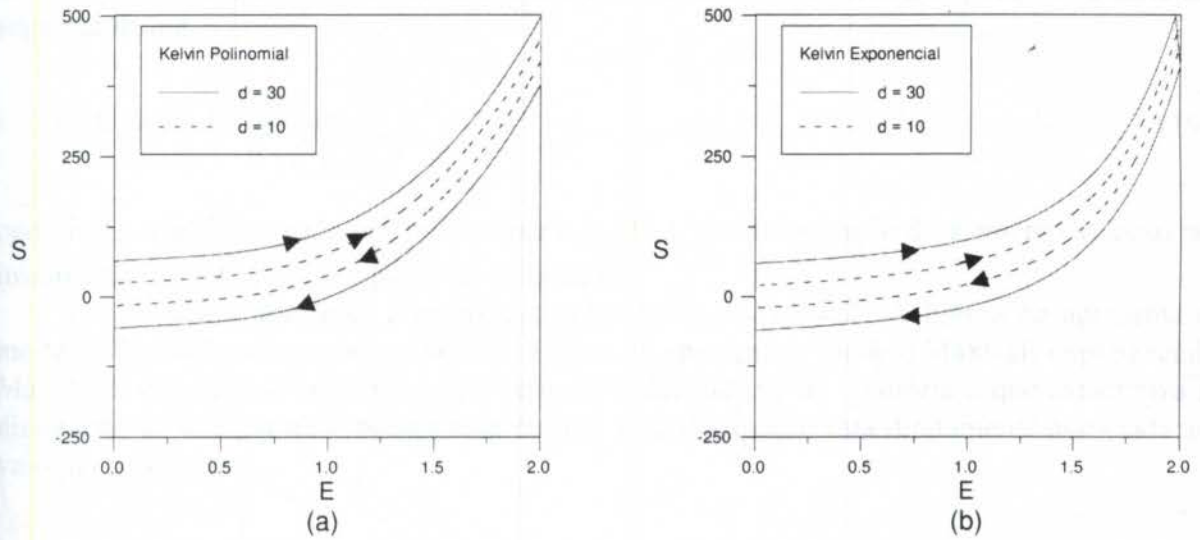


Figura 4: Resposta dos Modelos de Kelvin. (a) Polinomial; (b) Exponencial.

4.2 Modelo de Maxwell

O modelo de Maxwell considera que os elementos elástico e viscoso estão associados em série (Figura 5). Desta forma, as tensões atuantes nos dois elementos são idênticas enquanto as deformações se somam para compor a deformação total ($E = E_e + E_v$).

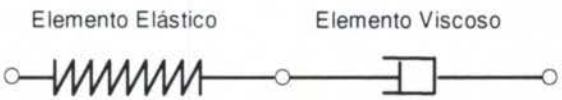


Figura 5: Modelo de Maxwell.

Utilizando a energia de deformação definida em (12) e um potencial de dissipação quadrático mostrado em (13), o modelo Maxwell-polinomial será descrito pela seguinte equação,

$$\dot{E} = \frac{\dot{S}}{2B_3 + 6B_5 E_e + 12B_8 E_e^2} + \frac{S}{d}, \tag{17}$$

Para o modelo Maxwell-exponencial, utilizando a energia de deformação definida em (15) e, usando o potencial de dissipação (13), obtém-se a seguinte relação tensão-deformação:

$$\dot{E} = \frac{\dot{S}}{b_1 b_2 \exp\left[b_2 E_e^2\right][1 + 2b_2 E_e^2]} + \frac{S}{d}, \tag{18}$$

As respostas destes modelos são obtidas para os mesmos casos apresentados na análise dos modelos de Kelvin. O método de Newton-Raphson é utilizado para determinar a tensão a partir de uma deformação conhecida. A discretização temporal é novamente feita através do método de Euler implícito. Após a discretização, a deformação elástica pode ser escrita da seguinte forma,

$$E_e = E - \left(\frac{S\,\Delta t}{d} - (E_v)_n \right), \tag{19}$$

onde E, E_e e S são as variáveis no instante t_{n+1}, $(E_v)_n$ é a deformação do elemento viscoso no instante t_n e $\Delta t = t_{n+1} - t_n$ é o passo de integração.

A Figura 6 apresenta a resposta dos modelos de Maxwell. A Figura 6a apresenta o modelo Maxwell-polinomial, enquanto a Figura 6b apresenta o modelo Maxwell-exponencial. Mais uma vez deve-se observar que a resposta é dependente da trajetória o que caracteriza a dissipação de energia no processo respiratório. Esta dissipação está diretamente associada ao valor da constante d.

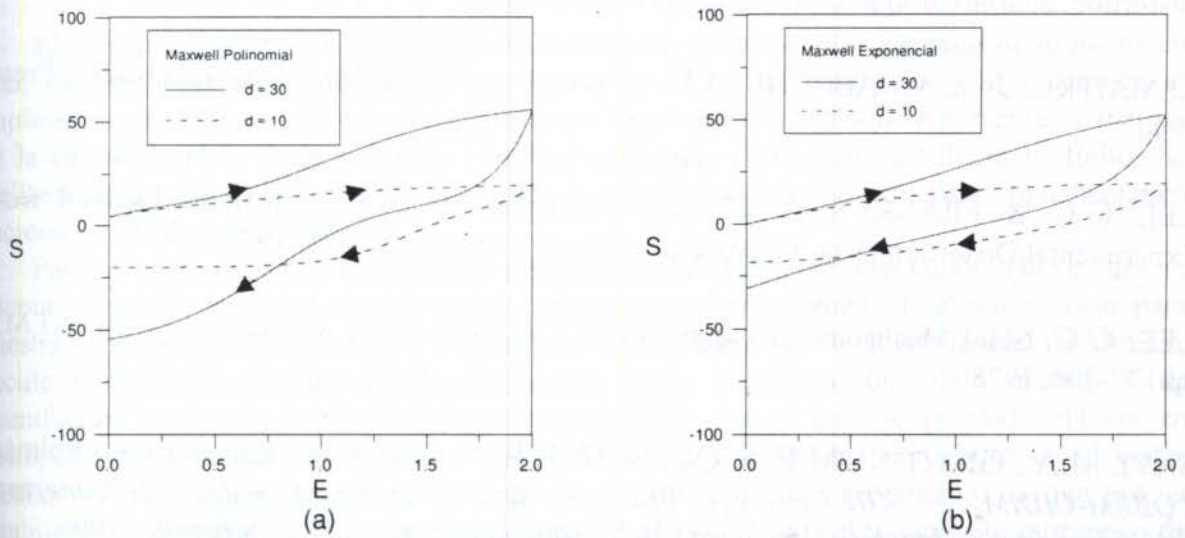


Figura 6: Resposta dos Modelos de Maxwell. (a) Polinomial; (b) Exponencial.

5. CONCLUSÕES

Este trabalho discute os modelos constitutivos utilizados para descrever o comportamento mecânico do pulmão em um contexto unidimensional. Apresentam-se os modelos elásticos não-lineares utilizados para descrever o comportamento do tecido biológico. Propõe-se a utilização de modelos viscoelásticos para modelar o comportamento mecânico do pulmão de uma forma geral, tratando simultaneamente os efeitos do tecido biológico e da tensão superficial do surfactante pulmonar. Os resultados apresentados são qualitativamente coerentes. Todavia, ensaios experimentais devem validar, de forma quantitativa, a utilização dos modelos propostos.

6. REFERÊNCIAS

ERINGEN, A.C. *Mechanics of Continua*, John Wiley & Sons, 1967.

FLÜGGE, W. *Viscoelasticity*, Springer Verlag, 1975.

FUNG, Y.C. A Theory of Elasticity of the Lung, *Journal of Applied Mechanics*, v.41, n.8, 1974.

FUNG, Y.C. Stress, Deformation, and Atelectasis of the Lung, *Circulation Research*, v.37, 1975.

FUNG, Y.C., TONG, P. & PATITUCCI, P. Stress and Strain in the Lung, *ASCE - J. Engineering Mechanics*, v.104, n.EM1, pp.201-223, 1978.

HOPPIN, F.G., LEE, G.C. & DAWSON, S.V. Properties of Lung Parenchyma in Distortion, *Journal of Applied Physiology*, v.39, n.5, 1975.

LEMAITRE, J. & CHABOCHE, J.L. *Mechanics of Solid Materials*, Cambridge Press, 1990.

LEE, G.C. & FRANKUS, A. Elasticity Properties of Lung Parenchyma Derived from Experimental Distortion Data, *Biophysical Journal*, v.15, pp.481-493, 1975.

LEE, G.C. Solid Mechanics of Lungs, *ASCE - J. Engineering Mechanics*, v.104, n.EM1, pp.177-200, 1978.

SAVI, M.A., GIUNTINI, M.E. & QUEIROZ, R.S. Modelos Constitutivos para o Pulmão, *COBEM-CIDIM 95 - XIII Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica - II Congresso Iberoamericano de Ingeniria Mecánica* - Belo Horizonte, Brasil, 12/15 Dezembro, 1995.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB199

MODELADO DE LA COLUMNA VERTEBRAL PARA PATOLOGIA LUMBAR.

ALVARO AYALA RUIZ*, MIGUEL A. CRUZ MORALES*, FELIPE M. CAMARILLO**,J. ALFONSO LÓPEZ JIMÉNEZ*, FELIPE LUGO RAMÍREZ*
**Centro de diseño Mecánico, Facultad de Ingeniería UNAM, Circuito exterior, Talleres de Ingeniería Mecánica, CU. México, D.F. . Email: alvaro@limac.fi-c.unam.mx.*
*** Médico adscrito.- Hospital General de México, Servicio de Ortopedia, Pabellón 106. Dr. Balmis 168, Col. Doctores, CP 06726.*

Abstract

This essay is part of an integral spinal analysis (lumbar area) applying the finite element methodology. The software used in Patología lumbar, is NISA DISPLAY III. The objective is understand the spinal behavior and be able to redesign the pedicle screw fit which fail when certain weight condition is apply.

Keywords

Elemento finito, Modelado, Análisis , Columna vertebral, Análisis Plano.

1. INTRODUCCIÓN

El conocimiento de la biomecánica de la columna vertebral y los sistemas de implante en ésta, dan la oportunidad de predecir problemas y evitar la cirugía, así como también el implementar el óptimo sistema para el paciente. En el presente trabajo se presenta el análisis de la región lumbar de la columna vertebral utilizando la técnica del elemento finito. Se realiza el análisis de la columna vertebral dañada y el análisis de un sistema para implementar en pacientes con patología lumbar.

Para este tipo de problemas se tiene una gran cantidad de instrumentación a la vez que se cuenta con gran variedad de materiales, sin embargo éstas tienen un elevado costo para nuestra sociedad, por lo que el Dr. Camarillo médico adscrito al Hospital General de México, decide realizar sus propios diseños utilizando acero inoxidable de grado médico y de manufactura nacional, llamándolo dispositivo "HGM", con el cual se pretende obtener en postoperatorio inmediato el mínimo dolor y no presentar afección neurológica en el corto, mediano y largo plazo. Este nuevo sistema es seguro, versátil y económico, ya que por su estabilidad y recuperación inmediata resulta una buena opción para el tratamiento quirúrgico de pacientes con patología lumbar. El costo del dipositivo con diseño y manufactura nacional se llega ha reducir hasta en un 79% del costo de un dispositivo importado que puede costar $10,000 US y con las características óptimas para ser implantado en la estructura ósea de los mexicanos.

Sin embargo, debido ha que es un nuevo diseño no se conoce con exactitud el comportamiento biomecánico del dispositivo, por lo que el Dr. Camarillo decide ponerse en contacto con el Centro de Diseño de la Facultad de de Ingeniería de la UNAM donde se tiene la tecnología para realizar un estudio detallado del dispositivo utilizando los sistemas computacionales como una herramienta de diseño.

2. MARCO TEÓRICO

La función de la columna vertebral es sostener la parte superior del torso en varias posiciones, proporcionando suficiente flexibilidad para los movimientos del tronco, tales como la flexión y torsión además de sostener cargas. Normalmente la columna se encuentra sujeta a cargas de compresión debido al peso de la parte superior del cuerpo, cada vértebra se encuentra superpuesta una sobre otra y cada disco se encuentra bajo la misma carga de compresión. Cada vértebra y disco que se encuentran comprimidas se deforman, acortándose en la dirección de la carga, al mismo tiempo que se expanden lateralmente, los ligamentos de la columna contribuyen a la estabilidad. La elasticidad de estos ligamentos les permite su contracción durante la extensión de la columna y la elongación durante su flexión, la columna gana estabilidad y soporte de los discos intervertebrales, de los ligamentos y de los músculos (Benzel, 1995, Kapandji, 1995).

De lo anterior podemos decir que el cuerpo vertebral es más resistente que el disco y sabemos que es aproximadamente 100 veces mayor, así como el que los ligamentos son más resistentes que el cuerpo vertebral (Garth, 1984). Durante las actividades diarias el disco es cargado de un manera compleja, ya que se le somete a una combinación de esfuerzos normales (flexión y compresión) y de esfuerzos cortantes (torsión) (Benzel, 1995, Kapandji, 1995).

Las cargas de compresión se presentan cuando el cuerpo está en posición erecta, la fuerza vertical debido al peso es prácticamente perpendicular al cuerpo vertebral y al disco, así como una tensión debido a los ligamentos para lograr la estabilidad, de esta manera los esfuerzos que se presentan son normales y cortantes. Diversas pruebas de compresión que se le han realizado al disco muestran que se encuentra sometido a una presión de aproximadamente 1.02 $Kg./cm^2$ (10 N/cm^2) (Kapandji), esta presión se produce del resultado de fuerzas en los ligamentos; durante una fuerza de compresión el disco actúa de forma hidrostática, manteniendo una distribución uniforme de presión, de tal manera que podemos observar que las fuerzas de compresión sobre el cuerpo vertebral y el disco son más importantes conforme se acercan al sacro. Sabemos además que las fuerzas aplicadas a la región lumbar son casi 66% del peso del cuerpo.(Lindh, 1992)

La presencia de lordosis en la región lumbar aumenta la resistencia en esta región cuando se le somete a fuerza de compresión, se ha podido demostrar que la resistencia de una columna con curvaturas es proporcional al cuadrado del número de curvaturas más uno; por lo que si comparamos la resistencia de la región lumbar con la de una columna recta, la resistencia de la región lumbar es el doble de la columna recta (Kapandji, 1995).

En la literatura se pueden encontrar análisis de la región lumbar donde se realizan métodos experimentales de esfuerzo ó análisis por elemento finito, pero siempre bajo la consideración de que la región lumbar es una región rectilínea(Pool, 1992, Lavaste, 1993) . En este trabajo se analiza la columna vertebral con la curva de lordosis para poder conocer el comportamiento que tiene el dispositivo "Hospital General de México" (HGM).

3. OBJETIVOS

Demostrar que el dispositivo "HGM" mantiene la corrección realizada en la intervención quirúrgica.

Demostrar que el dispositivo "HGM" es seguro a carga estática.

Conocer y comprender la biomecánica de la columna vertebral y de la columna en conjunto con el dispositivo "HGM".

Estudiar el comportamiento de los esfuerzos y los desplazamientos en la región lumbar y rediseñar el dispositivo en caso de que sea necesario.

4. METODOLOGÍA

En México, el problema de espondilolistesis, fractura, listesis, así como de otras enfermedades en la columna vertebral, se ha apoyado en la experiencia médica de otros países como Francia ó Estados Unidos donde ya existen estudios previos del comportamiento biomecánico de cada parte de la columna vertebral, de algunas propiedades intrínsecas de los materiales y de su geometría, además de contar con la tecnología y la infraestructura necesaria. Es por esto que importar el dispositivo resulta sumamente costoso para el paciente mexicano, ya que los materiales que se emplean son de difícil obtención y de una manufactura precisa.

4.1. MATERIAL Y MÉTODOS

Diversos autores han investigado sobre el análisis experimental en la columna vertebral, la experimentación es una manera de analizar los implantes, sin embargo la experimentación tiene sus limitaciones, ya que los experimentos están sujetos a diversos factores que pueden alterar los resultados como pueden ser el procedimiento de medición y la variabilidad del los especímenes además de tener la posibilidad de obtener éstos y mantenerlos en buen estado. Para evitar estos inconvenientes se decidió analizar la columna por el método del elemento finito, que tiene como ventaja "experimentar" con diversas cargas, con el número de vértebras que se desee, con diversas restricciones mecánicas y con diversos implantes, así como el verificar las influencias de cada uno de estos factores.

Para la modelación de la región lumbar a estudiar se realizó el análisis de diferentes tipos de columnas vertebrales y se observo que dependiendo de la estatura y complexión del paciente existen variaciones tanto en las magnitudes como en el volumen de cada pieza vertebral, ángulos de inclinación entre ellas y el sacro, entre otros; por lo que se decidió enfocar el análisis a una persona delgada, con un peso de 700 N y con una altura de 1.70 m. Para obtener las dimensiones de su columna se le tomó una radiografía lateral, la cual fue digitalizada por la vía de un escáner de plancha, posteriormente se trazó la geometría en el programa AutoCAD, tomando como referencia que los ángulos de Cobb y Lipman tienen un valor de 35° además de que el ángulo que forma el sacro con la horizontal es de 40° (Lindh 1992).

Una vez obtenida su geometría se exportó la información en el formato IGES, que leyó el software NISA/DISPLAY, se trabajó en una estación de trabajo HP Apollo 9000 serie 400. Este software resuelve problemas lineales y no lineales estáticos y dinámicos, utilizando el método del elemento finito.

4.2 MODELADO

Sabemos que el problema que se quiere atacar es no lineal, no homogéneo y en se encuentra en 3D, sin embargo en este trabajo se presenta un modelo plano como nuestro primer modelo. Para conocer el comportamiento de la columna vertebral se realizaron dos análisis con variación de cargas, tenemos un primer análisis donde se encuentra la columna fracturada en L4 y en el segundo caso se tiene la columna dañada con el dispositivo, en ambos casos las cargas son el peso corporal, más una carga de 200N, 500 N y 800 N.

Tabla 1: Valores de las cargas que se aplicarón a la columna.

Casos de estudio	Componente S	Componente C
Peso corporal	31.30	312.79
200 N	45.67	451.65
500 N	66.0	660.0
800 N	87	868.70

El peso y la fuerza de los músculos se descomponen en dos componentes de la resultante llamada R, uno perpendicular a la superficie de L1 llamado C y otro paralelo a la cara de L1 llamado S. La componente C actúa como una fuerza de compresión sobre el disco, mientras que S actúa como una fuerza de deslizamiento y tiende a hacer que las vértebras se deslicen hacia adelante. Podemos observar que mientras más abajo se coloquen las fuerzas las reacciones de la columna serán mayores.

Se modeló sólo la región lumbar, por lo que es necesario conocer las fuerzas equivalentes a las que se encuentra sujeta la región que se desea estudiar, como ya se menciono el peso corporal del paciente en estudio es de 700 N que se encuentra de pie y en equilibrio por lo tanto se debe cumplir que $\Sigma F = 0$ además que $\Sigma M = 0$. Las cargas equivalentes se colocarán en la cara superior de L1, donde se tiene un ángulo de 8° con respecto a la horizontal. En la figura 1 se puede observar que la columna se encuentra sujeta a una fuerza perpendicular W que es el 66% del peso corporal, además la fuerza de los músculos erectores más un peso que varia de 0 hasta 800 N, de aquí podemos observar que se desconoce la magnitud de las fuerzas S y C por lo que se realiza una suma de momentos con respecto a L1 para poder conocer los valores de C y S (Lindh, 1992, Pool, 1992). En la Tabla 1 se muestran los valores encontrados para C y S. El modelo esfuerzo reformacion a resolver se presenta en las ecuaciones 1 y 2.

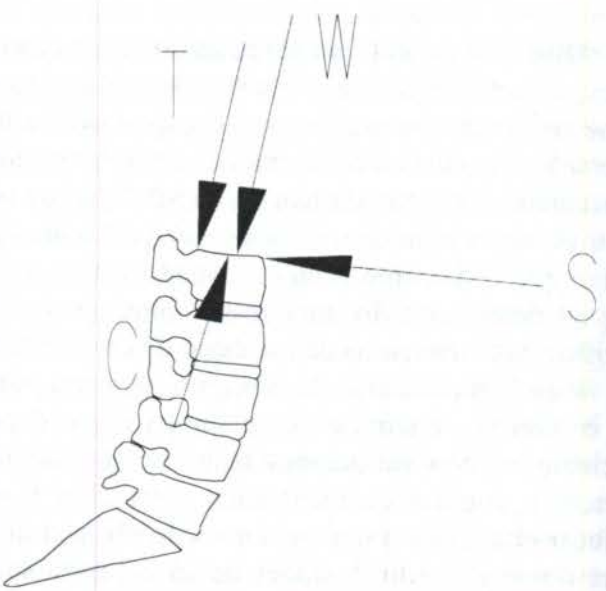


Figura 1- Diagrama de cuerpo libre de la columna.

Nomenclatura:
T= Es la tensión debida a los músculos erectores.
W= Es el 66% del peso de una persona de pie.
S= Es la componente de R, paralela a la superficie de la vértebra.
C= Es la componente de R, perpendicular a la vértebra.

$$\left.\begin{aligned} \sigma_x \cos(n,x) + \tau_{xy} \cos(n,y) &= X_n(x,y) \\ \tau_{yx} \cos(n,x) + \sigma_y \cos(n,y) &= Y_n(x,y) \\ \tau_{zx} \cos(n,x) + \tau_{zy} \cos(n,y) &= 0 \end{aligned}\right\} \quad (1)$$

sobre la superficie lateral S_L, donde las condiciones de fronteras son:

$$\sigma_z = \tau_{zx} = \tau_{zy} = 0 \qquad \text{en } z = t/2 \qquad (2)$$

4.3 DISCRETIZACIÓN DE LOS ELEMENTOS FINITOS

La generación de los elementos finitos se basó en la geometría de L1 a L5 y el sacro, en esta geometría sólo se considera una sección de la columna, esto es porque el análisis que se propone es esfuerzo plano, es decir, se considera que los esfuerzos en el eje Z son igual a cero, sin embargo existen deformaciones en dicho eje. Se seleccionaron dos tipos de elementos finitos, los elementos cuadriláteros y los triangulares de orden lineal, con dos grados de libertad por nodo. Para el caso de mallado en la columna fracturada se realizó un mallado de 8531 elementos y 21,334 nodos.

El cuerpo vertebral es un elemento no homogéneo por la tanto sus características mecánicas varían, Para nuestro análisis se consideraron dos partes representativas del cuerpo, y estas son: el hueso cortical y el hueso esponjoso. El disco intervertebral también se dividió en dos elementos representativos que son: el anillo fibroso y el núcleo (Tabla 2). La no linealidad del modelo puede influir pero en este trabajo no se consideró.

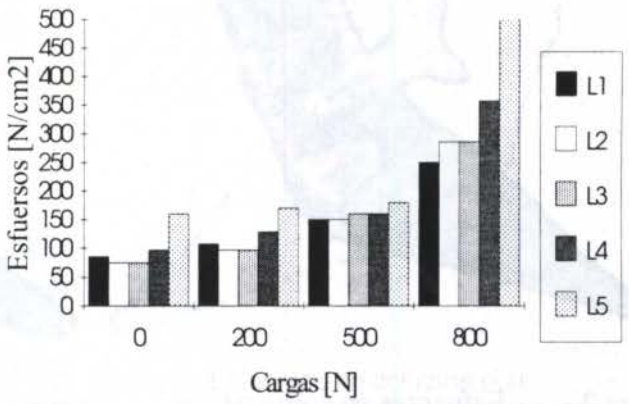
Tabla 2 Propiedades mecánicas.

Parte	Módulo de elasticidad [N/cm^2]	Relación de Poisson
Hueso cortical	$1.2X10^4$	0.3
Hueso esponjoso	$1\ X10^6$	0.3
Anillo fibroso	$5\ X10^4$	0.3
Núcleo	2	0.499

4.4 SOLICITACIONES

Las solicitaciones a las que se encuentra sometida la región lumbar son S y C aplicadas en L1, C se aplicará en forma perpendicular a L1 y distribuida en forma uniforme a lo largo de 25 nodos, S se aplicará paralela a la superficie L1 y en un sólo nodo.

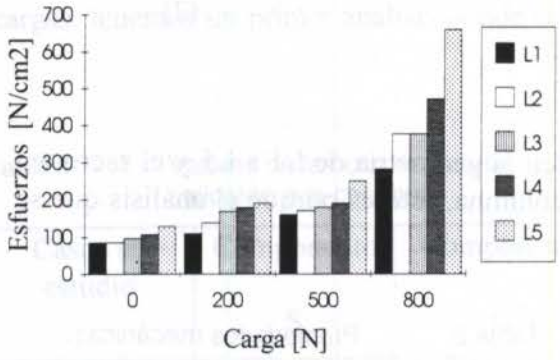
Gráfica 1 - Columna con dispositivo.



4.5 RESTRICCIONES

Las restricciones las tenemos en el sacro de tal manera que no se permiten desplazamientos ni rotaciones. Además de restringir el movimiento de las apofisis, permitiéndoles únicamente desplazamientos en el eje Y.

Gráfica 2 - Columna sin dispositivo.



hacer notar que los tonos de gris más obscuros prsenta un valor de esfuerzos

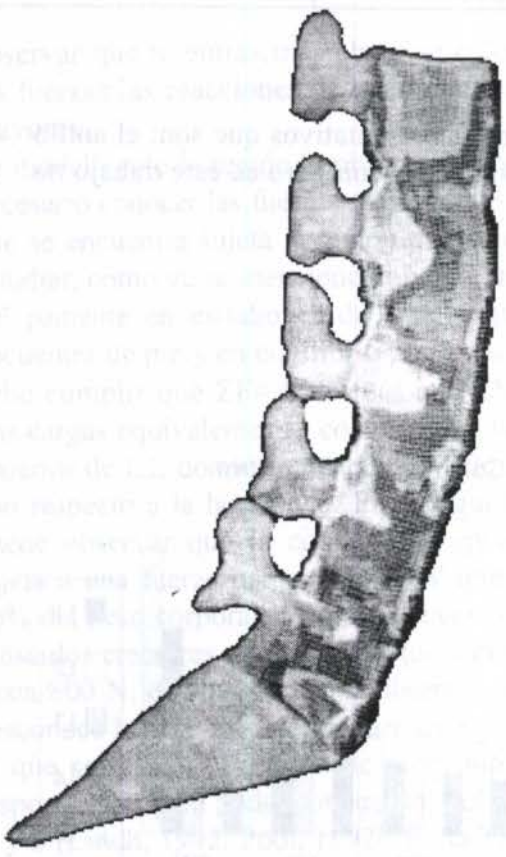


Figura 2 - Esfuerzos en columna sin dispositivo a carga máxima de 800 N.

5. PRESENTACIÓN DE RESULTADOS

Se puede observar en la gráfica 1 que los esfuerzos en L4 disminuyen con respecto a la gráfica 2 donde no se tiene el dispositivo los esfuerzos aumentan en la región de L5 por lo que el dispositivo esta liberando de esfuerzos a L4.

En la figura 2 se puede apreciar una concentración de esfuerzos en la cara anterior de los cuerpos vertebrales mientras en la figura 3 se aprecia que los esfuerzos disminuyen, mientras que en los tornillos los esfuerzos aumentan. Para poder interperetar los resultados presentados es necesario,

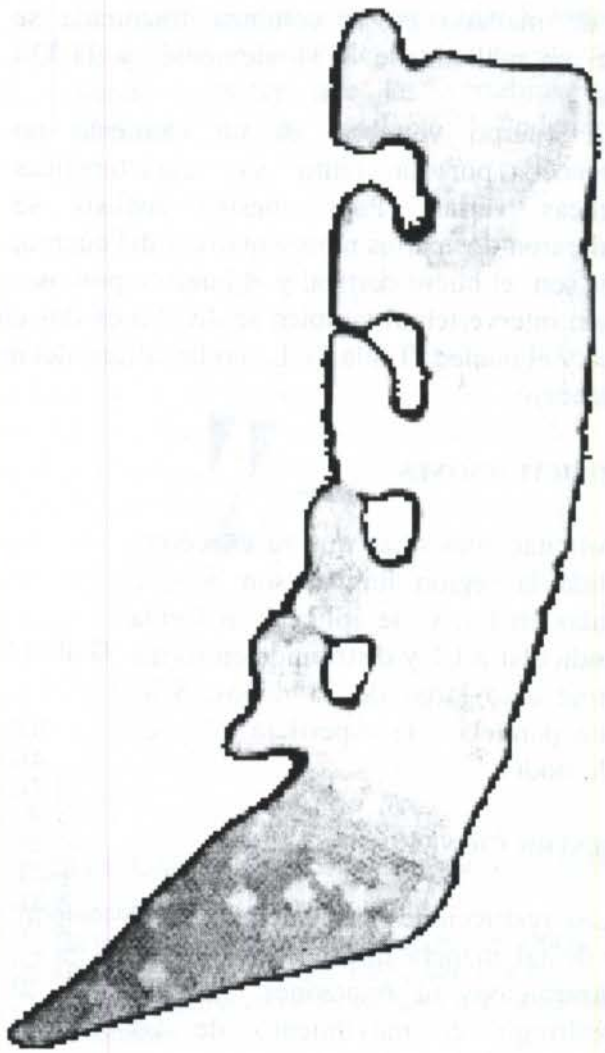


Figura 3 - Desplazamientos en columna sin dispositivo a carga máxima de 800 N.

mayor, mientras por el contrario los tonos de gris más claros presenta un valor menor de

Tabla 3.- Esfuerzo en las vértebras debido a una carga máxima de 800 N.

DESPLAZAMIENTOS EN EL EJE VERTICAL Y

Vértebra	Sin dispositivo [cm]	Con dispositivo [cm]	Porcentaje de reducción en el desplaza-miento (%)
L1	-1.01	-1.23	82
L2	-1.44	-1.33	100
L3	-1.59	-1.11	140
L4	-1.01	-0.01	100
L5	-0.6	-0.5	1.2

En la figura 4 se presentan las deformaciones sobre el eje Y, tenemos la región lumbar sin dispositivo y presenta un desplazamiento máximo de 1 cm, sin embargo con dispositivo el desplazamiento se reduce a 0.01 cm

En la tabla 3 de desplazamientos sobre el eje vertical Y, observamos que con el dispositivo se disminuye en forma mínima el desplazamiento en L1, L2, L3, sin embargo en los segmentos instrumentados, en este caso de L3 a L5, se observa un desplazamiento de 0.01 mm en el segmento intermedio L4, de tal manera que la reducción del desplazamiento se encuentra en el orden del 100%.

6. CONCLUSIONES

El análisis mediante elemento finito es útil para el análisis biomecánico de la columna vertebral en condiciones fisiológicas.

El análisis mediante elemento finito permite predecir el comportamiento del dispositivo "HGM" en la columna vertebral lumbar en condiciones patológicas bajo cargas de compresión.

El diseño del sistema "HGM" permite esfuerzo.

En la figura 3 podemos notar que los esfuerzos se liberan en L4 pero que en los demás cuerpos vertebrales los esfuerzos tienden ha ser mayores en la parte anterior de la columna, sobretodo en L5, también podemos observar una concentración de esfuerzos en la región anterior del los discos. Podemos observar que existe una mayor concentración de esfuerzos sobre los pedículos.

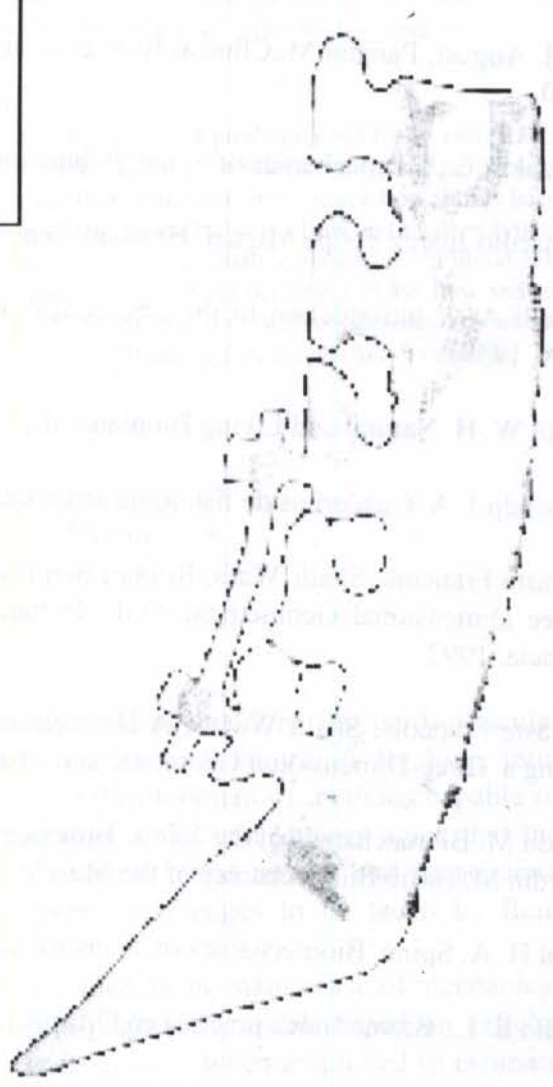


Figura 4 - Esfuerzos en columna con dispositivo HGM a carga máxima de 800 N.

mantener la lordosis fisiológica de la columna vertebral, la cual conserva su resistencia intrínseca y por lo tanto el dispositivo es apto para adaptarse a la patología lumbar. El conocimiento del comportamiento de la columna aun es desconocido, ya que depende del autor y de las condiciones a las que haya trabajado los resultados varían, en una forma importante, por lo que es ecesario realizar experimentos con columnas para realmente validar este trabajo, ya que se han comparado con resultados que utilizan columnas mucho más robustas que la de los mexicanos. Otro punto importante es el contar con mayor cantidad de datos relativosa la geometría de la columna ya que esta varia en cada persona.

En este momento se ha validado el comportamiento del modelo bidimencional, sin embargo se pretende realizar este trabajo utilizando elementos tridimensionales para poder comparar la influencia de todo el cuerpo vertebral, para esto se pretende utilizar el modelo que presenta en su trabajo Lavaste 1993.

BIBLIOGRAFÍA

A. H. August, Panjabi M.,Clinical Biomechanic of the Spin, De. J. Blippincott Company, USA, 1990.

Benzel E. C., Biomechanics of Spine Stabilization, McGraw-Hill Incorporation, USA, 1995.

Camarillo Juárez Felipe Miguel. Hospital General de México, Comunicación Personal

Durelli A. J. Introduction to the Theoretical and Experimental Analysis of Stress ans Strain, USA, 1958.

Garth W. H. Natural and Living Biomaterials, USA, 1984.

Kapandji I. A. Cuadernos de fisiología articular, Ed. Masson, España 1995.

Lavaste Francois, Skalli Wafa, Robbin Stephene, Roy-Camille Raymond and Mazel Christian, Three Dimensional Geometrical And Mechanical Modelling of the Lumbar Spine, ENSAM, Francia, 1992.

Lavaste Francois, Skalli Wafa, , A Biomechanical Analysis of Short Segment Spinal Fixation Using a Three-Dimensional Geometric and Mechanical Model, ENSAM, Francia, 1993.

Lindh M. Biomechanics of the Joints, Biomechanics of the Lumbar Spine. USA, 1992.
Nordin M. Basic Biomechanics of the Muscle Skeletal System. USA, 1992.

Pool H. A. Spine. Biomechanics of Transpedicular Screw Spinal Implant System. USA, 1992.

Radin E. L., Biomecánica práctica en Ortopedia. México, 1980.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB49

TURBULENCE AND HEMOLYSIS. THE ROLE OF THE SMALLEST EDDIES

MARCOS PINOTTI
Departamento de Engenharia Hidráulica e Recursos Hídricos, Escola de Engenharia - UFMG
Av. do Contorno, 842 - 8° andar. 30110-060 Belo Horizonte - MG, Brasil. E-mail: pinotti@cce.ufmg.br

Abstract

Last decades have witnessed efforts on the development of methods capable of predicting red blood cell (RBC) damage in artificial organs. However, all of them have had limited success to predict hemolysis. The primary cause of this problem is that such models do not take into consideration structures of turbulent flow. It has been observed a correlation between the size of the smallest eddies occurring in the turbulent flow and its hemolytical potential. The aim of the present paper is to describe a new methodology to evaluate mechanical red blood cell damage in turbulent flow. The correlation between the size of the smallest eddies occurring in the flow and its hemolytic potential were checked by using data from the literature of different well-documented situations involving turbulent blood flow. Hemolytic and non-hemolytic conditions were successfully identified by employing the new methodology.

Keywords

Turbulent Flow, Red Blood Cell Damage, Kolmogorov Microscales

1. INTRODUCTION

Hemolytic profile of an artificial device chronically implanted in the cardiovascular system may represent the difference between the success and failure in its long term performance. Last decades have witnessed efforts on the development of methods capable of predicting red blood cells (RBC) damage in artificial organs. Several authors agree that the proper identification of the mechanisms inducing mechanical blood trauma and its accurate prediction in artificial organs is complex and represents challenges to be faced by fluid dynamicists and cell biologists.

Action of viscous shear on the cell membrane is claimed as the main cause of mechanical hemolysis (Rand, 1964). However, it was reported that prediction models based on cellular damage using cone-plate or Couette viscometers were inaccurate when employed to estimate hemolysis in turbulent flows (Sutera and Mehjardi, 1975; Schima et al., 1992). The primary cause of this problem is that such models do not take into consideration structures of turbulent flow.

The percentage of hemoglobin release into the plasma can be correlated with exposure time and viscous shear stress exerted on blood cell membranes (Wurzinger *et al.*, 1986). However, as it is pointed out by Jones (1995), a relationship between viscous shear stresses

3409

and measurable turbulent quantities (i.e. turbulent Reynolds stresses) is needed since most of the quantitative work on cellular damage used cone-plate or Couette viscometers, and the results have been correlated with laminar shear stresses. Recently Pinotti (1996), based on Laser Doppler Anemometer measurements of turbulent energy and Kolmogorov scales inside a centrifugal blood pump has concluded that a close examination of the turbulent length scales of the flow seems to provide information on the mechanisms of turbulent-induced cell damage.

The aim of the present paper is to describe a new methodology to evaluate mechanical red blood cell damage in turbulent flow. The correlation between the size of the smallest eddies occurring in the flow and its hemolytic potential were checked by using data from the literature of different well-documented situations involving turbulent blood flow. Hemolytic and non-hemolytic conditions were successfully identified by employing the new methodology.

2. THE ENERGY CASCADE AND BLOOD CELL TRAUMA

Kramer (1970) was the pioneer to recognize that the characterization of the red cell trauma due to turbulence should be described by three essential parameters, namely the size of the turbulent eddies, the viscous shear stresses and the time in which RBC remain in regions of high turbulence. Recently, based on Kramer's studies, Pinotti (1996) has devised a methodology to determine zones with great potential of hemolysis in a centrifugal blood pump (Bio-pump), using a special circuit and a laser Doppler anemometer to allow noninvasive measurements of velocity and Reynolds stresses fields. The main concept which supports this methodology is the Energy Cascade (Kolmogorov, 1941). The turbulent flow is characterized by three-dimensional flow structures known as turbulent eddies. Such eddies have different length scales, ranging from the order of magnitude of the flow path width to some hundredths of millimeter. The larger eddies are continuously transferring their energy to the smaller eddies through inertial interaction. At the same time viscosity effects together with dissipation become more and more important for the smaller eddies. The number of eddies per unit volume is assumed to grow to ensure that small eddies are as space-filling as the large ones. Whenever the smallest eddies are the size of a red blood cell, they will be dissipated through interaction with the cell and transfer their energy to its membrane. Such dissipation causes the membrane to rupture with the consequent release of hemoglobin into the plasma. On the other hand, if the smallest eddies are greater than the erythrocyte, the cell will be convected away and its membrane will experience only the viscous shear stress due to its relative motion with respect to the turbulent fluid.

The turbulent energy is introduced in the flow through the greatest eddies and it is dissipated in the microscopic level through the smallest eddies. Blood cell trauma, in this context, occurs in the "all or nothing" basis: if the smallest eddies are of the same magnitude order of the RBC, then they are one hundred per cent lethal. Conversely, if the smallest eddies are larger than RBC, then only the viscous shear stress will influence hemolysis. Based on this idea, the evaluation of the smallest eddies dimension present in a blood flow should give information about its hemolytic potential which could not be achieved by shear stress based prediction models.

The dimension of the smallest eddies (Ls) in a turbulent flow (also called Kolmogorov length scale) is related to the local large-scale turbulent Reynolds number by the following relation (Panton, 1984)

$$Ls = \left(\frac{\nu^3 Le}{u_0^3} \right)^{0.25} \quad (1)$$

Where Le is the characteristic length of the flow (for example, the tube diameter in tube flows) [m], ν is the fluid kinematic viscosity [$m^2\ s^{-1}$] and u_0 is the maximum RMS velocity [$m\ s^{-1}$].

Alternatively, Ls may be expressed in terms of the Normal Reynolds stress (σ_n):

$$Ls = \frac{k\,Le^{0.25}}{\sigma_n^{0.375}} \quad (2)$$

Where $k = \nu^{0.75} \rho^{0.375}$

Since u may be related to the Reynolds normal stress (Eq.3), the smallest eddies length scales obtained by either Eq.(1) and Eq.(2) are equivalent.

$$u = \left(\frac{\sigma_n}{\rho} \right)^{0.5} \quad (3)$$

Equation (1) is useful in evaluating the eddies length scales by laser Doppler anemometer (LDA) or Pulsed Doppler Ultrasound (PDU), since the RMS velocity values may be taken directly from the instrument processors (Hasenkam *et al.*, 1988; Pinotti, 1996). Equation (2) were employed to calculate Ls in the situations described in the literature in which RMS velocity values were not reported.

The correlation between the length scales of the smallest eddies and hemolytic potential can be checked by plotting the large-scale dimension in terms of the Normal Reynolds stress for the two distinct situations described in the literature: the intentionally induced RBC damage to study the erythrocyte membrane (Forstom, 1969; Blackshear *et al.*, 1966; Sallam and Hwang, 1984; Sutera and Mehjardi, 1975) and the investigations of the flow field inside artificial heart valves and ventricles (Jin and Clark, 1993; Baldwin *et al.* 1994; Pinotti and Paone, 1996; Pinotti, 1996). The coordinates of the points displayed in the Fig.1 were obtained from the literature and hemolytic and non-hemolytic conditions were possible to be grouped by employing the smallest eddies length scale criterion. The curve which separates hemolytic and non-hemolytic regions was obtained by substituting Ls = 10 μm, ρ = 1000 $kg\ m^{-3}$ and $\nu = 4 \times 10^{-6}\ m^2\ s^{-1}$ in Eq.(2) and then by performing a parametric plot by varying Le and σ_n. The value of 10 μm was used because it represents the approximate dimension of a stretched red blood cell.

Table 1 completes the information provided in Fig.1 by listing the calculated smallest eddies length scales (Ls) for each point displayed in the figure. It is worth pointing out that the points for which the calculated Ls is less than 10 μm appear in the hemolytic region of Fig.1, and, the points with Ls greater than 10 μm appear in the non-hemolytic region.

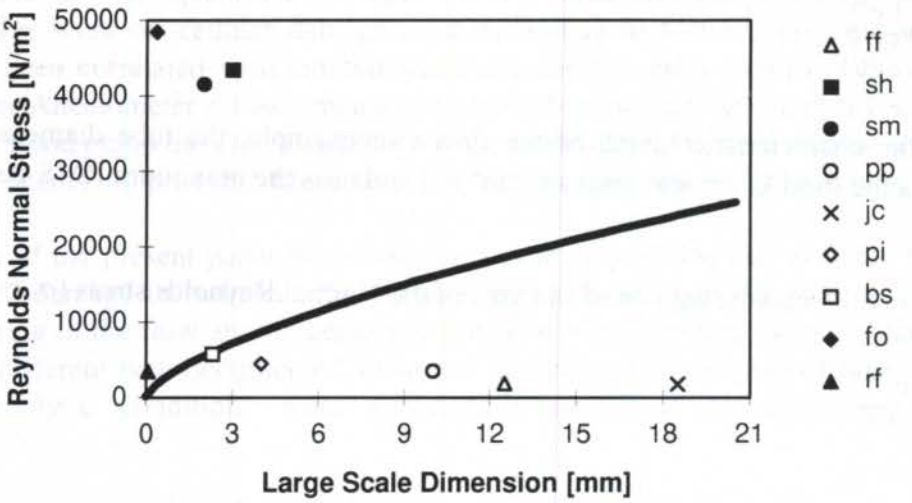


Fig. 1 - Large scales quantities (Reynolds Normal Stress and scale of turbulent generator) and their relationship with hemolytic and non-hemolytic flow conditions. Table 1 shows the smallest eddies dimension for the labeled points.

Table 1: Kolmogorov length scales of the smallest eddies (obtained by Eq. 1 or Eq.2) for the labeled points in Fig. 1.

Point Label	Reference	L_s [μm]
fo	Forstom (1969)	1.6
sh	Sallam and Hwang (1984)	4.6
sm	Sutera and Mehrjardi (1975)	4.8
rf	Baldwin *et al.* (1994)	6
bs	Blackshear *et al.* (1966)	11
pi	Pinotti (1996)	16
pp	Pinotti and Paone (1996)	22
ff	Baldwin *et al.* (1994)	52
jc	Jin and Clark (1993)	78

3. CONCLUSIONS

The methodology described in the present paper demonstrates that it is possible to identify the hemolytic and non-hemolytic conditions from different situations described in the literature, considering only the dimensions of the blood flow passages and the Reynolds Stresses.

The analysis reported in the present paper is recommended to those engaged in designing artificial organs, since it opens the possibility of mapping the flow field based on the smallest eddies length scales. Designing procedures of artificial organs, such artificial ventricle or

prosthetic heart valves, should consider the approach based on turbulent scales analysis in order to check possible potential regions of hemolysis.

Additional work is required to understand the exact interaction between the smallest scale eddies and the RBC damage, as well as the relationship between the measurable flow occurrences and the percentage of hemoglobin release.

4. ACKNOWLEDGMENTS

This work was supported by CNPq - Brasília (Brazilian Research Council, grant n° 201586/92-4 SWE). The author wish to thank Prof. Kamal A. R. Ismail of UNICAMP, Brazil, for reviewing an early version of this paper.

5. REFERENCES

BALDWIN, J.T., DEUTSCH, S., GESELOWITZ, D.B., TARBELL, J.M. LDA Measurements of Mean Velocity and Reynolds Stress Fields within an Artificial Heart Ventricle, *TRANS ASME - J. Biomechanical Engineering*, vol.116, pp.190-200, 1994.

BLACKSHEAR, P.L., DORMAN, F.D., STEINBACH, J.H., MAYBACH, E.J., SINGH, A., COLLINGHAM, R.E. Shear Wall Interaction and Hemolysis, *TRANS. ASAIO*, vol.12, pp.113-120, 1966.

FORSTOM, R.J. *A New Measure of Erythrocyte Membrane Strength: The Jet Fragility Test*, Ph.D. Thesis, University of Minnesota, Minneapolis, 1969.

HASENKAM, J.M., NYGAARD, H., GIERSIEPEN, M., REUL, H., STÖDKILDE-JORGENSEN, H., Turbulent Stress Measurements Downstream of Six Mechanical Aortic Valves in a Pulsatile Flow Model, *Journal of Biomechanics*, vol.21, pp.631-645, 1988.

JIN, W., CLARK, C. Experimental Investigation of Unsteady Flow Behaviour within a Sac-Type Ventricular Assist Device (vad), *Journal of Biomechanics*, Vol.26, pp.697-707, 1993.

JONES, S.A.. A Relationship Between Reynolds Stresses and Viscous Dissipation: Implications to Red Cell Damage, *Annals of Biomedical Engineering*, vol. 23, pp.21-28, 1995.

KRAMER, C. Studies on Flow Induced Mechanical Haemolysis, *Advisory Group for Aerospace Research and Development Conference Proceedings on Fluid Dynamics of Blood Circulation and Respiratory Flow*, vol.65, pp.5.1-5.8, 1970.

PANTON, R.L. *Incompressible Flow*. John Wiley and Sons, New York, 1984.

PINOTTI, M. *Escoamento no Interior de um Dispositivo Centrífugo Utilizado em Circulação Extracorpórea*, Ph.D. Thesis, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, SP, 1996.

PINOTTI, M., PAONE, N. Estimating Mechanical Blood Trauma in Centrifugal Blood Pump: LDA Measurements of the Mean Velocity Field, *Artificial Organs*, vol. 20, pp.546-552, 1996.

RAND, R.P., Mechanical Properties of the Red Cell Membrane. II. Viscoelastic Breakdown of the Membrane, *Biophysical Journal*, vol.4, pp.303-316, 1964.

SALLAM, A.M., HWANG, N.H.C. Human Red Blood Cell Hemolysis in a Turbulent Shear Flow: Contribution of Reynolds Shear Stresses, *Biorheology*, vol.21, pp.783-797, 1984.

SUTERA, S.P., MEHRJARDI, M.H. Deformation and Fragmentation of Human Red Blood cells in turbulent shear flow, *Biophysical Journal*, vol.15, pp.1-10, 1975.

WURZINGER, L.J., OPTIZ, R., ECKSTEIN, H. Mechanical blood trauma: An overview. *Angeiologie*, vol.38, n.3, pp.81-97, 1986.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB60

FLOW VISUALIZATION OF HEART VALVES PROSTHESES IN A STEADY FLOW MODEL

EDSON D.R. VIEIRA, ÉVERTON DALL'AGNOL, EMANUEL R.WOISKI, SÉRGIO S. MANSUR
Departamento de Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia, UNESP - Ilha Solteira
CEP 15.385-000 Ilha Solteira - SP, Brasil, E-mail: delrio@feis.unesp.br

RICARDO A. MAZZA
Departamento de Energia, Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP
Campinas - SP, Brasil,

MARCOS PINOTTI
Departamento de Engenharia Hidráulica e Recursos Hídricos, Faculdade de Engenharia, UFMG
Belo Horizonte - MG, Brasil

DOMINGOS M. BRAILE
Braile Biomédica Ind. Com. e Rep. S.A.
São José do Rio Preto - SP, Brasil

Abstract

Although prosthetic heart valves have been used successfully for many years, an ideal prostheses has not been developed yet. Since the major part of heart valve prostheses related complications are due to flow disturbances, valve hydrodynamic characterization is an useful aid in designing new prostheses. In the present report, flow visualization in steady state flow model has been employed to study flow disturbances occurring downstream two types of bioprosthesis (porcine and bovine pericardium) tested in the mitral position. Flow visualization is an important tool for prosthetic valves evaluation using simple and low cost facilities.

Keywords

Flow visualization; dye injection; cardiac bioprosthesis; heart valves testing; steady flow; visualização de escoamento; injeção de corante líquido; biopróteses cardíacas; teste de válvulas cardíacas; escoamento não-pulsátil.

1. INTRODUCTION

Implantation of artificial heart valves is a routine procedure in most large surgical centers. However, there are some late valve-related complications such as hemolysis, thrombus formation, calcification, bioincompatibility, valves stenosis and/or insufficiency and material fatigue. Several authors – Leverett *et al.* (1972), Sutera & Mehjardi (1975), Wurzinger (1986) and Blackshear & Blackshear (1987) – agree that hemolysis and thrombus formation are in close relationship to hemodynamic disturbance. Therefore a complete fluid dynamic characterization and evaluation of different artificial heart valve design is pertinent.

The fluid dynamic characterization of prosthetic heart valves has been described in the literature by using different testing methodologies (pulsatile or non-pulsatile flow models), test circuits, and data acquisition procedures (quantitative or qualitative flow visualization). Quantitative flow measurements using laser Doppler anemometer – Yoganathan *et al.* (1979) and Chew *et al.* (1993) –, ultrasonic pulsed Doppler – Nygaard *et al.* (1994) and Farthing & Peronneau (1979) – and hot-film anemometer – Hansenkam *et al.* (1988-a) and Hansenkam *et al.* (1988-b) – are common instruments employed for obtaining velocity field in predefined flow sections downstream artificial valves. Laser Doppler as well hot-film anemometry are restricted to a small volume at a single measuring location, this respect, flow visualization must be seen as an important supplement. Flow visualization techniques are capable of providing a general view of the flow passing through prosthetic valves – Knock *et al.* (1988) and Yang (1982) – which is difficult to be achieved by quantitative techniques. It must be stressed that for a complete fluid dynamic characterization of the flow through a prosthetic heart valve both qualitative and quantitative flow visualization are important.

The purpose of this paper is to describe the installation of a steady flow model assembled to allow quantitative and qualitative flow measurements as well as to discuss the choice of materials and techniques in order to perform flow visualization. Some preliminary results of flow visualization through two commercially available bioprosthesis installed in the mitral position are also presented. Steady flow setup is a convenient model for mitral position because it can be assumed that the mitral valve is fully open for a substantial fraction of the total cardiac cycle. In fact, the steady flow occurs when the mitral valve is fully open. Another important reason for testing prosthetic valves in the mitral position is the high surgical frequency of heart valve replacement – Haggag (1990).

A comparative study with other kinds of prosthetic heart valves is cumbersome simply because there is not a standardized test protocol, such as operational pressure, simulated peripheral resistance, upstream and downstream test section geometry, test fluid and valve orientation – Hansenkam (1988-a).

2. MATERIALS AND METHODOLOGICAL PROCEDURES

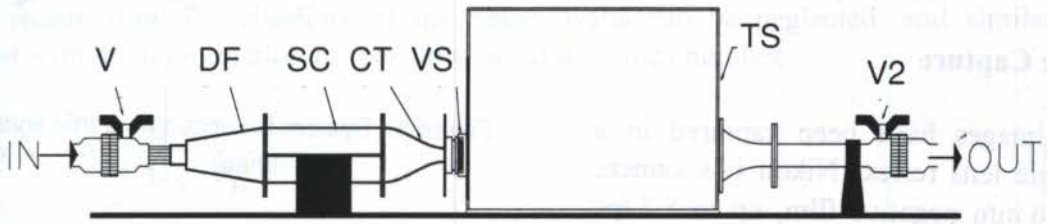
For complex flow fields, single-point measurements, such as the ones obtained from hot-wire or laser Doppler anemometers, do not allow for a good qualitative knowledge of the flow structure, and hence a detailed flow visualization would be very much useful. In fact, flow visualization is an essential tool to understand the complex phenomena associated to most fluid flows and has been successfully applied in biology and medicine – Freymuth (1993). Such technique requires a flow generator, a flow visualization device and a recording system. Flow generator and visualization equipment often form an integrated set while the recording system comes as a separate unit, usually a professional photographic or video camera.

2.1 Flow Generator

Low turbulence level and flat velocity profile are the desirable flow characteristics in the test section of a proper designed flow generator. Several types of equipment have been presented in the literature for testing heart valves prostheses in steady flow regime – Hasenkam *et al.* (1988-b). The flow generator proposed in the present work is similar to a small horizontal water tunnel with an open section test and operated either in closed or open circuit.

The steady flow setup (Figure 1) may be divided in three main parts, namely flow straightener, test section and outlet diffuser. The upstream assembled flow straightener has

been designed to generate a 24 mm diameter low-turbulence jet entering the test section. For that, proper flow conditions in the outlet portion of the flow straightener has been obtained by forcing the flow through a flux laminator, composed of several distinct subsections. The first one is the inlet diffuser (DF), in which the action of fine mesh wire screens eliminates perturbations caused by hydrodynamic boundary layer separation on this divergent section. Then the flow passes through honeycombs inside the stagnation chamber (SC) to reduce the vorticity level. Finally, before entering the test section, the flow faces a contraction subsection (CT), which is a very important component to obtain a flat velocity profile in the test section (TS). An accurate contraction design and construction is mandatory to reduce boundary layer thickness, a most favorable condition to homogeneous velocity profile.



V1/V2 - Inlet/outlet Valves
SC – Stagnation Chamber
VS – Valve Prostheses Support
DF – Inlet Diffuser
CT – Contraction
TS – Test Section

Figure 1: Flow Generator.

2.2 Flow Visualization

Flow visualization is the art and science of obtaining a clear image of a physical flow field as well as the ability to capture that image on sketch, photograph, or other video storage device for display or further processing – Freymuth (1993) – and for this purpose tracers, correct illumination and, appropriate image capture system are necessary.

In low speed of homogeneous liquid flow, tracer methods of flow visualization are usually the best choice. Tracers – liquids, gases or solids particles – are transported by the flux with the same local velocity and direction of the flow field. In bioengineering applications the more common tracers are microscope hydrogen bubble, solids microparticles and liquid inks obtained from food dyes – Mueller (1983). In the present article, liquid ink tracers obtained out of a mixture of dye pigments, ethyl alcohol – for density effects correction – and anti-dispersing agents have been employed. The tracer is injected into the flow immediately before the flux laminator (Figure 1) by means of a long hypodermic needle, in order to guarantee a well-mixed flow before entering the test section.

2.3 Illumination

The first step to obtaining a clear image is a correct scene illumination. A most perfect agreement between lighting and capture systems is essential to obtain scientifically relevant pictures. This has been proved a difficult trial-and-error task, hence in many experimental works with visualization of physical phenomena a great number of preliminary tests to obtain the best lighting conditions are rather common.

In the present work, two distinct types of illumination have been tried for the flow past by a valve prostheses. The first one consisted of eight (250 W) G.E. Photo Flood lamps placed in line with the camera and shielded by white velvet-like paper to provide a uniformly bright

background against which the die patterns were photographed. Photo Flood low-cost lamps supply white light with high color temperature, adequate to image capture on chemical photographic films. The second one, that happened to be the best choice as it will be further discussed, employed a thin light-cutting plane sheet obtained using a slide projector and a specially prepared high-contrast all opaque black – except for a transparent slit – slide (Figure 2).

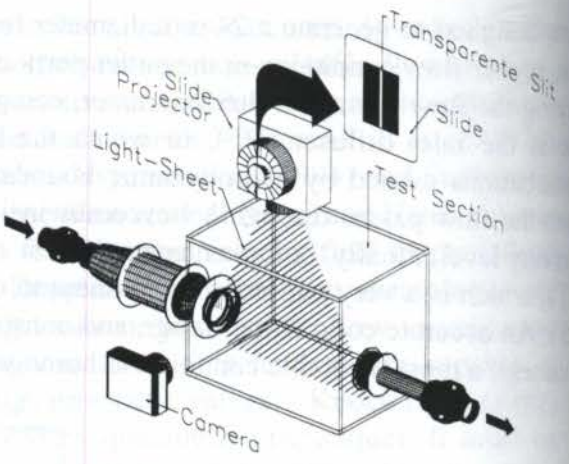


Figure 2: System for obtaining a thin light-sheet.

2.4 Image Capture

The images have been captured in a SLR (single lens reflex) Nikon F4s camera on 24 × 36 mm negative film, up to 5.7 fps (frames per second), equipped with high luminosity Nikor macro 60 mm/f.1:2.8 AF-D objective. The photos have been developed using Kodak Ektacolor Pro 160 (ISO 160) or Kodak Ektapress Plus Multispeed PJM (variable ISO 100–1000, best results in ISO 640) color negative films, with high contrast colors and high image definition, ideal for scanner reproductions. Using the negative film, the resulting photographic images could be digitalized with a fairly low (600 dpi) optical resolution flat bed scanner. Some noise filtering and finishing were performed with the help of Corel Photo Paint 5.0 software.

2.5 Biological Prostheses

In this work the flow characteristics through two types of bioprosthesis has been studied: porcine and bovine pericardium low profile cardiac bioprostheses, showed in the Figures 3 and 4 respectively. The porcine bioprosthesis is manufactured using leaflets of swine aortic valve and the bovine pericardium bioprosthesis is made from bovine pericardium, both previously tanned in glutaraldehyde.

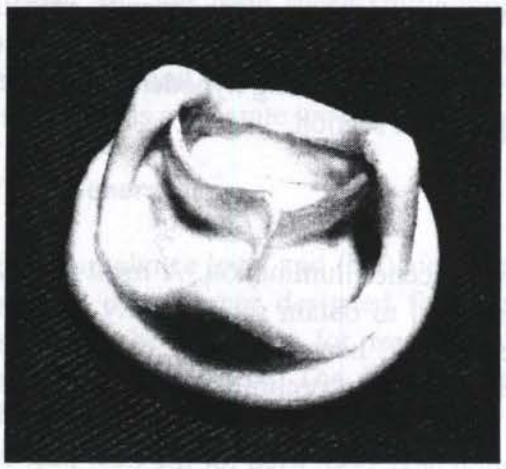


Figure 3: Porcine bioprosthesis.

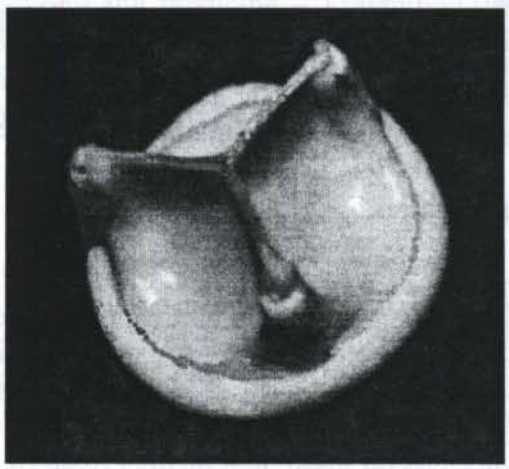


Figure 4: Bovine pericardium bioprosthesis.

Both tested prostheses have an external diameter of 29 mm and internal diameter of 24 mm. The information about the internal diameter has been used to design the flux laminator (inlet diffuser, stagnation chamber and contraction – Figure 1). Were it be necessary to test another prostheses, either it must have had an internal diameter of 24 mm or a new contraction section must be designed from scratch.

Strange as it may seems, blood is not an adequate test substance chiefly due to some strongly inconvenient factors, e.g. difficult fresh blood supply and conservation, serious precautions blood dealing, heparinization. An artificial blood-like fluid could be used, but it would need regular checks of its physical properties (density and viscosity). However, using the similarity principle it is indeed possible to test the bioprostheses with a fluid exhibiting well-known and fairly stable physical properties albeit quite different from blood.

In steady flow the elasticity of the vessel walls can be neglected, and similarity is obtained with the reproduction of free-flow based Reynolds number

$$Re = \frac{Q}{15\ \pi\ D_V\ \nu_B} \qquad (1)$$

where Q is the flux in l/min, D_V is the internal diameter of the valve and ν_B is the kinematic viscosity of the blood, in m^2/s. At the physiological peak systolic flow range of $10 \le Q \le 40$ l/min, the natural average mitral internal diameter of 24 mm and a kinematic viscosity of blood of $\nu_B = 3{,}5.10^{-6}\ m^2/s$, the typical Re number range for the peak flow phase amounts to be $2500 \le Re \le 10000$ – Knoch (1988).

In this study, water has been employed throughout as the test fluid ($\nu_W = 1{,}0.10^{-6}\ m^2/s$) and bioprostheses with the same internal diameter as the natural valves have been assumed. Therefore, for the same Re numbers range, the test flux should have been within the range of $2.8 \le Q \le 11.3$ l/min, achieved by controlling V1 and V2 valves.

3. RESULTS AND DISCUSSION

First of all, it is very important to select the best illumination procedure. Figure 5 has been obtained using the first method previously described, i.e. by providing an uniformly bright background against which the die patterns jet were photographed. As can be analyzed from Figure 5, this procedure has shown to be inadequate because many jet flow details have been missed. Next, light-sheet illumination, the second method described, has been tried, which produced a very much better image quality of the flow. As a consequence, all subsequent tests have been performed using the light-sheet illumination technique.

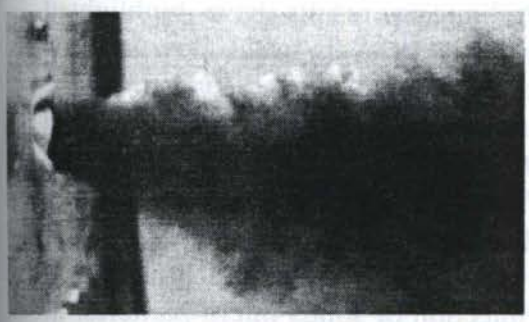


Figure 5: Jet through porcine valve: image obtained with diffuse incident backlight, Re = 2874.

In order to test for the quality of flow obtained in the test section, free flow (no valves) is allowed. As can be seen in Figure 6, the jet in the inlet test section just by the contraction outlet is cylindrical, increased momentum diffusion and turbulence onset appearing only past a distance $2D_V$ downstream, revealing that the flow is laminar in the entrance of test section. Turbulence level measurements performed with the help of hot-film anemometer in this region have

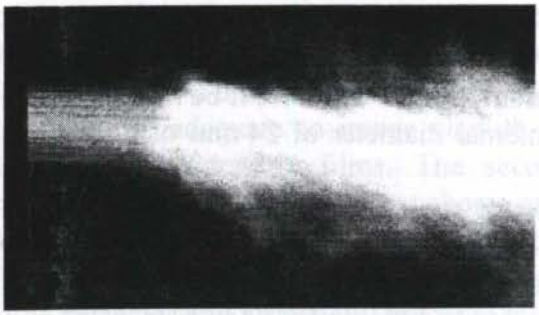


Figure 6: Free jet (no valves): image obtained with light-sheet illumination, Re = 8000.

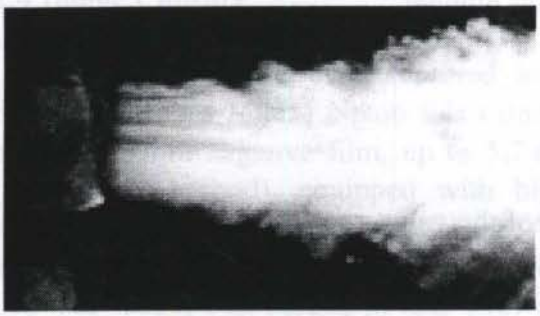


Figure 7: Jet through bovine pericardium valve: image obtained with light-sheet illumination, Re = 7600.

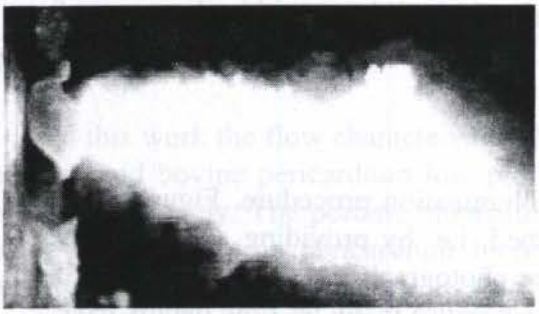


Figure 8: Jet through porcine valve: image obtained with light-sheet illumination, Re = 7600.

Figure 9: Jet through bovine pericardium valve: image obtained with light-sheet illumination, Re = 8250.

shown less than 0.6 %, attesting for the quality of the apparatus.

In Figures 7 and 8, obtained for Reynolds number of about 7600, the flow structure past each prosthesis has revealed some significant discrepancies. For bovine pericardium prosthesis (Figure 7) the outlet flow remained quite laminar for a distance of at least D_V downstream, whereas for porcine bioprosthesis (Figure 8) it presented large disturbances and turbulence onset right at the valve outlet.

For Reynolds numbers of about 8250, Figures 9 and 10, both valves induced much higher perturbation levels. In the case of bovine valve, a regular flow structure could still be detected a short distance from the outlet, whereas for porcine one, the jet emerged strongly disturbed just immediately past the valve. The main conclusion is that porcine bioprostheses generate larger flow perturbations and consequently, earlier turbulence, than the bovine bioprostheses for the same Reynolds number.

4. CONCLUSIONS

An apparatus to test artificial heart valve bioprostheses in steady water flow has been described in this work, employing similarity analysis and capable of several types of flow measurements, such as direct flow visualization, or hot-wire and laser Doppler anemometry. Direct liquid dye injection as well as light-sheet illumination techniques for flow visualization have also been proposed, capable of unveiling some qualitative details of the flow field structures downstream the valves. Preliminary results have highlighted higher perturbation levels in the flow induced by porcine valves in comparison to bovine pericardium valves. Notwithstanding good enough for some simple applications, the present flow visualization technique shows itself inadequate to provide detailed qualitative and quantitative data, which can be obtained by direct injection of solids micro-particles. In that technique, the image is captured by light scattering produced by very small solid spherical particles. Higher illumination power

Figure 10: Jet through porcine valve: image obtained with light-sheet illumination, Re = 8250.

will be needed then to provide scattered light intense enough to be registered onto chemical photo-sensitive film. For that case, power lasers are the best choice since laser light sheets are capable of producing images with low noise level and good quality for scientific utilization. Also high-sensibility negative film of higher sensibility should be employed. Unfortunately, high-sensibility films produce images with higher noise levels as well, thus asking for special photo finishing care.

5. ACKNOWLEDGMENTS

The present work has been supported by FAPESP (grant n. 95/6833-4) and Braile Biomédica Ind. Com. e Repr. S.A.

6. REFERENCES

BLACKSHEAR, P.L. & BLACKSHEAR, G.L. *Handbook of Bioengineering*, vol.1, Mc Graw Hill, New York, 1987.

CHEW, Y.T., LOW, H.T., LEE, C.N. & KWA, S.S. Laser Anemometry Measurements of Steady Flow Past Aortic Valve Prostheses, *Trans. ASME – Journal of Biomechanical Engineering*, vol.115, pp. 290-298, 1993.

FARTHING, S. & PERONNEAU, P. Flow in the Thoracic Aorta, *Cardiovascular Research.*, vol.13, pp.607-620, 1979.

FREYMUTH, P. Flow Visualization in Fluid Mechanics, *Revue of Science Instruments*, vol.64, n.1, pp.1-18, 1993.

HAGGAG, Y.A.M. The Central Axis Prosthetic Cardiac Valve: an in Vitro Study of Pressure Drop Assessment Under Steady-State Flow Conditions, *Journal of Biomedical Engineering*, vol. 12, pp. 63-68, 1990.

HASENKAM, J.M., NYGAARD, H., WESTPHAL, D., REUL, H., PAULSEN, P.K., GORMSEN, J. & STØDKILDE-JØRGENSEN, H. 3–Dimensional Visualization of Velocity Fields and Turbulence Distribution Downstream of Six Mechanical Aortic Valve Prostheses, *Life Support Systems*, vol.4, suppl.2, pp.145-147, 1986.

HASENKAM, J.M., GIERSIEPEN, M. & REUL, H. Three Dimensional Visualization of Velocity Fields Downstream of Six Mechanical Aortic Valves in a Pulsatile Flow Model, *Journal of Biomechanics*, vol. 21, n.8, pp. 647-661, 1988-a.

HASENKAM, J.M., WESTPHAL, D., NYGAARD, H., REUL, H., GIERSIEPEN, M. & STØDKILDE-JØRGENSEN, H, In Vitro Stress Measurements in the Vicinity of Six Mechanical Aortic Valves Using Hot-Film Anemometry in Steady Flow, *Journal of Biomechanics*, vol.21, n.3, pp.253-247, 1988-b.

KNOCH, M., REUL, H., KROGER, R.& RAU, G. Model Studies at Mechanical Aortic Heart Valve Prostheses – Part I: Steady-State Flow Fileds and Pressure Loss Coefficients, *Trans. ASME – Journal of Biomechanical Engineering,* vol. 110, pp. 334-343, 1988.

LEVERETT, L.B., HELLUMS, J.D., ALFREY, C.P. & LYNCH, E.C. Red Blood Cell Damage by Shear Stress, *Biophysics. Journal*, vol. 12, pp. 257-273. 1972.

MERZKIRCH, W. *Flow Visualization,* Academic Press, New York, 1974.

MUELLER, T.J. Flow Visualization by Direct Injection, *Fluid Mechanics Measurements*, GOLDSTEIN, R.J. (ed.), pp.307-375, Hemisphere Publishing Co., 1983.

NYGAARD, H., GIERSIEPEN, M., HASENKAM, J.M., REUL, H., PAULSEN, P.K., ROVSING, P.E. & WESTPHAL, D., Two-dimensional Color-Mapping of Turbulent Shear Stress Distribution Downstream of Two Aortic Bioprosthetic Valves in Vitro, *Journal of Biomechanics,* vol. 25, n.4, pp. 429-440, 1992.

NYGAARD, H., PAULSEN, P.K., HASENKAM, J.M., PEDERSEN, E.M. & ROVSING, P.E. Turbulent Stresses Downstream of Three Mechanical Aortic Valve Prostheses in Human Beings, *The Journal of Thoracic and Cardiovascular Surgery,* vol. 107, n.2, pp. 438-446, 1994.

PALMEN, D.EM., VAN DE VOSSE, F.N., JANSSEN, J.D. & VAN DONGEN, M.E.H. Analysis of the Flow in Stenosed Carotid Artery Bifurcation Models – Hydrogen-Bubble Visualization, *Journal of Biomechanics*, vol. 27, n.5, pp. 581-590, 1994.

SUTERA, S.P. & MEHRJARDI, M.H. Deformation and Fragmentation of Human Red Blood Cells in Turbulent Shear Flow, *Biophysics Journal*, vol. 15, pp. 1-10, 1975.

WURZINGER, L.J., OPTIZ, R. & ECKSTEIN, H. Mechanical Blood Trauma: An Overview, *Angeiologie*, vol. 38, n.3, pp. 81-97, 1986.

YOGANATHAN, A.P., CORCORAN, W.H. & HARRISON, E.C. In Vitro Velocity Measurements in the Vicinity of Aortic Prostheses, *Journal of Biomechanics,* vol.12, pp. 135-152, 1979.

YANG, W. Flow Visualization Techniques in Medical and Biological Applications, *Flow Visualization II (Proceedings of the 2nd International Symposium on Flow Visualization*), MERZKIRCH, W. (ed.), Hemisphere/McGraw Hill, Washington, pp. 15-27, 1982.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB783

A NUMERICAL MODEL FOR LASER-INDUCED SHOCK WAVES

D.C. Lobão & M.T.T. Pacheco
Instituto de Pesquisa e Desenvolvimento(IPD),Universidade do Vale do Paraíba UNIVAP
Praça Cândido Diâs Castejon, 116. CEP: 12245–720 São José dos Campos, SP
FAX: (012) 341-72-48, Brasil

Abstract

A direct computer simulation technique is developed to analyse quantitatively the influence of the fluid flow and heat transfer in the transient development of a laser–induced shock-waves in air. The fluid dynamics of the shock–waves propagation generated by the laser emission have been mathematically modeled for 1D spherical geometry case. The TVD (Total Variation Diminishing) method for the numerical simulation is used to solve the complex problem and a versatile numerical code has been developed. The novelty of this work is to treat the shock–waves propagation by a numerical procedure instead of using the conventional point–source explosion theory. Comparison of the simulated results indicates the good accuracy of the numerical procedure against those predicted by the point–source explosion theory. In this work is presented a numerical simulation study involved in photomechanical processes associated with laser ablation and fragmentation induced by excimer laser radiation. The shock wave evaluation during photofragmentation of hard tissue as kidney stone is modeled under the view point of surrounding air fluid flow and heat transfer.

Keywords

Shock waves, TVD scheme, laser-induced shock, biological tissue.

1 INTRODUCTION

The high intensity irradiation by short laser pulses can typically induce multiphoton ionization on the target surface which initiates an avalanche process in the surrounding gas medium developing in plasma formation. The plasma production and the subsequent shock-waves propagation which occurs when high power laser is brought to focus has been extensively investigated theoretically and experimentally for gases [Ready, 1971], liquids [Emmoy, 1985], and solids [Ready, 1971] during last thirty years. The occurence of optical breakdown indicates the beginining of massive absorption of laser radiation by the plasma, which expands at hypersonic speed. Such behaviour is characteristic of the so called "strong explosion" process, where a high pressure front is produced. In the fifties various researchers worked on this subject as can be found in [Taylor, 1950], [Taylor, 1946]. A direct application of such studies was possible in many plasma researches as inertial confinement fusion [Ostrowskaya et al., 1974] but also for many other applications in physics, engineering, chemistry, biology and medicine [Zharou et al., 1986].

The measurement of the laser-induced shock waves propagation generally can be done by interferometric holography, shadowgraphy and schlieren photography. However, even good results have been attained with such techniques, they demand a high cost of optical equipaments and also imply in great deal of technical difficulties [Azzer et al., 1996]. So, the present work intend to bring a less expensive tool in order to study the laser-induced shock-waves propagation phenomena.

2 THEORETICAL BASIS

The model used consists on an optical fiber directing a laser pulse onto a kidney stone. The very fast temperature rise produces a plasma, and the first shock wave appears a few microseconds after the laser is fired. A cavitation (4 to $8mm$ in diameter) forms after 300 to $500\mu s$, them implodes to produce a second shock wave that desintegrates the stone. This shock wave is associated with the plasma expansion when decreases to subsonic velocity [Zysset et al., 1989].

The point-source explosion theory assumes an ideal gas and unperturbed gaseous medium where at $t = 0$ the energy E_0 (explosion energy) is released in a certain spatial point. In the present study a diatomic gas, air, is considered. The energy E_0, is supplied by high power excimer laser, and the optical breakdown at the focus of the laser beam, causes the plasma initially to expand with hypersonic velocity ($c \sim 10^4 m/s$) due the high pressure and temperature [Barnes et al., 1968].

According to the solution given by the point-source explosion theory, the time evolution of the radius R and speed front of the produced shock waves are given by [Taylor, 1950]:

$$R(t) = \left(\frac{E_0}{\alpha p_1}\right)^{1/5} t^{2/5} \tag{1}$$

$$M_s = \left\{\frac{1}{2\gamma}\left[\frac{p_2}{p_1}(\gamma+1) + (\gamma-1)\right]\right\}^{1/2} \tag{2}$$

$$V_s = c_\infty M_s - u_\infty \tag{3}$$

the subscript s indicates shock surface and ∞ indicates the freestream values.

Assuming nonzero external pressure, the density and pressure on the shock front are described by:

$$\begin{aligned} \rho_2 &= \frac{(\gamma+1)M^2}{(\gamma-1)M^2+2}\rho_1 \\ p_2 &= \frac{p_1}{(\gamma+1)}\left[2\gamma M^2 - (\gamma-1)\right] \end{aligned} \tag{4}$$

where ρ_1 and p_1 are respectively the static density and pressure of the gas, $\gamma = \frac{C_p}{C_v}$ is the ratio of specific heats, and M the Mach number, which can be given by

$$t = \left(\frac{2}{5}c_\infty\right)^{5/3}\left(\frac{E}{\alpha\rho_1}\right)^{1/3}\frac{1}{M^{5/3}} \tag{5}$$

α is a gas dependent constant ranging in 0.5–0.90, for this particular study $\alpha = 0.8510$. c_∞, ρ_1 is sound speed at room temperature and the unperturbed gas density respectively. E_0 is the laser energy (J/cm^3).

3 THE HYDRODYNAMIC EQUATION

In this work a compressible, inviscid, non-heat conducting polytropic fluid is considered. Is assumed spherical symmetry of the flow equations of motion which take the following form [Richtmyer et al., 1967]:

$$Q_t + F(Q)_r = \Psi(Q, r) \tag{6}$$

with

$$Q = \begin{bmatrix} \rho \\ \rho u \\ E \end{bmatrix}; \qquad F = \begin{bmatrix} \rho u \\ \rho u^2 + p \\ (E+p)u \end{bmatrix}; \qquad \Psi = \frac{\alpha}{r} \begin{bmatrix} 0 \\ p \\ 0 \end{bmatrix}$$

and $E = \rho\,(e + \frac{u^2}{2})$, where ρ, u, p, t and r are, respectively, the fluid density, particule velocity, pressure, time and space coordinate of symmetry. The total energy per unit volume E and e the internal energy per unit mass are related by the polytropic equation of state $p = (\gamma - 1)\,\rho\, e$ in the form

$$p = (\gamma - 1)(E - \rho \frac{u^2}{2}) \tag{7}$$

Note that in general the system eq(6) is written in quasi-conservation form, for $\Psi = 0$ it reverts to a pure conservation form.

4 THE PHYSICAL PROBLEM

The physical problem that is to be examined and solved numerically consists of a quantitative study of the shock waves propagation which occurs in the surrounding air when a direct laser pulse is fired on a kidney stone. The stone material separates fluid from its surface which are at rest. Before the laser is fired the conditions in the two regions are at rest and are homogeneous. As the pulse of energy E_0 hits the stone surface the pressure and density are higher than the outers ones. At $t = 0$ the high energy pulse E_0 hit the stone surface and after some microseconds create a shock wave. This shock wave start to propagating into the air (before the second one which will desintegrate the stone, see item 2). The motion of this spherical shock presents a singular point for $r = 0$ on the origen of the coordinates, this will be treated next.

4.1 THE DIMENSIONLESS EQUATIONS

The system eq(6) can be transfomed into a dimensionless form. In order to do this is need to define the following dimensionless (primed) quantities: $r' = \frac{r}{r_0}$; $\rho' = \frac{\rho}{\rho_1}$; $p' = \frac{p}{p_1}$; $u' = \frac{u}{u_1}$; e $t' = \frac{t}{t_0}$.

Beginning as the hardware allow, is possible to record the first image and measure the propagation signal which is done in approximately $0.3\mu s$. This imply in a r_0 through eq(1) since one knows the value of E_0 and ρ_1. Such consideration eliminates the question of the singular point for this coordinate system. The system equation eq(6) is invariant under dimensionless tranformation [Anderson et al., 1984], so after dropping the primes for convenience sake, the new equation system is identical to eq(6).

4.2 INITIAL CONDITIONS

The initial conditions refer to the dimensionless scheme in which the initial energy E_0 is released at r_0. The outside (atmospheric) initial density and pressure are: $\rho_1 = 1.2250\ (kg/m^3)$ and $p_1 = 103991.4473\ (N/m^2)$.

The initial conditions basead on the point-source explosion at the energy release is given by:

$\rho_2 = \frac{\gamma+1}{\gamma-1}\,\rho_1\ (kg/m^3)$, $p_2 = 0.155 r_0^{-3}\,E_0\ (N/m^2)$, $M^2 = \frac{2\gamma}{\gamma+1}\,\frac{p_2}{p_1}$.

4.3 DOMAIN OF SOLUTION AND BOUNDARY CONDITIONS (BC)

The problem as defined above is actually in the semi-infinite domain $0 \leq r < \infty$. In pratice, however, one must specify a finite domain. It turns out that if the outer boundary is taken approximately $r = 30mm$, the whole domain can be stated as $\frac{r_0}{r} \leq r \leq 1$.

Having defined the domain of calculation one have to specify the conditions on $r = 1$ for p, ρ, u, E. In this case is used the extrapolation type of boundary condition. If the radius r is designated by $r = k\Delta r$, where Δr is the spatial mesh size, the folowing BC are defined as following

$$u_{nr}^{n+1} = u_{nr-1}^{n};\ \ p_{nr}^{n+1} = p_{nr-1}^{n} \qquad \text{and} \qquad u_{1}^{n+1} = u(E_0);\ \ p_{1}^{n+1} = p(E_0)$$
$$\rho_{nr}^{n+1} = \rho_{nr-1}^{n};\ \ E_{nr}^{n+1} = E_{nr-1}^{n} \qquad\qquad \rho_{1}^{n+1} = \rho(E_0);\ \ E_{1}^{n+1} = E(E_0)$$

5 THE TVD SCHEME TO A SYSTEM OF CONSERVATION LAWS

The ingenious TVD scheme, first introduced by Harten [Harten, 1983], [Harten, 1984], is successful in generating oscillation free solutions. The second-order TVD scheme is extended to a hyperbolic system of conservation laws given by

$$\frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{\partial F(Q)}{\partial r} = 0 \tag{8}$$

where $A(Q) = \frac{\partial F(Q)}{\partial Q} = constant$ the $A(Q)$ which at each point is locally frozen, is called of the Jacobian matrix.

The assumption that eq(8) is hyperbolic implies that $A(Q)$ has real eigenvalues $\lambda^{\ell}(Q)$ and a complete set of right eigenvectors $\mathcal{R}^{\ell}(Q)$, $\ell = 1, \cdots, m$. Then

$$\mathcal{R}^{-1} A \mathcal{R} = \mathrm{diag}\{\lambda^{\ell}\} \tag{9}$$

Where $\mathcal{R}^{-1}$ is the matrix with rows which are the left eigenvectors of $A(Q)$. The vector of characteristic variables W with respect to the state vector Q is defined by

$$W = \{w^{\ell}\} = \mathcal{R}^{-1} Q \tag{10}$$

Based on eq(9) and eq(10) the system equation given by eq(8) decouples into m scalar characteristic equations for the characteristic variables w

$$\frac{\partial w^{\ell}}{\partial t} + \lambda^{\ell} \frac{\partial w^{\ell}}{\partial r} = 0 \tag{11}$$

where $\lambda^{\ell} = constant$ and $1 \leq \ell \leq m$. Following Yee et al. [Yee et al., 1985] one can see that a natural way to extend the scalar scheme to a constant coefficient system is to apply it in a scalar fashion to each of the m scalar characteristic equations given by eq(11). Considering this idea, let $Q_{i+1/2}$ denote some symmetric average of Q_i and Q_{i+1}. The quantities denoted by $\lambda_{i+1/2}^{\ell}$, $\mathcal{R}_{i+1/2}$ and $\mathcal{R}_{i+1/2}^{-1}$ represent the quantities λ^{ℓ}, $\mathcal{R}$ and $\mathcal{R}^{-1}$ evaluated at $Q_{i+1/2}$. If w^{ℓ} is a vector element of W, and defining $\alpha_{i+1/2}^{\ell} = w_{i+1}^{\ell} - w_{i}^{\ell}$ as a component of $\Delta_{i+1/2}Q = Q_{i+1} - Q_i$ in the ℓth characteristic direction, then the following relations can be written

$$\Delta_{i+1/2}Q = \mathcal{R}_{i+1/2}\,\alpha_{i+1/2} \qquad \text{and} \qquad \alpha_{i+1/2} = \mathcal{R}_{i+1/2}^{-1}\,\Delta_{i+1/2}\,Q$$

With the above notation, the general TVD scheme in fully discretised form is applied to each of the locally defined characteristic variables of eq(8) as

$$Q_i^{n+1} + \lambda\,(\tilde{F}_{i+1/2}^{n+1} - \tilde{F}_{i-1/2}^{n+1}) = Q_i^{n} \tag{12}$$

with $\lambda = \Delta t/(2\Delta x)$.
Where the numerical flux $\tilde{F}$ can be expressed as

$$\tilde{F}_{i+1/2}^{n+1} = \frac{1}{2}\,(F_i + F_{i+1} + \mathcal{R}_{i+1/2}^{\ell}\,\Phi_{i+1/2}^{\ell}) \tag{13}$$

The elements of Φ denoted by ϕ^ℓ, $\ell = 1, \cdots, m$ are

$$\phi^\ell_{i+1/2} = \sum_{\ell=1}^{m} [\frac{1}{2}\psi(a^\ell_{i+1/2})(g^\ell_i + g^\ell_{i+1}) - \psi(a^\ell_{i+1/2} + \gamma^\ell_{i+1/2})\alpha^\ell_{i+1/2}] \tag{14}$$

where $a^\ell_{i+1/2}$ are the local eigenvalues. The $\gamma_{i+1/2}$ is defined as:

$$\gamma_{i+1/2} = \begin{cases} (g_{i+1} - g_i)/\Delta_{i+1/2}\, u, & \Delta_{i+1/2}u \neq 0 \\ 0, & \Delta_{i+1/2}u = 0 \end{cases} \tag{15}$$

The function g_i is referred to as the *limiter function*, controls the amount of spurious oscillations in the numerical scheme.

The $\psi\,(\,a_{i+1/2}\,)$ is so called the *entropy correction*, or sometimes referred to as the *coefficient of numerical viscosity* [Harten, 1983].

5.1 LINEARISATION OF THE IMPLICIT OPERARTOR

The linearisation of the LHS of the implicit scheme eq(12) is carried out in the following manner. Consider $\mathcal{D}_i = Q^{n+1}_i - Q^n_i$ and $\Delta_{i+1/2}\mathcal{D} = \mathcal{D}_{i+1} - \mathcal{D}_i$ and using the eq(12) is possible writing the following equation

$$E_1\mathcal{D}_{i-1} + E_2\mathcal{D}_i + E_3\mathcal{D}_{i+1} = -\lambda\,(\,\mathcal{H}^n_{i+1/2} - \mathcal{H}^n_{i-1/2}\,) \tag{16}$$

where $E_1 = -\frac{\lambda}{2}\,[\,A_{i-1} + \Omega_{i-1/2}\,]^n$, $E_2 = I + \frac{\lambda}{2}\,[\,\Omega_{i+1/2} + \Omega_{i-1/2}]^n$, $E_3 = +\frac{\lambda}{2}\,[\,A_{i+1} - \Omega_{i+1/2}\,]^n$, $\mathcal{H}_{i+1/2} = \frac{1}{2}\,(\,F_i + F_{i+1} + \mathcal{R}^\ell_{i+1/2}\Phi^\ell_{i+1/2}\,)$, with $\Omega_{i\pm1/2} = \{\,\mathcal{R}\,\mathrm{diag}(\psi(\,a^\ell + \gamma^\ell\,)\,\mathcal{R}^{-1}\,\}_{i\pm1/2}$.
This Ω matrix involves a *triple matrix product*. For steady state applications, the structure of the LHS matrix is not fundamental to the accuracy of the solution, though it is important for stability, see the discussion by Yee et al. [Yee et al., 1990].

5.2 THE SECOND-ORDER UPWIND TVD SCHEME

Depending on how the Φ function eq(14) is defined the TVD scheme can be classified as being of symmetrical or upwind type. Spatially second order upwind TVD type scheme as described by Harten [Harten, 1984] will be used in the present work. For this scheme the *numerical dissipation* terms are dependent on the sign of the characteristic speeds.

For an upwind TVD type scheme the elements of Φ function can be defined as in Harten [Harten, 1984]

$$\phi^\ell_{i+1/2} = \frac{1}{2}\,\psi\,(\,a^\ell_{i+1/2}\,)\,(\,g^\ell_{i+1} + g^\ell_i\,) - \psi\,(\,a^\ell_{i+1} + \gamma^\ell_i\,)\,\alpha^\ell_{i+1/2} \tag{17}$$

The *limiter function* g^ℓ_i can be one of these defined from eq(18) to eq(21).

- $$g_i = S\max\,[\,0,\ \min\,(\,\psi_{i+1/2}u\,|\Delta_{i+1/2}\,|, S\psi_{i+1/2}\,\Delta_{i+1/2}\,u\,)\,] \tag{18}$$
- $$g_i = \mathrm{minmod}\,(\,\Delta_{i-1/2}\,u\,,\Delta_{i+1/2}u\,) \tag{19}$$
- $$g_i = \frac{\Delta_{i+1/2}u\,\Delta_{i-1/2}u + |\Delta_{i+1/2}u\,\Delta_{i-1/2}u\,|}{\Delta_{i+1/2}u + \Delta_{i-1/2}u} \tag{20}$$
- $$g_i = S\max\,[\,0, \min\,(2|\Delta_{i+1/2}u|, S\Delta_{i-1/2}u\,), \min\,(|\Delta_{i+1/2}u|, 2S\Delta_{i-1/2}u\,)\,] \tag{21}$$

where $S = sign\,(\,\Delta_{i+1/2}\,u\,)$.

5.3 NUMERICAL ALGORITHM

With the above definition given it is a simple matter to construct a numerical algorithm. Applying the scheme given by eq(16) the new $\mathcal{H}_{i\pm1/2}$ flux vector will include the source term vector Ψ since the quasi–one dimensional Euler equation is to be solved. The whole idea of the development of this present scheme is based on the one–dimensional advection equation which is extended to a system of one–dimensional nonlinear equations. The introduction of the source term which was not taken into consideration in the derivation now must be considered. The behaviour of the solution is greatly affected by how the source term is evaluated in the $\mathcal{H}$ flux vector. In order to avoid instabilities one convenient way is to choose Ψ as being evaluated in the cell interface via a simple average which make it consistent with the $\mathcal{H}$ definition. The flux vector is rewritten as

$$\mathcal{H}_{i+1/2} = \frac{1}{2}(F_i + F_{i+1}) + \frac{1}{2}(\Psi_i + \Psi_{i+1}) + \frac{1}{2}R^{\ell}_{i+1/2}\Phi^{\ell}_{i+1/2} \tag{22}$$

The numerical procedure produces a block tridiagonal system when applied to eq(6) which can then be solved by Chakravarthy's Algorithm [Anderson et al., 1984].

6 APPLICATIONS

Kidney stones are formed by an accumulation of mineral salts in body tissues. The smallest are the size of a grain of fine sand, while the largest can weigh over two pounds. They generally take the form of smooth–surfaced ovoids. They also vary in composition. Gout–related stones, consist almost exclusively of urates. As for example gallstones, such stones are made up of cholesterol and bile coloring matter.

This wide variation in composition makes treatment using laser even more difficult. The first step in determining the most effective type of laser beam is to take stone samples. The laser employed in such trials can be a long pulse XeCl excimer laser of $\lambda = 308nm$, $150mJ/pulse$, $150ns$ pulse duration as described in [Siano et al., 1994]. In the numerical examples were used the following sequence of laser–induced energy in the air of $98mJ/cm^3$ and $84mJ/cm^3$ respectivelly as reported in [Siano et al., 1994].

The numerical simulation was carried out using the upwind TVD type scheme. The results are shown in the figures 1 to 3 for $E_0 = 98mJ/cm^3$ and figures 4 to 6 for $E_0 = 84mJ/cm^3$ respectively.

These results compare very favourably with the results obtained with theoretical ones predicted by the point-source theory. For these results the *limiter* given by eq(18) was used in the present TVD upwind scheme. The steady state is reached after 4500 interations, with a CFL value of 50. As one can observe there is no oscillations present near the laser beam impact region. This region is involved by very strong gradient (the E_0 decrease very rapidly), as can be seem in the figures 1 to 6. The conventional second order finite difference numerical algorithms are not able to handle with such situation [Anderson et al., 1984]. However, as can be observed in figures 2, 3, 5 and 6 some oscillations appears for density and front speed velocity. Such behaviour is a numerical artefact provided by the use of the *limiter* mentioned above. This certainly can be removed by the use of other limiter function as eq(19) to eq(21) which can be done by numerical trial.

In conclusion, the shock waves propagation by laser–induced pulses in air have been studied numerically via the Total Variation Diminishing TVD scheme which is of high resolution. The results of the present studies demonstrate the feasibility of the unsteady TVD Upwind scheme to determine true laser-induced shock waves in air. It is believed that the future progress in shock waves detection, measurements and effects as well as the laser technology advances will open opportunities for *in vivo* studies of laser–induced effects in biological tissues and it's interactions.

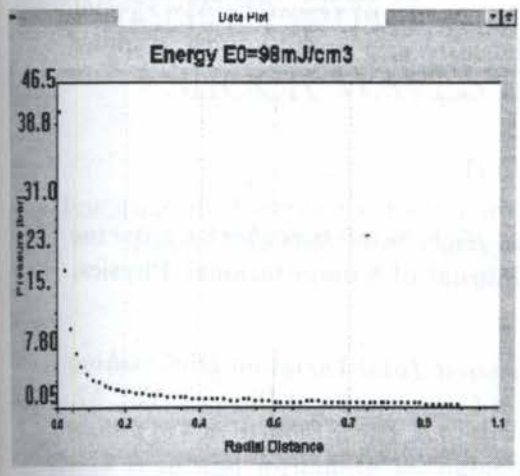


Fig. 1 Curve of Pressure (bar)

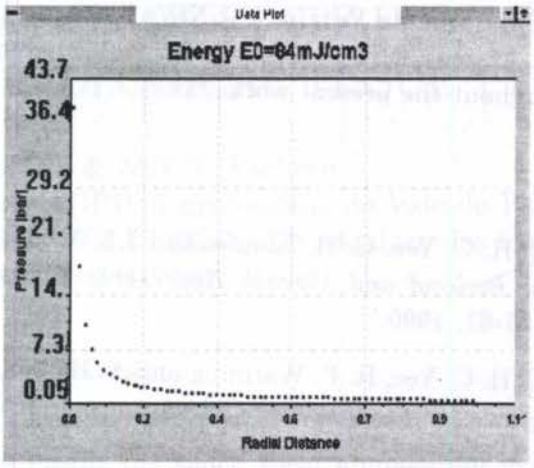


Fig. 4 Curve of Pressure (bar)

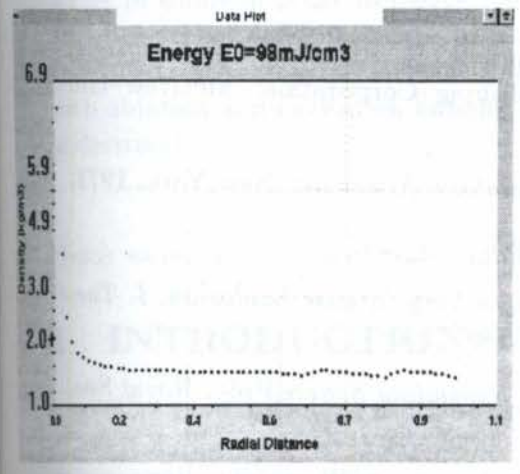


Fig. 2 Curve of Density (kg/m3)

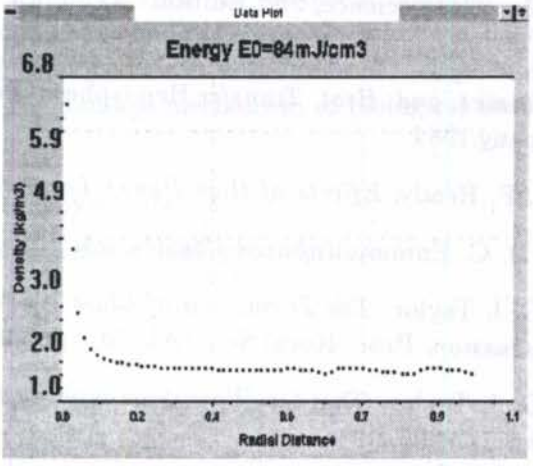


Fig. 5 Curve of Density (kg/m3)

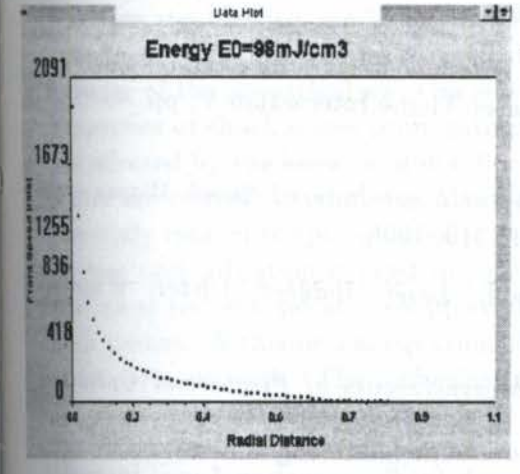


Fig. 3 Curve of the Front Speed (m/s).

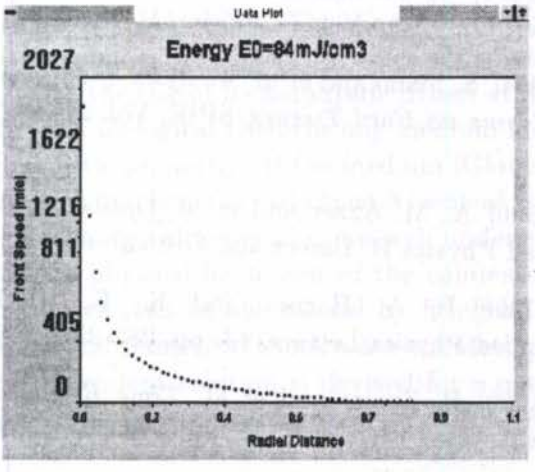


Fig. 6 Curve of the Front Speed (m/s)

7 ACKNOWLEDGEMENTS

This work was funded by the Instituto de Pesquisa e Desenvolvimento – IPD through the Universidade do Vale do Paraíba – UNIVAP, in the IPD program of research. My special thanks go to Dr. Marcos T.T. Pacheco for his continual enthusiasm and useful advice in many discussions throughout the present work.

References

[Yee et al., 1990] H. C. Yee, G. H. Klopfer and J.L. Montagne. *High Resolution shock Capturing Schemes for Inviscid and Viscous Hypersonic Flows*, Journal of Computational Physics, Vol. 88, pp.31-61, 1990.

[Yee et al., 1985] H. C. Yee, R. F. Warming and A. Harten. *Implicit Total Variation Diminishing (TVD) Schemes for Steady-State Calculations*, Journal of Computational Physics, Vol. 57, pp.327-360, 1985.

[Richtmyer et al., 1967] R. D. Richtmyer and K. W. Morton. *Difference Methods for Initial Value Problems*,Interscience, 2nd Edition, NY, 1967.

[Anderson et al., 1984] D. A. Anderson, J. C. Tannehill and R. H. Pletcher. *Computational Fluid Mechanics and Heat Transfer*,Hemisphere Publishing Corporation, McGraw–Hill Book Company,1984.

[Ready, 1971] J. F. Ready. *Effects of High-Power Laser Radiation*, Academic, New York, 1971.

[Emmoy, 1985] D. C. Emmoy. *Infrared Physics, 25, 133*, 1985.

[Taylor, 1950] G. I. Taylor. *The Formation of Blast Wave by a Very Intense Explosion. I. Theoretical Discussion*, Proc. Royal Soc. (A), 201, pp. 159-186, 1950.

[Taylor, 1946] G. I. Taylor. *The Air Wave Surrounding an Expanding Sphere*,Proc. Royal Soc. (A), 186, pp. 273-292, 1946.

[Ostrowskaya et al., 1974] G. V. Ostrowskaya and et al. *Sov. Physics USP, 16, 834*, 1974.

[Zharou et al., 1986] V. P. Zharou and V. S. Letokhou. *Laser Optoacoustic Spectroscopy*, Springer Ser. Opt. Sci., Vol. 77. Berlin, Heilderberg, 1986.

[Siano et al., 1994] S. Siano and et al. *Analysis of Pressure Waves Generated by Excimer Laser-Induced Plasma on Hard Tissues*, SPIE, Vol. 2134A, Laser Tissue Interaction V, pp. 80-88, 1994.

[Azzer et al., 1996] A. M. Azzer and et al. *Optical Probing of Laser-Induced Shock Waves in Air*, Applied Physics B, Lasers and Optical, 63, pp. 307-310, 1996.

[Barnes et al., 1968] P. A. Barnes and K. E. Rieckhoff. *Laser Induced Under Water Sparks*,Applied Physics Letters, 13, pp. 282-284, 1968.

[Zysset et al., 1989] B. Zysset and et al. *Time Resolved Measurements of Picosecond Optical Breakdown*,Applied Physics B, 48, pp. 139-147, 1989.

[Harten, 1983] A. Harten. *High Resolution Schemes for Hyperbolic Conservation Laws*, Journal of Computational Physics, Vol. 49, pp.357-393, 1983.

[Harten, 1984] A. Harten. *On a Class of High Resolution Total Variation Stable Finite Difference Schemes*,SIAM Journal Numerical Analysis, Vol.21, pp.1-23, 1984.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB784

A MODEL OF THE EQUATION OF STATE FOR DYNAMICS SHOCK WAVES IN BIOLOGICAL TISSUE TYPE

D.C. Lobão & M.T.T. Pacheco
Instituto de Pesquisa e Desenvolvimento(IPD),Universidade do Vale do Paraíba UNIVAP
Praça Cândido Dias Castejon, 116. CEP: 12245–720 São José dos Campos, SP
FAX: (012) 341-72-48, Brasil

Abstract

The aim of the present study is to define a equation of state for a condensed material of biological tissue type and formulate by numerical means the shock wave propagation in this medium. Theoretical studies are conduced into the basic ideas discussed by Zel'dovich and Raizer on shock waves in solids in order to derive the equation of state for biological material. The knowledge about the shock wave properties of tissue in the domain of medical science has been accumulated and investigated recentely. This has been conduced because the rules of such phenomenon related with ablation and cavitation bubbles in the damage mechanism of biological tissue are not well understood.

Keywords

Shock waves, equations of state, numerical scheme, biological tissue.

1 INTRODUCTION

The propagation of shock waves in biological tissue type has become an important area of study in laser–tissue interactions. There are great capability of laser–induced shock waves to cause tissue injury [Watanabe et al., 1988] or to enhance the cytoxicity of chemotherapeutic drugs [Flotte et al., 1993], these are some reasons which such studies are so important. In more recent work as in [Gloria et al., 1994] the study about the rise time in response of cell cultures has been significantly modified when exposed to shock waves. The shock waves can be expected to be generated in tissue as a result of its acoustical non-linearity which manifests itself in the velocity of the acoustical wave increasing with the rise of its amplitude [Riant et al., 1993]. The properties of shock waves propagating through biological tissue or any medium for that matter, are affected by the linear and non-linear acoustic properties of the medium [Gloria et al., 1994]. There are considerably studies about the acoustic properties of tissue [Geenleaf, 1986], however the study related to the equation of state for biological material is not well understood. In order to ease such situation is need to consider the physical behaviour of the condensed material of biological tissue type at high pressures and densities as one caused by firing a laser beam on such tissues. A theoretical equation of state and numerical shock wave simulation is developed in the present work. The numerical time dependent solution is devised for a one–dimensional unsteady state model using the Osher high resolution scheme in order to obtain the solution for the hydrodynamic governing equations.

2 THEORETICAL DEVELOPMENT

The forms of the equation of state depends on which hipoteses are taken in account for its derivation. There are for gases and solids many formulas, some generals, others specifics, but

any of them are capable of predict accurate results for all types of gases or solids material (as metals) and even more be precise for a wide range of state of the system. Generally two way are followed to derive these equations: theoretical, based on thermodynamics and or statistic mechanics. The second way is the experimental or semi-empirical when there are parameters which are theretically embassed [Zel'dovich, et al., 1967].

Following Zel'dovich and Raizer [Zel'dovich, et al., 1967] is possible to build up some considerations. The basic features distinguishing the condensed from gaseous state and determining the behaviour of solids and liquids compressed by shock waves is the strong interation between the atoms (or molecules) of the medium. The atoms or molecules of solids and liquids are close to each other and interact strongly. This interaction, in particular, is responsible for holding the atoms within the body. The interaction forces have a dual character, can be attractive or repulsive. In order to compress a material it is necessary to overcome the repulsive forces, which increase very rapidly as the atoms are brough together. A strong compression of condensed medium generates a colossal internal pressure, even in absence of heating, due only to the repulsive forces between the atoms. The existence of this non-thermal pressure, which is not a property of gases, determines the basic features of the behaviour of solids and liquids compressed by shock waves. The shock wave process of compression causes the appearence of strong rise in temperature, and this results in rise of pressure associated with the thermal motion of atoms and electrons. This pressure is refered as "thermal pressure", in contrast to the elastic or "cold pressure" caused by the repulsive forces.

2.1 THERMODYNAMIC PROPERTIES OF THE BIOLOGICAL TISSUE

The pressure p and the internal energy e of the biological tissue can be divided as a sum of three components, which describe the elastic properties of the cold body, the thermal motion of the atoms, and the thermal excitation of the electrons. For temperature which are not too high less than tens thousands degrees, is possibly assume that the thermal excitation of electrons undergoes small vibrations and can be neglected. Thus the internal energy and pressure are written by: $e = e_c + e_T$ and $p = p_c + p_T$. The relations for e and p can also be written in units of the total internal energy e and total pressure p by making use of a new parameters δ and β as: $e_c = \delta\, e$ and $p_c = \beta p$. From the relations for e and p one can write: $e = \frac{e_T}{(1-\delta)}$ and $p = \frac{p_T}{(1-\beta)}$. Where $0 < \delta, \beta < 1$ and the internal energy and pressure can be expressed as function of δ, β and e_T, and p_T which are known.

The constants δ and β are obtained via experimental trials for each biological tissue which is studied. There is no possibility for determine δ and β from the standard conditions of the thermodynamic variables (p_0, ρ_0, T_0, etc).

The thermal pressure $p_T(V,T)$ as considered present a direct dependence related to the temperature [Zel'dovich, et al., 1967], and can be obtained imediately from the general thermodynamic identity

$$\left(\frac{\partial e}{\partial V}\right)_T = T\left(\frac{\partial p}{\partial T}\right)_V - p \tag{1}$$

The elastic pressure p_c satisfy this equation. From eq(1) the resultant thermal pressure p_T is proportional to the temperature. $p_T = \phi(V)\,T$, where is some function of the volume. Based on this is possible to write

$$\Gamma(V) = \frac{p_T V}{C_v T} = \frac{\Upsilon c^2}{C_p} \tag{2}$$

where c is the speed of sound determined by the room conditions, Υ is the coefficient of volume expansion at constant pressure.

The nonadimensional quantitaty Γ characterized by the ratio of the thermal pressure to the thermal energy is called Grüneisen coefficient. The Grüneisen coefficient Γ correspond to the specific heat ratio for a callorically perfect gas with constant specific heats decreased by unity. Then is possible rewrite eq(2) as: $p_T = \Gamma(V)\,\rho\, e_T$.

The total energy per unit volume is given by [Anderson et al., 1984] as: $E = \rho\left(e + \frac{1}{2}u^2\right)$. Using the eq(1) and eq(2) the total pressure is written as

$$p = \frac{\Gamma(1-\delta)}{(1-\beta)}\left[E - \frac{\rho}{2}u^2\right] \tag{3}$$

Indeed eq(3) correspond a modification of the equation of state for a ideal gas, where its adequation for biological tissue is via Γ, δ and β coefficients in the range of the energy stablished for laser–induced shock waves. In eq(3) u is the velocity wave in the medium.

Short laser pulses allow convenient and efficient realization of thermo–optical stress induction. The absortion of laser in a medium, followed by a fast non-radiative relaxation of the excited states, converts laser energy into heat. Subsequently, the thermal expansions of the instantaneously heated medium causes a pressure rise in irradiated volume. This pressure is proportional to the thermal coefficient of volume through the Grüneisen coefficient.

2.2 ATTENUATION COEFFICIENT

The total energy per volume unity in eq(3) need to be related to the laser energy fluence inside the medium at the interface of the laser fired region. The efficiency of laser generation of shock waves in absorbing media largely depends on the geometry of the irradiated volume and laser pulse duration. For biological tissue the absorbing mechanism is characterized by the attenuation coefficient μ_{eff}. But, as most biotissues are both absorbing and scattering media, the geometry of the heated volume depends on their absorptivity, μ_a, scattering coefficient, μ_s and anisotropy factor, g. The attenuation of light wave in biotissue is governed by the attenuation coefficient μ_{eff} related, in diffusion approximation to μ_a, μ_s and g by $\mu_{eff} = \sqrt{3\mu_a[\mu_a + \mu_s(1-g)]}$. The value of $\mu_{eff} = 10 - 10^2 cm^{-1}$ is common for biotissue near UV region of spectrum, and $c = 1.5\text{x}10^5$ (cm/s) for soft biotissue, c is close to that in water. Under these considerations the total energy per volume unity can be written as

$$E = E_0\,\mu_{eff} \tag{4}$$

where $E_0 \rightarrow J/(cm^2)$ is the laser pulse fluence which is defined by $E_0 = \frac{E_p}{A_{sp}}$, E_p is the pulse energy and A_{sp} is spot area at target.

3 THE PHYSICAL PROBLEM

The physical problem that is to be examined and solved numerically consists of a quantitative study of the shock waves propagation which occurs in the surround of the biological tissue when a direct laser pulse is fired on it. Before the laser is fired the conditions on the tissue are at rest and are homogeneous. As the pulse of energy E_0 hits the tissue surface the pressure and density are changed rapidly. At $t = 0$ the high energy pulse E_0 hit the tissue surface and after some μs create a shock wave. This shock wave start to propagating through the material. The motion of this spherical shock presents a singular point for $r = 0$ on the origen of the coordinates, this will be treated next. The point-source explosion theory [Taylor, 1950] is adopted in order to yield the initial conditions. It assumes an ideal gas and unperturbed gaseous medium where at $t = 0$ the energy E_0 (explosion energy) is released in a certain spatial point.

According to the solution given by the point-source explosion theory, the time evolution of the radius R and speed front of the produced shock waves are given by [Taylor, 1950], [Taylor, 1946] and [Anderson et al., 1984]:

$$R(t) = (\frac{E}{\alpha p_1})^{1/5} t^{2/5} \tag{5}$$

$M_s = \{\frac{1}{2\gamma}[\frac{p_2}{p_1}(\gamma+1) + (\gamma-1)]\}^{1/2}$, $V_s = c_\infty M_s - u_\infty$. Subscript s indicates shock surface, and $\gamma = \Gamma + 1$ as discussed in item 2.1.

Assuming nonzero external pressure, the density and pressure on the shock front are described by [Zierp, 1978]: $\rho_2 = \frac{(\gamma+1)M^2}{(\gamma-1)M^2+2}\rho_1$, $p_2 = \frac{p_1}{(\gamma+1)}[2\gamma M^2 - (\gamma-1)]$. Where ρ_1 and p_1 are the static density and pressure of the material, and M the Mach number, which can be given by

$$t = (\frac{2}{5}c)^{5/3} (\frac{E}{\alpha\rho_1})^{1/3} \frac{1}{M^{5/3}} \tag{6}$$

α is a gas dependent constant raging in 0.5–0.90, for this particular study $\alpha = 0.8510$.

4 HYDRODYNAMICS EQUATIONS

The specific theoretical bases adopted for the numerical simulation are summarized in this section, most of which are well know. Several key approximations and assumptions introduced are explicitly stated other wise will be referenced.

In this work a compressible, inviscid, non-heat conducting material is considered. Is assumed spherical symmetry of the governing equations of the wave motion which take the following form [Richtmyer et al., 1967]:

$$Q_t + F(Q)_r = \Psi(Q, r) \tag{7}$$

with $Q = \begin{bmatrix} \rho \\ \rho u \\ E \end{bmatrix}$ $F = \begin{bmatrix} \rho u \\ \rho u^2 + p \\ (E+p)u \end{bmatrix}$ $\Psi = \frac{2}{r}\begin{bmatrix} 0 \\ p \\ 0 \end{bmatrix}$

where ρ, u, p, t and r are, respectively, the material density, velocity wave, pressure, time and space coordinate of symmetry. The total energy per unit volume E and e the internal energy per unit mass are related by the equation of state given by eq(3). Note that in general the system eq(7) is written in quasi–conservation form, for $\Psi = 0$ it reverts to a pure conservation form.

4.1 THE DIMENSIONLESS EQUATIONS

The system eq(7) can be transfomed into a dimensionless form. In order to do this is need to define the following dimensionless (primed) quantities: $r' = \frac{r}{r_0}$, $\rho' = \frac{\rho}{\rho_1}$, $p' = \frac{p}{p_1}$, $u' = \frac{u}{u_1}$, $t' = \frac{t}{t_0}$. Beginning as the hardware allow, is possible to record the first image and measure the propagation signal which is done in approximately $0.3\mu s$. This imply in a r_0 through eq(5) since one knows the value of E_0 and ρ_1. Such consideration eliminates the question of the singular point for this coordinate system. The system equation eq(7) is invariant under dimensionless tranformation [Anderson et al., 1984], so after dropping the primes for convenience sake, the new equation system is identical to eq(7).

4.2 INITIAL CONDITIONS

The initial conditions refer to the dimensionless scheme in which the initial energy E_0 is released at r_0 which is 1.664610^{-3}mm. As stated in [Riant et al., 1993] the properties of the soft biotissues are close to those of water. The surface initial density (water) and pressure (atmospheric) are: $\rho_1 = 0.998\ (kg/m^3)$, $p_1 = 103991.4473\ (N/m^2)$. The initial conditions basead on the point-source explosion, the energy release is given by [Taylor, 1950], [Taylor, 1946]: $\rho_2 = \frac{\gamma+1}{\gamma-1}\rho_1\ (kg/m^3)$, $p_2 = 0.155 r_0^{-3} E\ (N/m^2)$, $M^2 = \frac{2\gamma}{\gamma+1}\frac{p_2}{p_1}$.

4.3 DOMAIN OF SOLUTION AND BOUNDARY CONDITIONS (BC)

The problem as defined above is actually in the semi-infinite domain $0 \leq r < \infty$. In pratice, however, one must specify a finite domain. It turns out that if the outer boundary is taken approximately $r = 0.5mm$, the hole domain can be stated as $\frac{r_0}{r} \leq r \leq 1$. Having defined the domain of calculation one have to specify the conditions on $r = 1$ for p, ρ, u, E. In this case is used the extrapolation type of boundary condition. If the radius r is designeted by $r = k\Delta r$, where Δr is the spatial mesh size, the folowing BC are defined as following: $u_{nr}^{n+1} = u_{nr-1}^{n}$; $p_{nr}^{n+1} = p_{nr-1}^{n}$; $\rho_{nr}^{n+1} = \rho_{nr-1}^{n}$; $E_{nr}^{n+1} = E_{nr-1}^{n}$ and $u_1^{n+1} = u(E_0)$; $p_1^{n+1} = p(E_0)$; $\rho_1^{n+1} = \rho(E_0)$; $E_1^{n+1} = E(E_0)$.

5 THE OSHER UPWIND SCHEME TO A SYSTEM OF CONSERVATION LAWS

The explicit Osher scheme as presented in [Chakravarthy, et al., 1983] is successful in generating oscillation free solutions. The explicit first-order Osher scheme is extended to a hyperbolic system of conservation laws given by

$$\frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{\partial F(Q)}{\partial r} = 0 \tag{8}$$

A conservative finite difference scheme for eq(8) can be written as [Rai, et al., 1986]

$$\frac{Q_i^{n+1} - Q_i^n}{\Delta t} + \frac{\mathcal{F}_{i+1/2}^n - \mathcal{F}_{i-1/2}^n}{\Delta r} = 0 \tag{9}$$

where $\mathcal{F}_{i\pm1/2}^n$ is the numerical flux consistent with the physical flux F.

The numerical flux $\mathcal{F}$ is defined by

$$\mathcal{F}_{i+1/2} = \frac{1}{2}\left[F(Q_i) + F(Q_{i+1})\right] - \frac{1}{2}\int_{Q_i}^{Q_{i+1}} \left(\frac{\partial F^+}{\partial Q}(Q) - \frac{\partial F^-}{\partial Q}(Q)\right) dQ \tag{10}$$

To evaluate the integral in eq(10), two intermediate points are introduced between the points i and $i+1$ [Rai, et al., 1986]. They are denoted as points $(i+1/3)$ and $(i+2/3)$. The auxiliary functions F^+ and F^- are, respectively, the increasing and decreasing parts of F through i and $i+1$.

These intermediate points lie in phase space and define three subpaths along which the integral is evaluated. Each subpath is associated with a particular eigenvalue of the Jacobian matrix $\partial F/\partial Q$ and a set of Riemann invariants [Chakravarthy, et al., 1983]. The Riemann invariants of a given subpath remain constant along the subpath. This property is utilized in calculating the dependent variables and fluxes at the points $i+1/3$ and $i+2/3$. The values of the dependent variables at the intermediate points are obtained from the following equations

$$
\begin{aligned}
u_{i+1/3} + \frac{2}{\gamma-1} c_{i+1/3} &= u_i + \frac{2}{\gamma-1} c_i \quad ; \quad \frac{p_{i+1/3}}{\rho^{\gamma}_{i+1/3}} = \frac{p_i}{\rho^{\gamma}_i} \\
p_{i+2/3} &= p_{i+1/3} \quad ; \quad u_{i+2/3} = u_{i+1/3} \\
u_{i+2/3} + \frac{2}{\gamma-1} c_{i+2/3} &= u_{i+1} + \frac{2}{\gamma-1} c_{i+1} \quad ; \quad \frac{p_{i+2/3}}{\rho^{\gamma}_{i+2/3}} = \frac{p_{i+1}}{\rho^{\gamma}_{i+1}}
\end{aligned} \tag{11}
$$

The equations (11) are valid only for the ordering of eigenvalues given by the Jacobian matrix $\frac{\partial F}{\partial Q}$as follow: $\lambda_1 = u - c \rightarrow (U_2)$, $\lambda_2 = u \rightarrow (U_1)$, and $\lambda_3 = u + c \rightarrow (U_2)$. Where $c = \sqrt{\gamma p/\rho}$.

The integrals " $+$ " and " $-$ " of eq(10) will depend on the existence of eventual sonic points along the wave path. For instance, from i to $(i + 1/3)$, one has

$$
\int_{u_i}^{u_\alpha} (+) = \begin{cases} f(u_\alpha) - f(u_i) & \text{if } \lambda(u_i) > 0 \text{ and } \lambda(u_\alpha) > 0 \\ f(u^*_\alpha) - f(u_i) & \text{if } \lambda(u_i) > 0 \text{ and } \lambda(u_\alpha) < 0 \\ f(u_\alpha) - f(u^*_\alpha) & \text{if } \lambda(u_i) < 0 \text{ and } \lambda(u_\alpha) > 0 \\ 0 & \text{if } \lambda(u_i) < 0 \text{ and } \lambda(u_\alpha) < 0 \end{cases} \tag{12}
$$

where $\alpha = i + 1/3$ and $*$ means a sonic point. The integral for " $-$ " is similarly constructed and is refered the reader to the mentioned references for details of demonstration of the scheme properties.

6 APPLICATIONS

The numerical simulation was carried out using the Osher Upwind scheme. The results are shown in the figures 1 to 3 for $E_0 = 0.12 J/cm^2$ and figures 4 to 6 for $E_0 = 1.5 J/cm^2$ respectively. The biological tissue parameters used in the numerical simulation are collected in the literature. It is important to mention that effects like electrolyte changes and even absence of circulating blood can influence such parameters. The use of *in vitro* material in different experiments and setups is common and is possible to find out why the data in literature vary so much when such situation are taken in consideration. For most biological tissues the anisotropy factor of scattering g is in the range of $0.5 < g < 0.95$. Depending on the range of wavelength of the laser beam the effects of g can be more dominat than the absortion coefficient for most human tissues [Spaniol, et al., 1994].

Is found for XeCl excimer laser in wavelength region of $308nm$ and high pulse energy $E = 150mJ$ with typical atherosclerotic blood vessel tissue a high attenuation coefficient as $\mu_{eff} = 100 - 200cm^{-1}$ [Riant et al., 1993], in the present simulation $\mu_{eff} = 100cm^{-1}$. The speed of sound is $c = 1500m/s$ at room temperature. Considering $C_p = 4.225 J/(gK)$ and $\Upsilon = 0.207\ 10^{-3} K^{-1}$ the Γ coefficient is $\Gamma = 0.1102$. For the present simulation $\delta = \beta = 0.8$. With these quantities is possible initiate the numerical calculation. The steady state is reached after 6500 iterations, with a CFL value of 0.01 which is typical value for explicit scheme. As one can observe there is no oscillations present near the laser beam impact region as is also observed for all computational domain. This region is involved by very strong gradient (the E_0 decrease very rapidly), as can be seem in the figures 1 to 6. The conventional second order finite difference numerical algorithms are not able to handle with such situation [Anderson et al., 1984].

In conclusion, the shock waves propagation by laser–induced pulses in biological soft tissue have been studied numerically via the Osher Upwind scheme which is of high resolution. The results of the present studies demonstrate the feasibility of the unsteady Osher Upwind scheme together with the equation of state as proposed to determine true laser-induced shock waves in biological tissue.

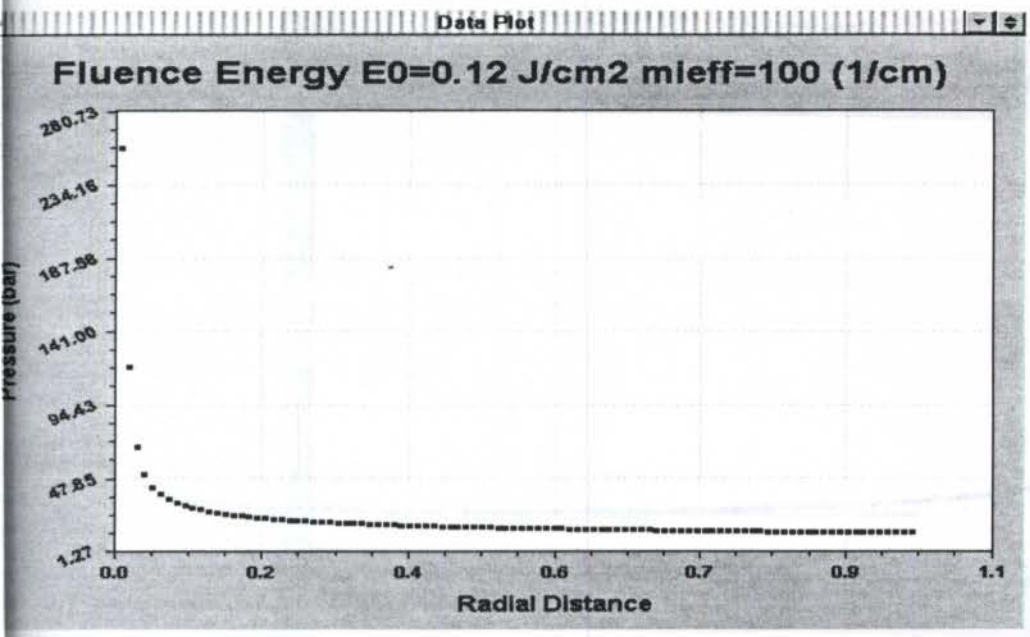


Fig. 1 Curve of Pressure (bar)

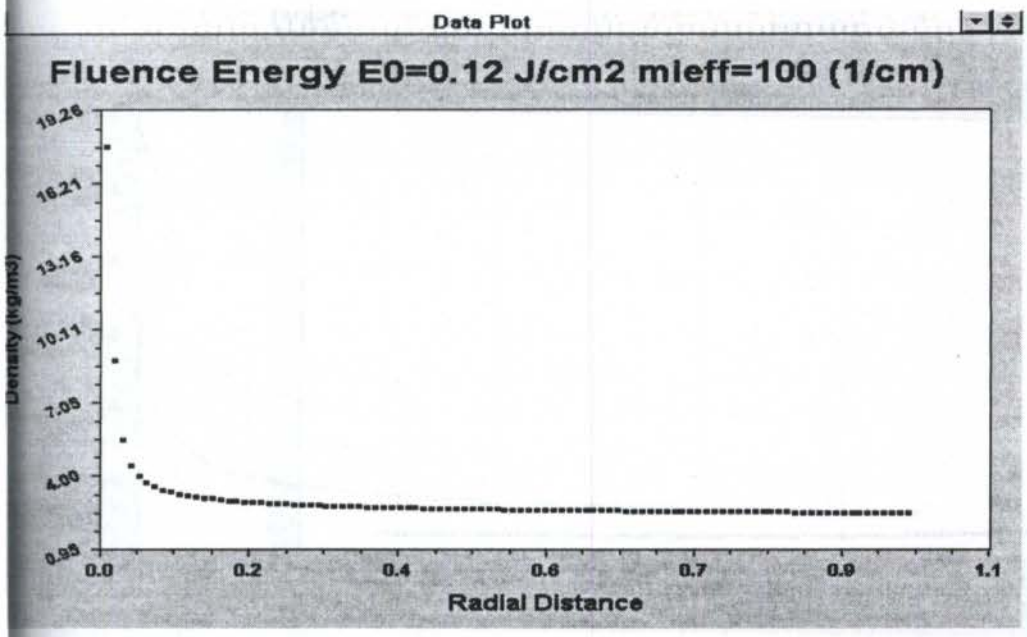


Fig. 2 Curve of Density (kg/m3)

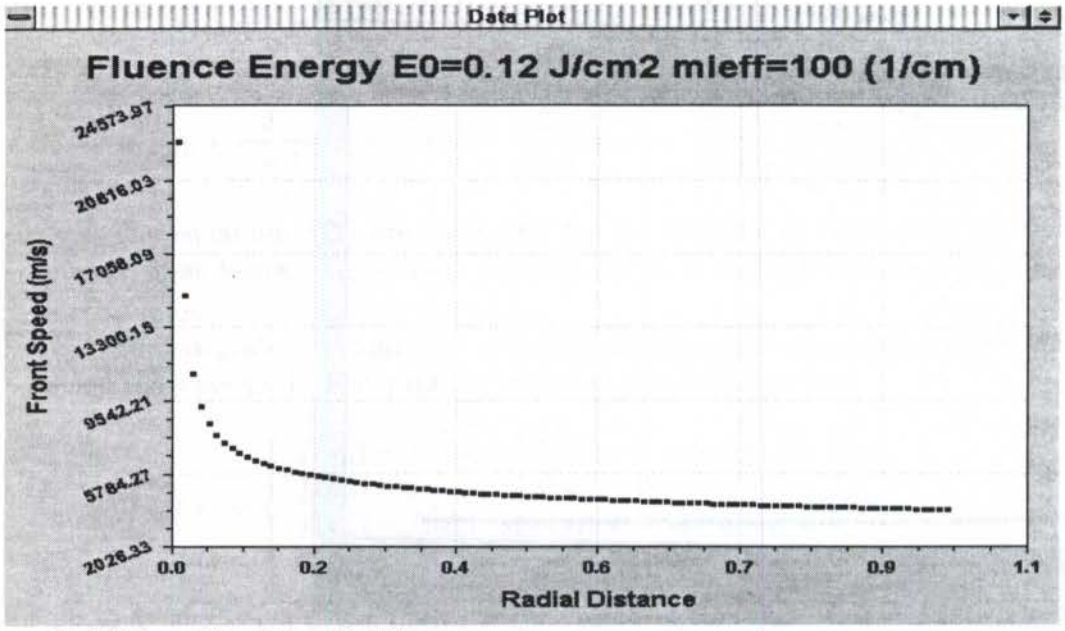


Fig. 3 Curve of Front Speed (m/s)

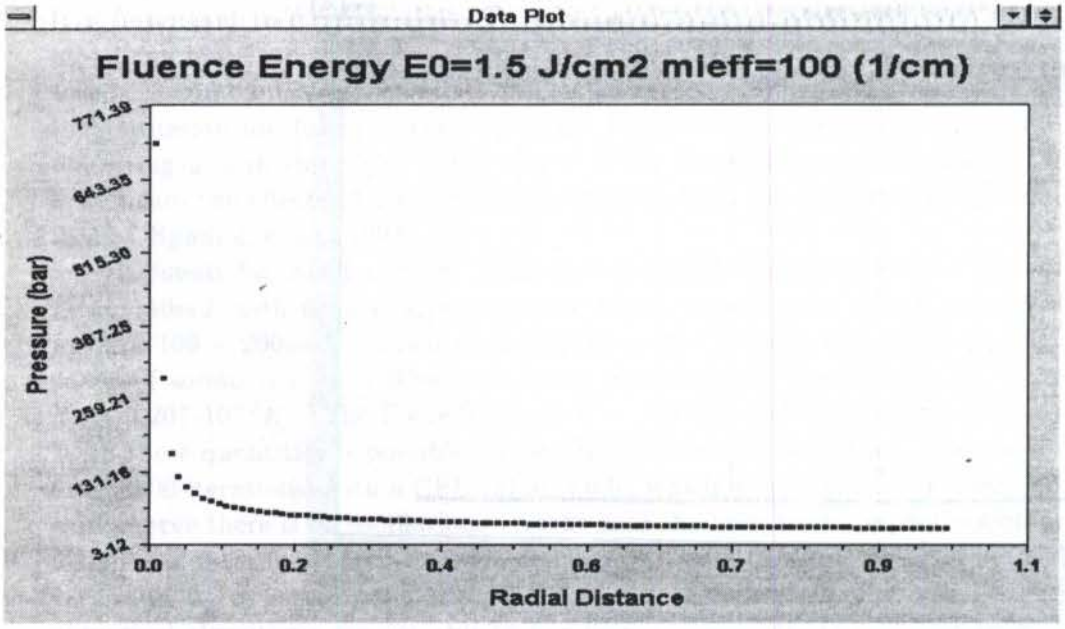


Fig.4 Curve of Pressure (bar)

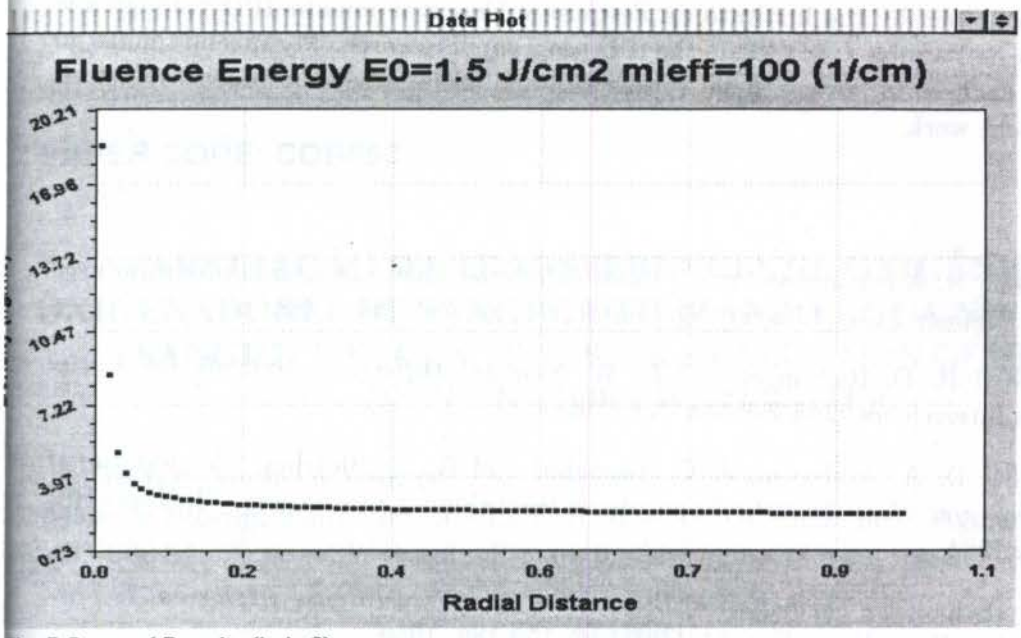


Fig. 5 Curve of Density (kg/m3)

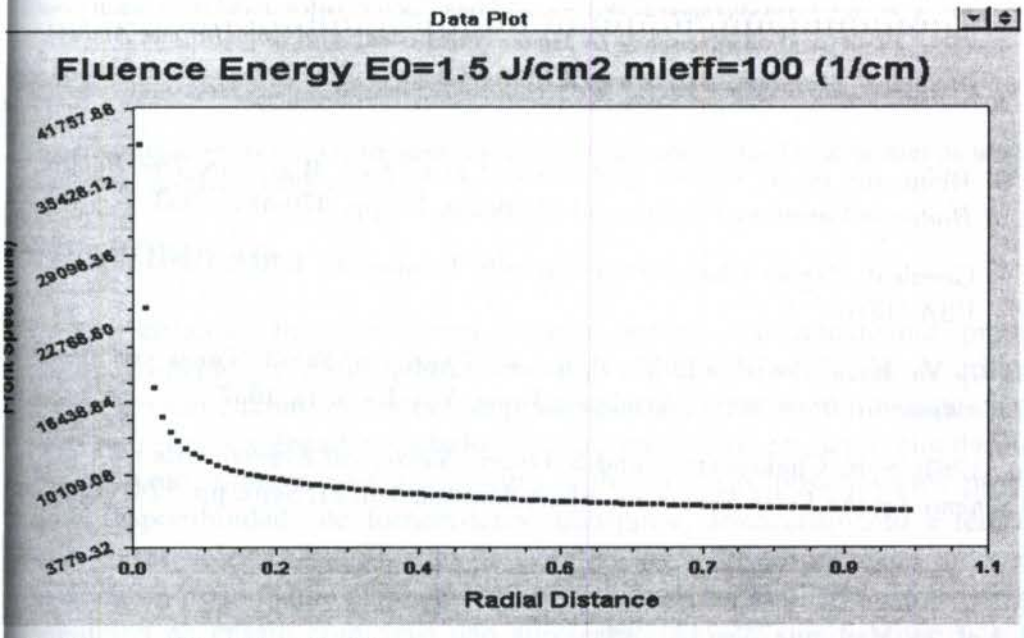


Fig. 6 Curve of Front Speed (m/s)

7 ACKNOWLEDGEMENTS

This work was funded by the Instituto de Pesquisa e Desenvolvimento–IPD through the Universidade do Vale do Paraíba–UNIVAP, in the IPD program of research. My special thanks go to Dr. Marcos T.T. Pacheco for his continual enthusiasm and useful advice in many discussions throughout the present work.

References

[Watanabe et al., 1988] S. Watanabe and et al. *Putative Photoacoustic Damage in Skin Induced by Pulsed ArF Excimer Laser*,J. Invest. Dermatol., 90, pp. 761-766, 1988.

[Richtmyer et al., 1967] R. D. Richtmyer and K. W. Morton. *Difference Methods for Initial Value Problems*,Interscience, 2nd Edition, NY, 1967.

[Anderson et al., 1984] D. A. Anderson, J. C. Tannehill and R. H. Pletcher. *Computational Fluid Mechanics and Heat Transfer*,Hemisphere Publishing Corporation, McGraw–Hill Book Company,1984.

[Taylor, 1950] G. I. Taylor. *The Formation of Blast Wave by a Very Intense Explosion, I. Theoretical Discussion*, Proc. Royal Soc. (A), 201, pp. 159-186, 1950.

[Taylor, 1946] G. I. Taylor. *The Air Wave Surrounding an Expanding Sphere*,Proc. Royal Soc. (A), 186, pp. 273-292, 1946.

[Zierp, 1978] J. Zierp. *Theoretical Gasdynamics*, Springer International Edition. Berlin, Heilderberg, New York, 1978.

[Flotte et al., 1993] T. J. Flotte and et al. *Laser–Induced Enhancement of Cytotoxicity; In Laser–Tissue Interaction, IV*,ed. S.J. Jacques, Proc. SPIE–1882, pp. 122-129, 1993.

[Gloria et al., 1994] L. Gloria and et al. *Approaches to Measuring Linear and non–Linear Acoustic Properties of Biological Material*, SPIE Vol. 2134A, Laser–Tissue Interaction V, pp. 171-178, 1994.

[Riant et al., 1993] O. Riant and et al. *Studies of Acoustical and Shock Waves in The Pulsed Laser Ablation of Biotissue*,Lasers in Surgery and Medicine, 13, pp. 470-484, 1993.

[Geenleaf, 1986] J. F. Geenleaf. *Tissue Characterization with Ultrasound*, CRC, Vol. I and II. Boca Raton, Flo. USA, 1986.

[Zel'dovich, et al., 1967] Ya. B. Zel'dovich and Yu. P. Raizer. *Physics of Shock Waves and High Temperature Hydrodynamic Phenomena*, Academic Press, Vol. I and II, 1967.

[Chakravarthy, et al., 1983] S. R. Chakravarthy and S. Osher. *Numerical Experiments with the Osher Upwind Scheme for the Euler Equations*, AIAA Journal, Vol. 21, Sept. pp. 1241-1248, 1983.

[Rai, et al., 1986] M. M. Rai and S. R. Chakravarthy. *An Implicit Form Osher Upwind Scheme*, AIAA Journal, Vol. 24, May. pp. 735-743, 1986.

[Spaniol, et al., 1994] S. B. Spaniol and et al. *Calculation of Isofluence Contours for PDT Applications*,SPIE Vol. 2134A, Laser-Tissue Interaction V, pp. 255-261, 1994.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB853

AVALIAÇÃO DA TRANSFERÊNCIA DE OXIGÊNIO EM OXIGENADORES DE SANGUE UTILIZANDO ÁGUA NO LUGAR DO SANGUE/ OXYGEN TRANSFER EVALUATION OF BLOOD OXYGENATORS WITH WATER

Fábio Turri & Adolfo A. Leirner
Divisão de Bioengenharia - InCor – HCFMUSP – Av. Dr. Enéas de C. Aguiar, 44 – CEP 05403-000 São Paulo – SP, Brasil – E-mail: biofabio@incor4.incor.usp.br

Abstract

In vitro assays with bovine blood are a current practice in blood oxygenators (artificial lung) development. The aim of this work is to show that it is possible to use water in those tests instead of blood and obtain a correlation that can be used to predict blood-gas oxygen mass transfer rate. Water tests have the advantage to avoid logistic problems regarding blood supply. Four commercial blood oxygenators were firstly tested with water at the following condition: flow = 6 l/min., temperature = 37 °C, and inlet pO2 equal to 30 mmHg. Oxygen 21 % was vented in a 1:1 blood-gas flow relationship. Each oxygenator was secondly tested with bovine fresh blood at a flow of 6 l/min., and 100 % oxygen at 1:1 blood-gas flow relationship. Blood parameters were set according to the AAMI conditions. Oxygen mass transfer effectiveness coefficients (Ef) were calculated. Statistical analysis shows linear correlation with $r^2 = 0{,}927$ and $Ef_{blood} = 1{,}95 * Ef_{water} - 1{,}02$.

Keywords

Blood oxygenation, membrane oxygenation, cardiopulmonary bypass/ Oxigenadores de sangue, oxigenadores de membrana, circulação extra-corpórea.

1. INTRODUÇÃO

Os ensaios "in vitro" com sangue bovino são atualmente prática corrente no desenvolvimento de oxigenadores de sangue (pulmão artificial). A utilização do sangue bovino em um circuito de testes apropriado permite simular com bastante precisão a troca de gases em um oxigenador quando da sua utilização em uma circulação extra-corpórea convencional. Embora seja um insumo de baixo custo, possui vários problemas logísticos como disponibilidade de fornecedores, transporte, armazenamento e tempo para o ensaio desde a sua coleta. A utilização de água no lugar do sangue evita todos estes problemas. Além disso, permite que um mesmo protótipo possa ser ensaiado várias vezes, uma vez que a membrana no ensaio com água não apresenta alteração significativa de suas propriedades, diferentemente do que ocorre no ensaio com sangue. Neste, observa-se uma perda de eficiência de transferência de gases com o decorrer do mesmo, devido a penetração de água que vai ocorrendo nos poros da membrana conforme esta vai se tornando menos hidrofóbica. Esta perda de capacidade hidrofóbica deve-se à deposição de substâncias como proteínas ou

3441

fosfolipídeos e outros restos celulares que alteram a polaridade do poro (Montoya et al., 1992). Nos oxigenadores tipo membrana, a superfície de troca é definida pela área de membrana em contato com o líquido ao qual se deseja promover uma troca de gases. A membrana pode ser, quanto a sua geometria, do tipo tubular ou plana. A água possui uma capacidade de transporte de oxigênio muito menor que a do sangue, pois devido a ausência da hemoglobina, só pode transportar o oxigênio na forma dissolvida. Este trabalho pretende mostrar que é possível traçar uma correlação para transferência de oxigênio entre ensaios realizados com água e ensaios realizados com sangue.

2. MATERIAIS E MÉTODOS

Quatro oxigenadores de membrana comerciais foram ensaiados em um sistema de testes apresentado anteriormente (Turri et al., 1989). Inicialmente, os oxigenadores foram testados com água na seguinte condição: vazão=6 l/min, temperatura = 37°C, pO2 na entrada do oxigenador igual a 30 mmHg. O oxigenador foi ventilado com ar comprimido (oxigênio a 21%) numa relação gás-sangue 1:1. Com esta concentração de oxigênio obteve-se valores de pressão parcial de oxigênio (pO_2) dissolvido na água na faixa de leitura dos aparelhos de gasometria. Amostras foram colhidas na saída sob condição de regime permanente. Um coeficiente de eficácia ($EF_{água}$) foi calculado para a troca de massa de oxigênio em água de acordo com as equações 1 e 2, sendo xO_2s a fração volumétrica de oxigênio na saída do oxigenador ($ml_{O2}/ml_{água}$), xO_2e a fração volumétrica de oxigênio na entrada do oxigenador ($ml_{O2}/ml_{água}$) e xO_2^* a fração volumétrica de oxigênio caso a amostra na saída do oxigenador atingisse o equilíbrio com o gás que entra no oxigenador. O fator 0,000036 (Incropera at al., 1990) é o coeficiente de solubilidade do oxigênio na água ($ml_{O2}/mmHg_{O2}/ml_{água}$) a 37 °C.

$$xO_2 = 0{,}000036 \times pO_2 \tag{1}$$

$$Ef_{agua} = \frac{xO_2 s - xO_2 e}{xO_2^* - xO_2 e} \tag{2}$$

Os dados obtidos são apresentados na tabela 1.

Cada oxigenador foi novamente ensaiado com sangue bovino fresco com vazão=6 l/min, oxigênio a 100% numa relação gás-sangue 1:1 e demais parâmetros como pH, pCO2, pO2, excesso de bases, conc. de hemoglobina e temperatura de acordo com as condições da AAMI. Amostras foram colhidas na saída sob condição de regime permanente e novamente um coeficiente de eficácia (EF_{sangue}) foi calculado para a troca de massa de oxigênio em sangue de acordo com equações 3 e 4, onde [Hb] é a concentração de hemoglobina (g_{Hb}/dl_{sangue}) e sat(HbO_2) a porcentagem de saturação da oxi-hemoglobina. O fator 0,003105 é o coeficiente de solubilidade do oxigênio no sangue ($ml_{O2}/mmHg_{O2}/dl_{sangue}$) a 37 °C. Desta forma este primeiro termo representa a quantidade de oxigênio dissolvida no sangue. O segundo termo representa a quantidade de oxigênio que esta ligada a hemoglobina. O fator 1,34 representa o volume de oxigênio que é transportado em um grama de oxi-hemoglobina. O fator 1/100 é usado para corrigir os termos de ml_{O2}/dl_{sangue} para ml_{O2}/ml_{sangue}.

$$xO_2 = (0{,}003105 \times pO_2 + 1{,}34 \times [Hb] \times \frac{sat(HbO_2)}{100}) \times \frac{1}{100} \quad (3)$$

$$Ef_{sangue} = \frac{xO_2 s - xO_2 e}{xO_2^* - xO_2 e} \quad (4)$$

Os dados obtidos nos ensaios com sangue são apresentados nas tabela 2.

Tabela 1: Dados para ensaios com água.

Oxigenador	pO2e mmHg	pO2s mmHg	xO2e $ml_{O2}/ml_{água}$	xO2s $ml_{O2}/ml_{água}$	Ef
A	32±3	129±2	0,0011 ±0,0001	0,0046 ±0,0001	0,85 ±0,02
B	33±4	132±3	0,0012 ±0,0001	0,0048 ±0,0001	0,88 ±0,03
C	33±5	125±2	0,0012 ±0,0002	0,0045 ±0,0001	0,81 ±0,01
D	30±1	137±0	0,0011 ±0,0000	0,0049 ±0,0000	0,93 ±0,00

Tabela 2: Dados para ensaios com sangue.

OXIGE-NADOR	pHe	pCO2e mmHg	pO2e mmHg	sO2e %	Hb g_{Hb}/dl_{sangue}	xO2e ml_{O2}/ml_{sangue}	xO2s ml_{O2}/ml_{sangue}	Ef
A	7,35 ±0,01	45±1	41±2	67±2	12,0	0,1086 ±0,0025	0,1568 ±0,0011	0,65 ±0,00
B	7,39 ±0,03	44±3	37±2	64±3	12,3	0,1062 ±0,0043	0,1582 ±0,0024	0,65 ±0,01
C	7,37 ±0,00	46±2	39±0	66±0	12,0	0,1066 ±0,0000	0,1508 ±0,0008	0,58 ±0,01
D	7,38 ±0,00	42±1	37±1	63±1	11,7	0,0992 ±0,0010	0,1632 ±0,0013	0,81 ±0,00

3. RESULTADOS

Os valores de Ef obtidos para cada oxigenador são apresentados de forma gráfica na figura 1. Foi possível obter correlação linear com r^2= 0,927 sendo EF_{sangue}=1,95*$EF_{água}$-1,02. Estes resultados mostram que dados de ensaios com água podem ser extrapolados para ensaios com sangue.

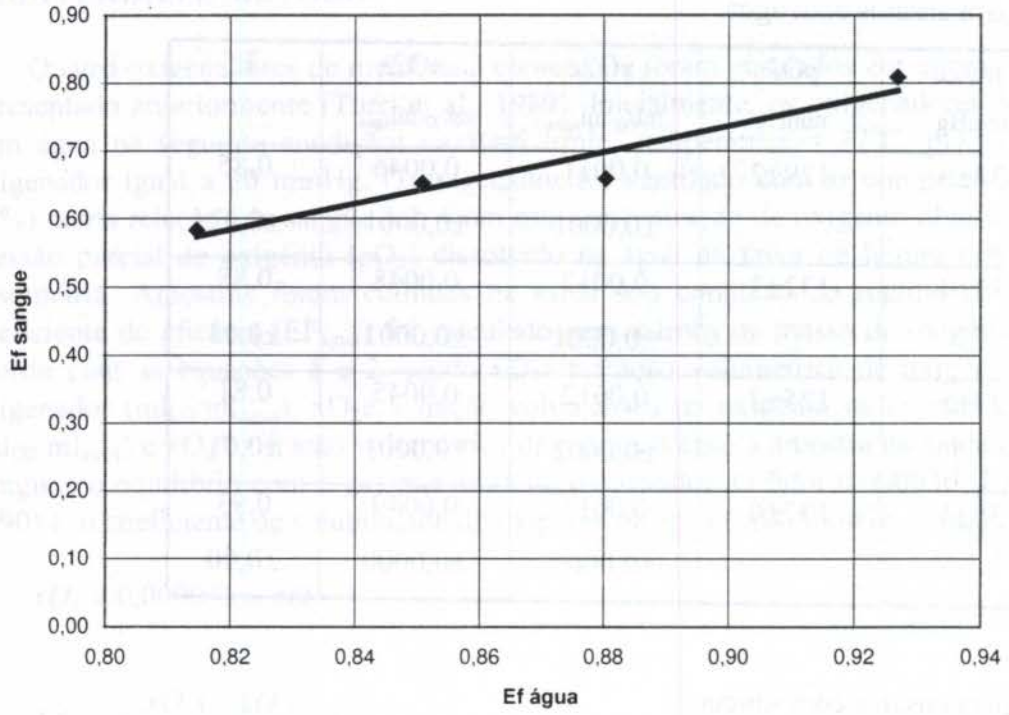


Figura 1 - Correlação entre coeficientes de eficácia nos ensaios com água e sangue.

4. CONCLUSÃO

Desta forma, concluímos que o ensaio com água pode ser uma alternativa para a análise de oxigenadores de sangue na etapa de desenvolvimento com grandes vantagens econômicas e de logística. A utilização de ar comprimido no ensaio com água facilita a padronização do mesmo uma vez que a concentração de oxigênio é invariável dispensando a utilização de misturadores e/ou analisadores de gases. O ar comprimido possui um custo menor que o oxigênio a 100 % e sendo facilmente disponível em instalações médico-hospitalares ou industriais contribui para uma redução de custos.

5. REFERÊNCIAS

AAMI (Association for the Advancement of Medical Instrumentation), *Standard for Blood/Gas Exchange Devices (Oxygenators),* 1982.

Incropera F.P., De Witt D.P. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer.* John Wiley and Sons, New York, 1990.

Montoya J. P., Shanley C. J., Merz S.I., Bartlett R.H. Plasma Leakage Through Microporous Membranes - Role of Phospholipids. *ASAIO Journal*, vol 38, pp M399-M405, 1992.

Turri F., Nakayama E.I., Leirner A.A. Avaliação *In Vitro* da Transferência de Oxigênio em Oxigenadores de Circulação Extra-Corpórea. *Revista Brasileira de Engenharia - Caderno de Engenharia Biomédica,* vol. 6, n. 2, pp 163- 169, 1989.

Tema 112

Produção

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1006

GERENCIAMENTO DE FERRAMENTAS E SEUS REFLEXOS SOBRE A IMPLANTAÇÃO DE UM SISTEMA DA QUALIDADE BASEADO NAS NORMAS ISO 9000 / *TOOL MANAGEMENT AND ITS IMPLICATIONS IN A QUALITY SYSTEM BASED ON ISO 9000 NORMS*

Lourival Boehs, Marcelo Schroeder Stevan & Marco Antonio Schmidt
Grucon, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina - UFSC
CEP 88040-900 Florianópolis, Brasil - E-Mail: lb@grucon.ufsc.br

Abstract

The industrial competitiveness increase has the obliged the companies to review their manufacturing procedures in a way of making possible the costs reduction, productivity and quality enhance. It is verified that the organization and cut tools adequated controls allow many production inconveniencies reduction in the metal mechanic sector companies that employ machined manufacturing process. The tools management techniques can be this way used as an important information administration and the manufacturing process maximization manner. The association of the tool management phylosophy with the ISO 9000 Norms requirements has allowed that more efficient and trustable controls could be specially adapted to the process control items links.

Keywords

Gerenciamento de ferramentas/*Tool Management*, Produtividade/*Produtivity*, ISO 9000/*ISO 9000*, Controle de documentos/ *Document control*, Controle de processos/ *Process control*

1. INTRODUÇÃO

Os conceitos tradicionais de comércio e manufatura têm, nos últimos anos, apresentado sensíveis mudanças em suas características de gestão. Notadamente, verifica-se que a economia mundial e, principalmente a brasileira, vem sendo obrigada a reformular seus planos de ação tanto comerciais quanto industriais com uma freqüência nunca antes imaginada.

Questões alusivas aos novos tempos como qualidade e produtividade são hoje exigências e não apenas meios para a manutenção e sobrevivência das empresas no contexto mercadológico atual.

Tais conseqüências, são resultado de uma necessidade cada vez mais eloqüente de satisfazer as reais necessidades das pessoas, as quais determinam o sucesso ou o fracasso das organizações. Porém, se analisado somente sobre este aspecto, fornecer produtos com qualidade pode até, dependendo dos casos, ser uma tarefa simples. As dificuldades tornam-se expressivas quando se deseja produzir com qualidade e manter-se competitivo.

Qualidade e competitividade são parâmetros que devem caminhar juntos, pois determinam a evolução e o desenvolvimento das empresas.

3446

Considerando-se um produto consolidado no mercado, ou seja, que satisfaça funcionalmente as necessidades do cliente, pode-se de uma maneira bastante simplificada, afirmar que a produtividade aliada à redução de custos e de prazos de entrega são preponderantes no desempenho das organizações produtivas.

Assim, é razoável enfatizar que a busca de novas metodologias de produção que permitam um aprimoramento no controle de processos, são vitais para obtenção da competitividade, haja visto hoje sua importância como fator diferencial entre as empresas.

Como forma de permitir uma maior conformidade na produção, muitas companhias têm, nestes últimos anos, executado investimentos maciços na restruturação de seus Sistemas da Qualidade com intuito de obtenção da Certificação conforme os padrões regidos pelas normas ISO família 9000. Esta atitude, que visa não somente a produção em conformidade com regras estabelecidas, tem possibilitado, pela própria organização que a obediência às normas sugere, um incremento na confiabilidade, valorização ao cliente e ordenação do processo produtivo interno.

Restringindo-se porém, a análise somente ao proporcionado para o controle dos processos, verifica-se que o emprego de métodos capazes de gerirem determinados conjuntos de variáveis tem também efeitos diretamente relacionados ao aumento da produtividade e de qualidade.

Em empresas que empreguem como processo de produção a usinagem, via máquinas CNC, uma das grandes variáveis a serem controladas é a aplicação, armazenamento, seleção e intercambiabilidade das ferramentas de corte. Devido ao grande volume de informações inerentes a este processo, a utilização de métodos gerenciais informatizados torna-se imprescindível na viabilidade de execução desta tarefa de gerenciamento por agregar o processamento de conhecimentos.

Desta forma, o objetivo deste trabalho consiste em apresentar informações de que o emprego do gerenciamento de dados relativos à ferramentas de corte e itens correlatos, como elementos de fixação de ferramentas e peças, máquinas, dados de corte entre outros, pode permitir além de ganhos sensíveis de produtividade, incrementos adicionais em termos de confiabilidade, segurança e padronização no repasse de conhecimentos. Constituindo-se assim uma alavanca indispensável à consolidação dos processos de fabricação e no atendimento aos requisitos de qualidade.

2. O GERENCIAMENTO DE FERRAMENTAS - VISÃO GERAL

Com a introdução na indústria de máquinas-ferramenta com comando numérico e com o aprimoramento dos materiais das ferramentas, tornou-se possível trabalhar com altas velocidades de corte, reduzindo drasticamente os tempos de usinagem (Mason, 1991).

Entretanto, segundo Milberg *et al.* (1990), a utilização econômica dos meios de fabricação requer, também, a redução dos tempos de preparação e dos tempos secundários de fabricação. Assim, a disponibilidade dos meios de fabricação assume uma grande importância e com o planejamento ótimo da disponibilidade de ferramentas ocorre uma redução nas interrupções durante o período de passagem da peça pelo chão-de-fábrica.

Ainda, de acordo com Boogert (1994), devido ao aumento dos custos e à precisão na montagem das ferramentas utilizadas atualmente, o armazenamento e o pré ajuste destas, que estava sob responsabilidade do operador da máquina, passou a ser realizado em setores específicos. Devido ao uso crescente de máquinas CNC, existe um grande aumento no fluxo

de ferramentas pelo chão de fábrica, levando a uma maior consideração no tratamento do gerenciamento de ferramentas por ser essencial no controle da produção.

Com o auxílio de um sistema de gerenciamento de ferramentas pode ser utilizado um importante potencial econômico e o retorno deste investimento é devidamente comprovável, afirma Storr (1992). Uma integração de setores relacionados com atividades que necessitam de informações sobre ferramentas exige uma base de dados consistente.

Segundo Boehs (1988), grande parte do tempo de planejamento e programação de uma determinada peça é gasta na definição de ferramentas e dos respectivos componentes de fixação (cones, pinças, buchas, mandris, etc.), adicionando-lhe ainda, a parcela correspondente à elaboração dos desenhos dos conjuntos selecionados. O processista, muitas vezes desconhece a existência de determinadas ferramentas, assim como todas as possibilidades de montagem, acarretando perda de tempo e consultas a catálogos ou ao almoxarifado, além de compras desnecessárias. Portanto, o excessivo tempo gasto com a escolha de ferramentas deve-se à falta de informações ou à dificuldade de obtê-las.

Por sua vez, no chão-de-fábrica depara-se com as seguintes dificuldades:

- atraso na produção devido a máquinas paradas pela não disposição de ferramentas;
- estoque obsoleto, perdido e/ou disperso pela fábrica;
- desconhecimento do local de armazenamento das ferramentas no almoxarifado e fora dele;
- estoque excessivo: ferramentas desnecessárias ou em duplicidade.

Um estudo realizado no Naval Aviation Depot (NADEP), nos Estados Unidos (Laviolette, 1994), mostrou que as maiores perdas em produtividade são resultantes da deficiência no gerenciamento de ferramentas, figura 1.

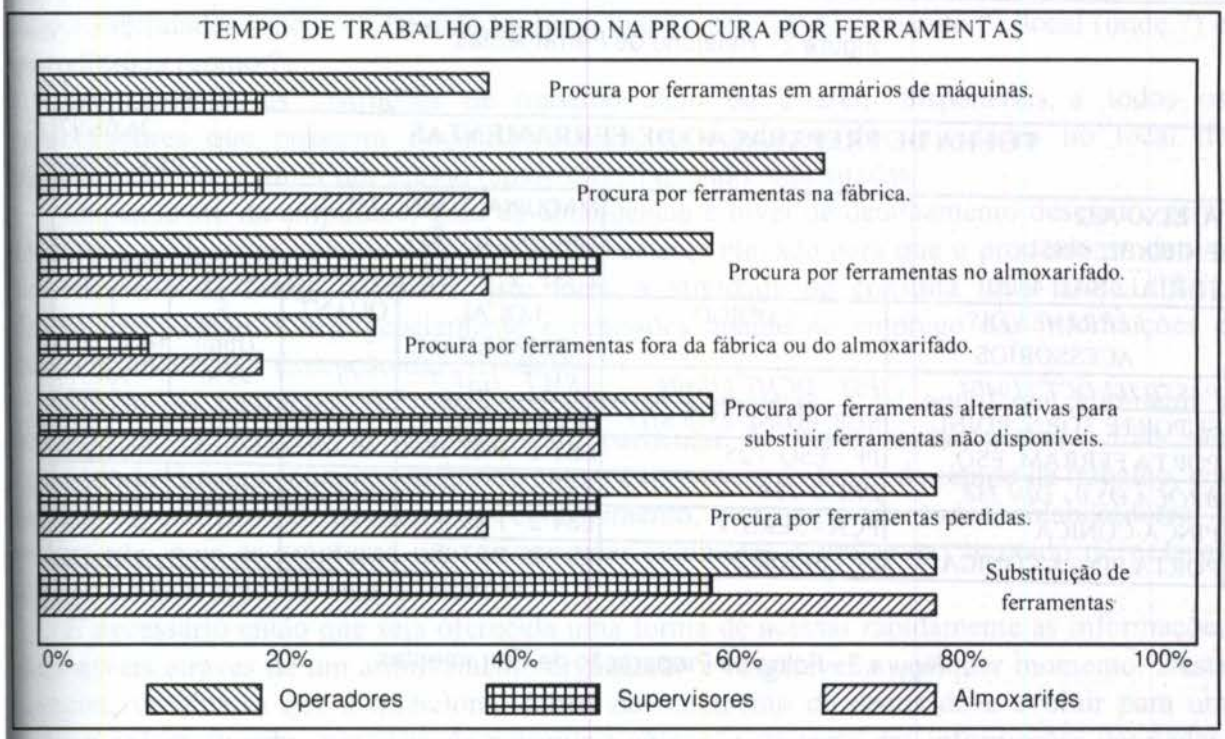


Figura 1 - Perdas de tempo de trabalho observadas no NADEP

Disto conclui-se que um sistema de gerenciamento de ferramentas deve ser capaz de:

- facilitar as atividades de aquisição e de controle de estoque, bem como monitorar o fluxo e a localização das ferramentas na fábrica, como ilustrado na figura 2;
- possibilitar a emissão de várias opções de relatórios, onde pode-se determinar os ítens de maior consumo e custo;
- reduzir o tempo ocioso da máquina e de "set-up", através da entrega no posto de trabalho da ferramenta correta, na quantidade necessária e na hora certa;
- reduzir o estoque com a eliminação dos itens obsoletos;
- facilitar o acesso, por parte das pessoas envolvidas no processo produtivo, à informações referentes as ferramentas agilizando a confecção dos processos de fabricação;
- gerar, armazenar e controlar folhas de preparação de ferramentas, figura 3, que serão enviadas ao almoxarifado e máquinas;
- reduzir/eliminar as compras urgentes de ferramentas;
- selecionar a melhor configuração de montagem da ferramenta;
- determinar os parâmetros de corte a partir de um banco de dados de usinagem.

RELATÓRIO DE FERRAMENTAS						26/08/97
ITEM: BROCA HELICOIDAL DIN338						
DENOMINAÇÃO	CÓDIGO	LOCAL ARMAZ.	PREÇO R$	QUANT. TOTAL	POSIÇÃO INTERM.	QUANT.
Broca Ø5,0 - DIN338	BRC-5-338	PRT15	4,50	20	MÁQ. 111	2
Broca Ø10,0 - DIN338	BRC-10-338	PRT16	11,30	12	MÁQ. 320 MÁQ. 215	1 2
Broca Ø13,0 - DIN338	BRC-13-338	PRT12	15,00	7		

Figura 2 - Relatório de Ferramentas

FOLHA DE PREPARAÇÃO DE FERRAMENTAS						26/08/97 REV. 02-97
PEÇA: EIXO A32 DESENHO: 32554851 MATERIAL: SAE 4320			MÁQUINA: TORNO M111 OPERAÇÃO: 30 DISP. FIXAÇÃO: PLACA 3 CASTANHAS			
T	*FERRAMENTAS* ACESSÓRIOS	CÓDIGO	LOCAL ARMAZENAM.	QUANT.	S (rpm)	F (mm/min.)
1	*PASTILHA DCT 110404*	*PST - DCMT 110404*	*ARM 1 - GAV 7*	*1*	*4350*	*160*
	SUPORTE TORN. PDJNL	SUP. PDJNL 2525 M11	ARM 3 - GAV 2	1		
	PORTA FERRAM. ESQ.	PF - ESQ. - 25	EST 1 - PRT 15	1		
2	*BROCA Ø5,0 - DIN 338*	*BRC-5-338*	*PRT 15*	*1*	*1500*	*60*
	PINÇA CÔNICA	PÇA - SÉRIE 2	EST 2 - PRT 4	1		
	PORTA PINÇA CÔNICA	PP - SÉRIE 2	EST 2 - PRT 3	1		

Figura 3 - Folha de Preparação de Ferramentas

Um dos aspectos mais importantes para informatizar a área de ferramentas é a organização/reorganização física, que deve ocorrer globalmente no chão-de-fábrica e concentradamente no almoxarifado de ferramentas (Boehs, 1996). É justamente nesta fase que são obtidos os maiores resultados quanto à racionalização na diversificação e quantidade de ferramentas existentes em estoque.

Este fato pode ser comprovado através do trabalho realizado na implantação de um sistema de gerenciamento de ferramentas em uma indústria nacional (Boehs *et al.*, 1994), onde foi possível reduzir em 1/3 do valor inicial o número de pastilhas de metal duro intercambiáveis mantidas em estoque.

Neste mesmo trabalho, pode-se constatar que as atividades de criação do banco de dados de usinagem e a disponibilidade de informações sobre todas as ferramentas existentes na empresa possibilitaram a otimização destas e dos dados de corte. Em uma aplicação específica foi possível reduzir o tempo de usinagem em 50%.

3. O GERENCIAMENTO DE FERRAMENTAS E SUA RELAÇÃO COM AS NORMAS ISO 9000

Caracterizando-o de uma maneira resumida, o elemento Controle de Processos das Normas ISO, família 9000, define como premissa básica, que as empresas devem garantir que todas as operações de produção que influenciam diretamente na qualidade do produto ou em componentes, ocorram sob condições controladas na forma e seqüência especificadas (NBR ISO 9004, 1994).

Por possuir um grau de abrangência elevado e complexo, sua estratégia de implementação deve ser criteriosamente planejada para a obtenção de êxito no controle da produção (Arnold, 1995). Ou seja, há a necessidade de identificar, documentar e monitorar características do processo, de modo a assegurar sua execução em conformidade ao especificado.

Uma das maneiras para obtenção do controle sobre as operações de produção é através do emprego de instruções de trabalho documentadas, as quais devem definir os métodos, equipamentos e meios adequados de produção. Deseja-se com isto estabelecer responsabilidades (quem ?), finalidades (para que ?), prioridades (quando ?), local (onde ?) e metodologia (como ?).

Logicamente, as instruções de trabalho além de estarem disponíveis a todos os colaboradores que possuem responsabilidades na condução das atividades no local de trabalho, devem permitir um acesso rápido e fácil quando requisitadas.

Dependendo da amplitude, grau de abrangência e nível de detalhamento desejado, gera-se, muitas vezes, um volume de documentos bastante elevado para que o processo produtivo seja descrito de forma adequada. Isto torna a atividade de consulta uma tarefa difícil, favorecendo então o negligenciamento e omissões quanto ao emprego das informações e dados orientativos à execução das atividades.

Porém, as instruções de trabalho devem ser completas, a tal ponto que eliminem a necessidade de recorrer ao conhecimento particular de determinadas pessoas. Elas são agregadoras do conhecimento adquirido com a experiência ao longo do tempo de trabalho, em tarefas específicas. O domínio do conhecimento, por parte de todos colaboradores é importante, pois as empresas não devem ficar submissas a um grupo limitado de pessoas quando da execução das suas atividades.

É necessário então que seja oferecida uma forma de acessar rapidamente as informações disponíveis através de um arquivamento organizado e resgatável a qualquer momento. Desta maneira, verifica-se que a tradicional forma de tratamento de dados deve evoluir para um sistema informatizado, que além de permitir a obtenção somente das informações desejadas, de maneira rápida e confiável, auxilie na eliminação de uma série de inconvenientes relativos ao controle de documentos.

Analisando-se somente os processos de fabricação que envolvem usinagem, observa-se que a correta seleção das ferramentas, dados de corte, máquinas adequadas e dispositivos de

fixação demandam um grande e precioso tempo, devido principalmente à dificuldade que possui o processista em manusear e reunir estas informações. Tais informações muitas vezes dispersas em catálogos, tabelas ou experiências anteriores devem ser selecionadas, agrupadas e analisadas para comprovar sua adequação e eficácia. Esta adequação é comprovada durante a usinagem de um determinado tipo de peça. Os efeitos destas dificuldades são invariavelmente sentidos na redução da produtividade, na qualidade obtida dos produtos e na motivação para o trabalho.

Sendo assim, o emprego de um sistema computacional especialista para o gerenciamento de ferramentas e congêneres deve assegurar que toda a informação relativa à atividade de fabricação, através de processos de usinagem, encontre-se disponível na forma de banco de dados como meio facilitador da busca e identificação da informação necessária.

Este sistema deve prover além do armazenamento das informações, interações entre os diferentes tipos de dados, de forma a possibilitar a obtenção de informações destinadas ao ambiente fabril, permitindo orientar e dinamizar a fabricação dos produtos.

A influência que um sistema especializado no gerenciamento de ferramentas exerce sobre a produção está fundamentada não somente na disponibilidade de informações centralizadas e rapidez nas consultas, mas também na confiabilidade que é proporcionada. A partir do momento em que se estabelece como padrão que somente dados fornecidos pelo sistema serão válidos, assegura-se a confiabilidade das informações.

Desta forma, o relacionamento do gerenciamento de ferramentas com o requisito controle de processos, exigido pela norma ISO em discussão, apresenta sua maior afinidade nos seguintes pontos:

- padronização das informações de ferramentas e dispositivos repassadas ao chão-de-fábrica. O controle adequado das ferramentas permite um acompanhamento técnico mais detalhado de vida útil, comportamento na usinagem de diferentes tipos de materiais e rendimentos conquistados;
- sistematização do uso de ferramentas e componentes a serem utilizados. Criam-se vínculos ou relacionamentos na fabricação de determinado tipo de peça que são recuperáveis quando da entrada na produção de novo lote ou tipo de peça. Aumenta-se também com isto a confiabilidade na fabricação dos novos lotes, pois toda a informação relativa ao ferramental utilizado anteriormente estará disponível, associada à peça em questão;
- seleção de ferramentas e componentes mais condizentes em função das máquinas, dados de corte e produto a ser fabricado;
- difusão de conhecimentos, através da disponibilidade das informações centralizadas. Ocorre um nivelamento dos conhecimentos dos colaboradores, pois toda a informação desejada ou necessária estará caracterizada no sistema, reduzindo-se que informações importantes fiquem associadas a algumas pessoas, geralmente com mais tempo de experiência profissional;
- redução do tempo de preparação de máquinas ("set-up") pela própria agilização no repasse das informações que o sistema permitirá;
- possibilidade de retro-alimentação, ou seja, correções e melhorias constantes nas ferramentas e dispositivos de fixação selecionados em função de determinado tipo de peça a ser produzida;

A filosofia de gerenciamento de ferramentas também apresenta uma correlação com o elemento controle de documentos, que pode ser entendida como uma sistemática adotada para evitar que informações inadequadas ou obsoletas circulem na empresa.

O principal documento gerado por um sistema gerenciador de ferramentas, com vistas ao atendimento dos requisitos da norma, consiste de um formulário relacionando quais ferramentas de corte e dispositivos serão utilizados na usinagem de determinado tipo de peça, em função de determinada máquina. Tal documento permite que o almoxarife busque no local de armazenagem indicado a ferramenta e os acessórios selecionados, executando sua montagem conforme o especificado, figura 3. Finalizada esta etapa, as ferramentas já montadas são enviadas à máquina onde, de acordo com o indicado, serão alocadas no magazine previamente escolhido.

Analisando o fluxo das informações, constata-se que ocorre uma obediência ao que foi descrito no documento gerado, podendo ser interpretado como uma instrução de trabalho que orienta as atividades de chão-de-fábrica.

Portanto, a adoção deste documento emitido pelo sistema como padrão, garante além da confiabilidade das informações descritas, a segurança quanto à ocorrência de cópias em duplicidade geradas por fontes diferentes.

Como verificado, o relacionamento de um sistema gerenciador de ferramentas aos requisitos de conformidade colocados com a adoção das normas NBR ISO 9000 permite a união da ordenação no tratamento das informações a respeito de ferramentas e congêneres aos critérios de controle e distribuição de dados para o chão-de-fábrica. Obtém-se com isto ganhos em termos de produtividade e qualidade pela razão da disponibilidade das informações corretas, com os meios indicados, no momento desejado e com a segurança necessária.

4. CONCLUSÕES

As características atuais de mercado impõe às empresas a necessidade de reorganização de seu processo produtivo, visando a redução de custos, aumento da eficiência e incremento na qualidade. Neste âmbito, várias podem ser as atividades, porém, ainda são poucas as empresas que analisam seus gastos com ferramentas e os possíveis danos que a ausência de administração destes meios de produção causam no ambiente fabril.

A análise sobre a necessidade de adoção de uma filosofia de gerenciamento de ferramentas nas indústrias não deve basear-se somente no aspecto custo interno. Deve-se analisar também as possíveis conseqüências que ausência de um eficiente sistema de gestão pode ocasionar aos clientes, acionistas e colaboradores.

Por outro lado, é evidente que um sistema gerenciador de ferramentas não irá resolver todas as deficiências existentes nas empresas. Como qualquer programa ou filosofia a ser adotada, existem critérios e metodologias que devem ser seguidos para a utilização de todos os recursos com vistas a maximização das vantagens. O relacionamento de um sistema gerenciador de ferramentas com alguns requisitos da norma NBR ISO 9000 visa isto. Ou seja, aproveitar o potencial técnico e os recursos que um sistema de gerenciamento de ferramentas agrega à produção para efetuar as mudanças e reordenação na sistemática de trabalho que a implantação de um sistema da qualidade requer.

Conforme visto, pode-se vincular certas características administrativas da filosofia do gerenciamento de ferramentas ao fator organizacional que a implantação de um sistema da qualidade proporciona para a empresa. O resultado disto pode ser constatado através de controles de produção mais confiáveis que orientem a empresa não somente na redução de custos, mas também no aumento de produtividade, sem desprezar o fator qualidade.

5 - REFERÊNCIAS

Arnold, K.L. *Guia Gerencial Para a ISO 9000*, Editora Campus, Rio de Janeiro, 1995.

Boehs, L. *Apostila Curso Automação Industrial Para a Produtividade e Competitividade*, UFSC, Florianópolis, 1996.

Boehs, L., Morais, L. *Ferramentas de Usinagem - Uma Nova Técnica de Gerenciamento.* Mundo Mecânico, vol. 108, pp. 16-22, 1988.

Boehs, L., Bachmann, R., Stevan, M. S. *Gerenciamento de Ferramentas de Usinagem: Um Trabalho de Cooperação Universidade/Empresa*, Anais do III Workshop CIMIS.net - Distributed Information System, Florianópolis, p.60-64, 1994.

Boogert, R. M. *Tool Management in Computer Aided Process Planning*, Tese de Doutorado, University of Twent, Borne, Netherlands, 1994.

Laviolette, B. *Tool Management Seen as Source of Cost Savings*, American Machinist, pp. 29-30, 1994.

Mason, F. *Cutting Tools for the 90s*. American Machinist, vol. 135, pp. 43-48, 1991.

Milberg, F., Schrüfer, N., Zipper, B. *Aspekte des Einsatzes zentraler Werkzeugverwaltungssysteme*. WT Werkstattechnik, vol. 80, pp. 497-501, 1990.

Normas NBR ISO 9004, 1994

Storr, A, Ordenewitz, R. *Integriert Datenhaltung für die betriebsweite Werkzeugorganization.* ZWT, vol. 87, pp. 47-50, 1992.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1047

VALIDAÇÃO DE NOVOS MODELOS DE GERENCIAMENTO DE CHÃO DE FÁBRICA ATRAVÉS DE FERRAMENTAS DE SIMULAÇÃO

/ VALIDATION OF NEW SHOP FLOOR MANAGEMENT MODELS BY SIMULATION TOOLS

HERMAN A. LEPIKSON[1], ABELARDO A. QUEIROZ[2] & FÁBIO SOARES[2]
[1] *Departamento de Engenharia Mecânica, UFBA - E-mail: hal@grucon.ufsc.br*
[2] *Departamento de Engenharia Mecânica/GRUCON, UFSC - E-mail: pps@grucon.ufsc.br*
Campus UFSC Trindade, 88040-970 Florianópolis, SC

Abstract

Manufacturing companies face nowadays the problem of exponential growth of complexity in their market relations associated with the costumer changing expectations. Nevertheless, if this situation imposes new threats, it also brings new opportunities, by the introduction of new manufacturing organization models. However, the risks involved in introducing these models are very high, due to the radical changes involved. New simulation tools open the opportunity to test new solutions with low risk and low investment. This paper describes the SOMA, an organic and autonomous manufacturing system with some innovating characteristics, based on distributed and autonomy concepts. Following, it is discussed the modeling approach, supported by dynamic simulation tools. The results allow to foresee and evaluate the system potential for small batch production, with good flexibility and reliability.

Keywords

manufatura autônoma, chão de fábrica, simulação, modelagem
autonomous manufacturing, shop floor, simulation, modeling.

1. INTRODUÇÃO

A indústria de manufatura está atualmente passando por uma profunda transformação em suas estruturas e paradigmas. Trata-se de um processo que pode ser ainda incerto quanto à sua direção mas certamente inexorável quanto às perspectivas dos seus efeitos profundos e abrangentes, que afetarão permanentemente todas as empresas que sobreviverem ao processo (Charney, 1991). É, sem dúvida, uma realidade perturbadora que as empresas têm que enfrentar, principalmente pelo fato de que não têm elementos balizadores para orientar suas estratégias no caminho da mudança.

É interessante observar que, se esse processo traz novas ameaças, traz também novas oportunidades. Entre as ameaças, certamente se destacam o crescimento exponencial da complexidade das relações das empresas com seus mercados, bem como a dificuldade de se entender as mutações dos desejos e expectativas dos clientes. Por outro lado, entre as oportunidades, há de se destacar a qualidade dos recursos técnicos e humanos hoje disponíveis. Eles ensejam um potencial enorme para alavancagem de novos produtos e

3454

processos para atendimento dos atuais e novos mercados de forma efetiva (Clark, Wheelwright, 1993).

Não é por outra razão que as modernas técnicas de gerenciamento e de planejamento da manufatura procuram tirar máximo proveito desses recursos visando rápida adaptação às condições mutantes do mercado.

Entretanto, à medida em que esses novos sistemas de gerenciamento se mostram mais ousados e inovadores, maiores são os gastos e os riscos envolvidos em função das mudanças radicais que impõem. Isso acaba por fazer com que as empresas venham a resistir ao emprego dos novos sistemas ou então não o fazem adequadamente.

O advento de um novo recurso técnico, as ferramentas de simulação de processos discretos e estocásticos, permitiu ousar-se em novas soluções sem necessidade de incorrer em grandes riscos e incertezas para avaliação da sua exequibilidade técnica e econômica.

O uso correto das novas ferramentas de simulação permite comprovar, por exemplo, a capabilidade de sistemas de gerenciamento de chão de fábrica, avaliando seus pontos fortes, suas falhas, seu desempenho geral e comparando-os com os sistemas já existentes, sem ter que se investir *a priori* em novas plantas, equipamentos ou leiautes. Além disso, pode-se conseguir animações gráficas que tornam mais fácil a visualização e interpretação de todas as etapas do processo. Consegue, assim, antecipar os problemas e trabalhar as melhores soluções em um ambiente virtual antes de replicá-lo no real.

Este trabalho trata da modelagem do SOMA - Sistema Orgânico de Manufatura Autônoma, um sistema de gerenciamento de chão de fábrica baseado em conceitos de autonomia e distribuição, apoiado em mecanismos de negociação para coordenação dos relacionamentos entre as Unidades Autônomas nas quais a fábrica é dividida.

2. CARACTERÍSTICAS DO SOMA

O **SOMA,** está situado entre o modo tradicional e hierárquico de pensar a manufatura e as novas pesquisas para conceitos completamente descentralizados. (veja-se, por exemplo, Mathews, 1995, Tharumarajah, 1996, Ueda, 1994, Warnecke,1993, ou então os trabalhos mais específicos de modelos de manufatura totalmente reativos, como os de Lin e Solberg, 1993).

Comparado com a organização tradicional hierárquica (que pode ser vislumbrada na figura 1), a abordagem do **SOMA** quebra com os tradicionais paradigmas da manufatura sem, contudo, agredir a sua organicidade.

A arquitetura básica do **SOMA** é baseada em dois tipos de Unidades Autônomas: A Unidade Autônoma de Negociação (UAN) e a Unidade Autônoma de Produção (UAP). À estes acrescentamos ainda um terceiro tipo, a Unidade Autônoma de Serviço (UAS) que funciona exatamente igual a uma UAP, mas que não está ligada diretamente ao fluxo mestre das produção. A relação entre as unidades se dá por serviços básicos do tipo solicitação/entrega. Como já foi dito, as relações entres as UAs são baseadas em mecanismos de negociação. O controle e o gerenciamento do sistema são baseados num sistema de penalidade e recompensa.

As características principais do SOMA são:

- agregação de planejamento e execução em unidades independentes;
- controle e gerenciamento descentralizado, apoiado principalmente em estratégias de negociação;
- organização por processos (processo de manufatura, processo de manutenção, etc.).
- sistema altamente modular, baseado em unidades autônomas que possuem relacionamentos fracos entre si, com controle do sistema assíncrono e totalmente

distribuído, com construção orientada a objetos;
- sistema baseado em mecanismos de preços e em uma função objetivo que o representa;
- gerenciamento interno de cada UA encapsulado e transparente para o mundo externo;
- 3 níveis de relacionamento (parceiros, alternativos e terceiros), de acordo com o envolvimento no desenvolvimento do produto e na rotina de produção;
- 3 tipos de UAs: de negócio (UAN), de produção (UAP) e de serviço (UAS);
- capacidade dinâmica de reconfiguração e expansão
- avaliação de desempenho baseada em mecanismos de premiação/penalização.

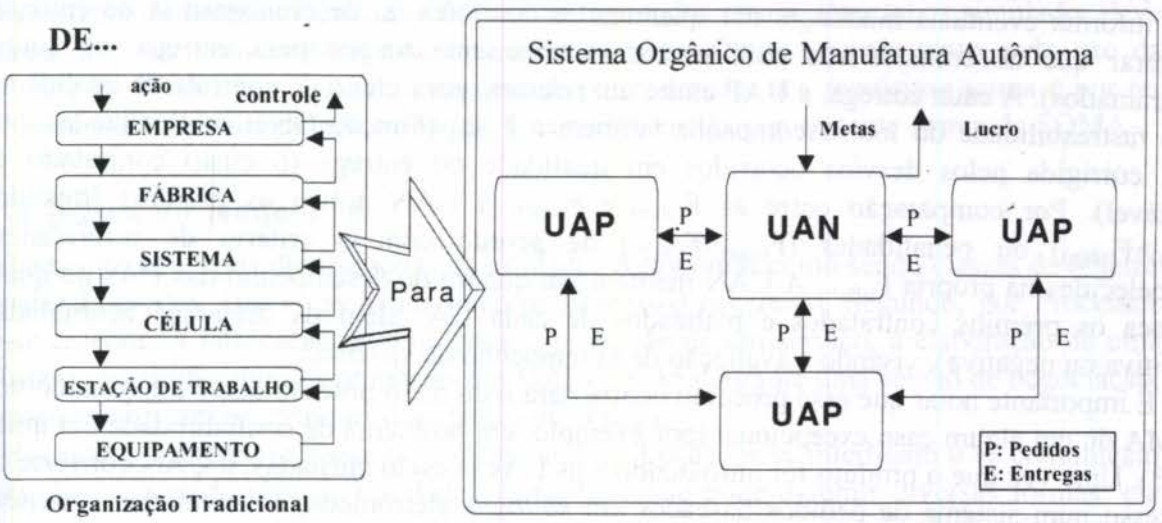


Figura 1: Comparação entre a abordagem tradicional e a do SOMA.

2.1 O modelo de negociação

O processo se inicia quando uma UAN recebe uma consulta para fabricação de determinado produto, acompanhado das suas especificações e de desenhos detalhados. Acompanha também o valor do prêmio (P) que o contratante está disposto a pagar.

A UAN desdobra então a consulta e respectivas especificações e prêmios nos seus diversos componentes e serviços. Após uma consulta à lista de UAPs (ou UASs, se for o caso) capazes de produzirem cada um dos componentes ou serviços, ela emite Chamadas de Proposta incluindo as especificações, planos de processo, prazo para resposta e prêmios que ela está disposta a pagar. Os prêmios são representados por uma função-objetivo $F_{(obj)}$ desejada.

As UAPs então analisam as chamadas e preparam suas propostas. Alternativamente podem declinar de responder às chamadas se considerarem que já estão sobrecarregadas (através de uma resposta formal neste sentido). O ciclo de negociação se repete a partir das UAs candidatas, já que elas precisam cotar os serviços e materiais necessários para a montagem da proposta. Em geral esse processo é simplificado, uma vez que as UAs são especializadas em competências específicas e já possuem um bom domínio do seu universo de fornecedores.

As UANs encerram o processo de chamada após receber as respostas de todas as UAs ou se cumprir o prazo estipulado. Outro aspecto importante, que é uma característica do modelo: novas Chamadas de Proposta ocorrem apenas após encerrado o processo da chamada corrente. Esse detalhe é importante para assegurar à UAN um critério mínimo de prioridade (já que só

ela enxerga o conjunto do produto) e para evitar situações de descontrole (caos de gerenciamento). A resposta afirmativa é feita através de uma $F_{(objp)}$ (Função Objetivo Proposta) que é enviada na resposta à UAN.

A UAN seleciona a proposta vencedora pela avaliação das $F_{(objp)}$. Ganha aquela que mais se aproximar da $F_{(objd)}$ (Função Objetivo Desejada), já que ultrapassá-la é difícil. Em caso de eventual empate, a UAN avalia e escolhe o proponente de acordo com um critério heurístico.

A confirmação é feita à UAP ou UAS vencedora e às demais proponentes. Confirmando o contrato, o processo agora se desdobra a partir da UAP (ou UAS). A produção é acompanhada, quando necessário, pela UAN através de relatórios periódicos. A UAN, por sua vez, informa eventuais mudanças nas quantidades dos lotes ou de cronogramas de entrega (lembrar que os contatos são para prazos relativamente longos para entrega em lotes programados). A cada entrega, a UAP emite um relatório para efeito de controle da qualidade e de rastreabilidade do lote. Acompanha também a $F_{(objr)}$ (Função Objetivo Realizada), ou seja, corrigida pelos desvios ocorridos em qualidade ou entrega (o custo contratado é imutável). Por comparação entre as $F_{(objp)}$ e $F_{(objr)}$, a UAN aplica os prêmios (quando $F_{(objr)}>F_{(objp)}$) ou penalidades ($F_{(objr)}<F_{(objp)}$) de acordo com o critério de prioridades estabelecidos na própria $F_{(obj)}$.. A UAN mantém um quadro de desempenho das UAs no qual destaca os prêmios contratados e realizados de cada UA, além da diferença acumulada (positiva ou negativa), visando a avaliação de desempenho do sistema.

É importante notar que esse processo ocorre para todo novo produto que é introduzido no SOMA ou em algum caso excepcional (por exemplo, um problema de confiabilidade em uma UAP). Uma vez que o produto foi introduzido e as UAs já estão ajustadas, a UAN converte o processo num sistema de pedidos baseados em *kanbans* eletrônicos, ao invés dos convites iniciais. As UAPs irão então tentar melhorar sua posição no *ranking*, e, como conseqüência, sua recompensa. Melhoramento na produtividade traz um aumento na capacidade e um novo interesse em aplicá-la através da procura por novas chamadas de consulta. Por outro lado, UAs que estão mal no *ranking* irão merecer uma atenção especial porque elas irão, provavelmente, enquadrar-se em uma destas três situações:

- elas estão sobrecarregadas, o que é uma oportunidade para melhoria ou duplicação;
- elas são ineficientes (oportunidade para aperfeiçoamento);
- elas estão freqüentemente livres (oportunidade para desativação).

Este conceito traz também outras características interessantes:

- estímulo a uma reação rápida do sistema quando uma ordem urgente (ou oportunidade especial) chega ao SOMA, pelo simples recurso de aumentar as recompensas e penalidades de acordo com a necessidade;
- é baseado em características padronizadas e altamente modularizadas, que permite, por exemplo, uma UAP usar a mesma abordagem para procurar por parceiros para complementarem seus recursos ou competências para competirem por novo produto;
- ele unifica a maior parte dos cuidados de produtividade e simplifica enormemente o sistema de gerenciamento.

3. MODELAGEM POR SIMULAÇÃO

Na ultima década tivemos um grande avanço na área da simulação, tanto pela grande variedade e ferramentas disponíveis no mercado como pela melhora constante das mesmas. Esse avanço, em geral, ocorreu em dois fatores principais. Primeiro os softwares de simulação convergiram para formatos similares, baseados em linguagem própria que permite ao usuário adaptar melhor o software para seus objetivos específicos. Segundo, houve uma adequação

das ferramentas de simulação às necessidades das indústrias, comunicando em sua própria linguagem, otimizando as sub-rotinas mais comuns e apresentando interfaces, inclusive gráficas, já pré-configuradas. Porém, ao assim faze-lo, essas ferramentas se basearam nos modelos de gerenciamento e de leiaute já existentes deixando pouco espaço para modelos que não contenham essas características tradicionais ou que inovem na forma de gerenciamento, como é o caso do SOMA.

A modelagem do SOMA exigia que a ferramenta a ser utilizada tivesse o formato de software de simulação, porém com uma linguagem embutida (para construção dos modelos, e rotinas que lhes são específicas) e que fosse flexível o suficiente para suportar a modelagem de um sistema de gerenciamento que fugisse às regras dos atuais. Para tal, o simulador deve ser capaz de lidar com eventos discretos e estocásticos. Optou-se, para tanto, pelo uso da ferramenta ProModel por conseguir, em grande parte, atender aos requisitos acima e por ter uma lógica construtiva orientada a objetos, uma característica convergente com a do SOMA.

3.1 A lógica do modelo

Primeiramente considera-se todas as Unidades Autônomas como sendo classes de objetos chamadas Locações, isto é, os locais onde os processos ocorrerão. Segundo, por Processos pode-se entender a fabricação de uma peça, a prestação de um serviço, a elaboração de uma proposta ou a seleção entre as propostas das UAPs e UASs durante uma sessão de negociação. Processos modificam os atributos das classes de objetos.

Há, ainda, um terceiro conceito fundamental: as Locações se interligam e se comunicam através das classes de objetos Entidades. Uma Entidade pode assumir diversas formas: ela pode ser um contrato para fabricação de uma peça ou a própria peça em si. A Entidade será o objeto do Processo a ser realizado em uma Locação, onde também encontrará Regras de Rota, que determinarão para onde a entidade deve se dirigir após terminado o Processo na atual Locação, podendo seu destino ser outra Locação ou a saída do sistema (finalização da tarefa).

O modelo prevê ainda algumas Locações e Entidades com o objetivo de auxiliar a simulação tornando-a o mais realista possível (é o caso, por exemplo, da Locação "Cérebro" que auxilia, e de certa forma integra, a UAN na tomada de decisões). Outro recurso oferecido pela ferramenta é o de geração de Sub-rotinas (em linguagem de programação similar ao C) e manipulação de variáveis (numéricas apenas, uma vez que a ferramenta não oferece a possibilidade de manipulação de caracteres como variáveis).

4. A CONSTRUÇÃO DO MODELO: ESTUDO DE CASO

Como estudo de caso, pega-se o exemplo de um SOMA formado para fabricação de famílias de redutores. A figura 2 apresenta uma idéia do fluxo previsto nesse caso.

Um pedido de fabricação de um determinado tipo de redutor chega à UAN (①). Ela estuda o pedido e avalia suas prioridades, estipulando os três fatores básicos da $F_{(obj)}$ (o prazo de entrega dos lotes de peças, o custo o qual a UAN esta disposta a pagar pelos lotes e a qualidade de cada característica das peças, denominadas Parâmetros de Qualidade).

A UAN estipula, nesse processo, quais serviços se farão necessários e consulta um quadro de ocupação das UAPs para saber quais estão disponíveis para o serviço. Tem-se um SOMA constituído de uma UAN e dezesseis UAPs (denominadas de UAP1 a UAP16) que podem prestar os serviços requeridos por esta UAN para produzir este novo produto.

A UAN avalia, dessa forma, quais componentes se farão necessários para fabricação do redutor e quais UAPs podem vir a fabricar cada um deles. O processo se segue com a UAN enviando Chamadas de Proposta às UAPs disponíveis de acordo com suas competências

(②). No exemplo, a UAN identifica ser necessária a fabricação de seis peças para a construção do redutor e envia chamadas para a fabricação dos itens. Os demais itens serão comprados de terceiros. É importante observar que UAPs podem concorrer à fabricação de mais de um item (por exemplo, UAPs que podem fabricar tanto a Carcaça Superior quanto a Carcaça Inferior, ou então flanges e tampas do redutor).

Usando como exemplo a Chamada de Proposta da carcaça inferior, a UAN identifica nove parâmetros de qualidade, aos quais ela atribuirá pesos conforme a tabela 1 abaixo:

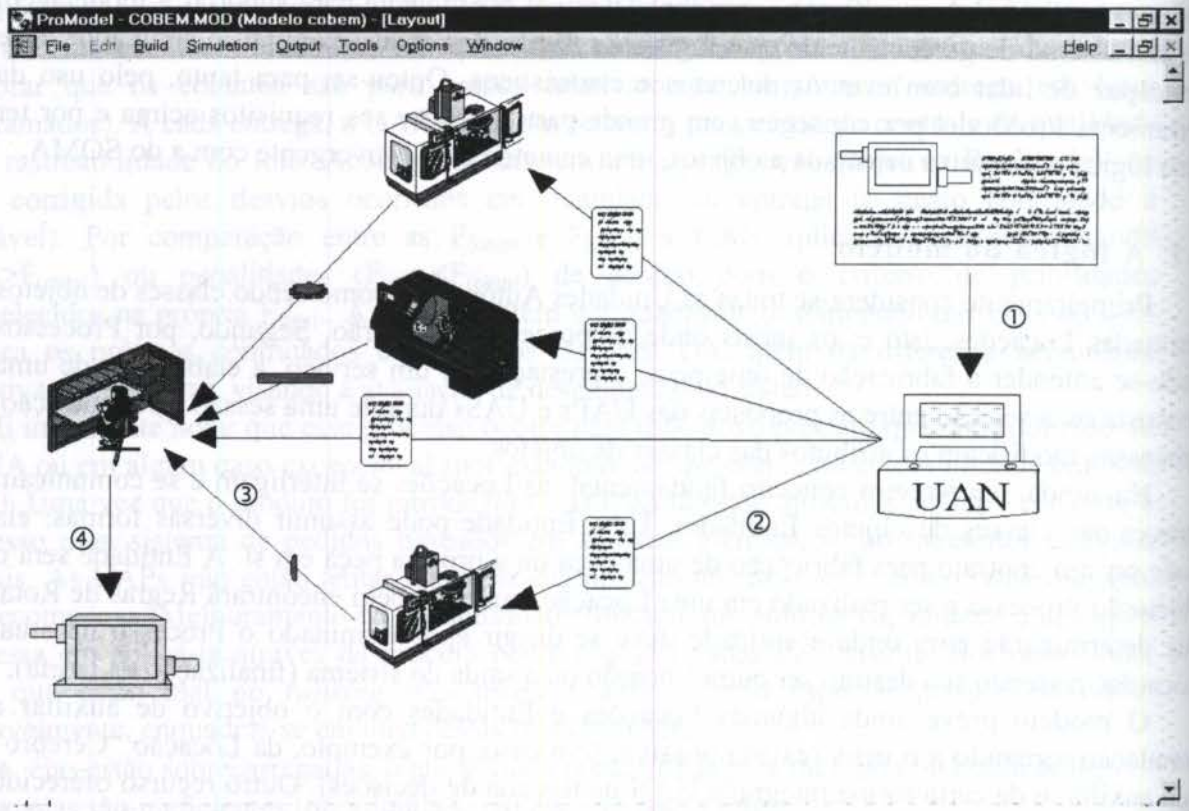


Figura 2: Exemplo de um SOMA para fabricação de redutores de eixos paralelos.

Tabela 1: Exemplo de parâmetros de qualidade para chamada de proposta.

Item	Elementos	Parâmetros de Qualidade	Peso Absoluto	Valor Proposto
Carcaça Superior	sedes do mancal	tolerância do diâmetro T1	75	75 x 27
		tolerância da posição P1	85	85 x 27
		concentricidade P2	90	90 x 9
	furos da carcaça	tolerância rosca T2	35	35 x 27
		tolerância da posição P3	60	60 x 9
	furos dos mancais e dos flanges	tolerância da rosca T3	30	30 x 27
		tolerância da posição P4	40	40 x 27
	faces de assentamento	planeza A1	80	80 x 9
		acabamento A2	45	45 x 27
		Total =	540	
		Valor Objetivo (27 x Total) =	14.580	10.440

Cada parâmetro é especificado em detalhes na folha de processo que acompanha a chamada de proposta. O Valor Objetivo é obtido pela multiplicação do total da soma dos

pesos dos parâmetros por 27, máximo alcançável por uma UAP (tabela 2). Também são estipulados os valores objetivo para custo (preço de venda da UAP que a UAN está disposta a pagar) e prazo de entrega (tabela 3).

Como primeiro passo para formulação de proposta, cada UAP atribui valores a serem multiplicados ao peso de cada parâmetro de acordo com a sua capabilidade para atender à exigências de qualidade solicitadas, conforme a tabela 2. Caso a UAP não tenha condições de atender ao parâmetro ela preenche com o valor zero (não atende).

Tabela 2 - Valores de Capabilidade aplicados aos parâmetros de qualidade.

Total	27
Grande Parte	9
Parcial	3
Não atende	0

Tabela 3 - Valores objetivo para preço de venda (custo) e prazo de entrega.

	Valor base	Prioridade	Total
Custo	148	1	148
Prazo	5	1	5

Como próxima etapa, as UAPs calculam um preço viável de executar com lucro e um prazo para fabricação que se aproximem ao máximo do prazo ótimo. Estes três fatores, dessa forma Qualidade Q_p, Custo C_p e Prazo T_p, formarão a Função Objetivo proposta (F_{objp}), onde:

$$F_{objp} = P_p = K_e (K_Q.Q_p + K_C.C_p + K_T.T_p) \quad (1)$$

Os parâmetros de prioridade K_i definem importâncias atribuídas a cada um dos fatores e ao item em si, de acordo com as restrições técnicas e comerciais que são impostas na chamada de proposta. Recebendo as propostas, a UAN começa então a análise das F_{objp} levando em conta heurísticas de análise relativas à qualidade e fórmulas específicas de representação de cada um. Uma vez definida a UAP vencedora, a UAN envia uma mensagem confirmatória de contrato e tem início a fabricação das peças. Quando da entrega de cada lote, cada UAP ou UAS contratada preenche um quadro de valores realizados (somente dos parâmetros da qualidade e do prazo, uma vez que o custo só pode ser alterado por renegociação) e o envia à UAN. Este quadro tem tripla função:

- documento de controle para efeito de rastreabilidade de produto (complementado por cartas de CEP ou relatórios CQ detalhados, quando necessário);
- documento base para aplicação dos prêmios ou penalidades relativos a Q, já que estes são definidos pela relação entre a Função Proposta e a Função Realizada;
- alimentação da base de dados do SOMA com o desempenho atual de cada UA para montagem de um *ranking* e intervenção global no sistema para otimização.

A figura 3 apresenta um quadro síntese para o exemplo do redutor.

5. CONCLUSÃO

A simulação mostrou ser uma excelente ferramenta para experimentação de sistemas de chão de fábrica cujas características inéditas trazem um certo grau de desconhecimento em relação ao seu comportamento, bem como riscos elevados para comprovação com modelos reais. Através do uso de um modelo preparado cuidadosamente foi possível testar as características do SOMA e verificar seu desempenho e flexibilidade frente aos modelos tradicionais de gerenciamento do chão de fábrica. O SOMA promete ser uma alternativa

interessante para sistemas de manufatura que precisem se reconfigurar dinamicamente sem perder em eficácia.

O uso das ferramentas de simulação permitiu consolidar informações que, de outra forma, seriam impossíveis de serem obtidas. Abre-se, assim, uma grande área a ser estudada englobando simuladores com interfaces voltadas à modelagem de sistemas de gerenciamento inéditos e à elaboração de métodos comparativos e avaliativos destes sistemas como alternativa aos modelos convencionais de gerenciamento.

		Valor Proposto				Valor Realizado			
Componente	UAP fabricante	Qualidade	Custo	Tempo	Total	Qualidade	Tempo	Total	Prêmio
Carcaça Superior	UAP3	79.63	129.6	100	309.22	89.1	96	314.69	0.0177
Carcaça Inferior	UAP1	79.63	91.89	100	271.52	89.1	96	276.99	0.0201
Eixos	UAP8	91.67	109.4	100	301.04	55.8	100	272.47	-0.0949
Rodas Dentadas	UAP11	70.78	99.17	100	269.95	77.85	96	278.20	0.0306
Tampas de Mancais	UAP16	78.38	109.1	100	287.47	35.55	100	244.64	-0.1490
Flanges	UAP16	88.73	115.8	100	304.52	62.55	96	274.34	-0.0991

Figura 3 - Resultado da fabricação de um lote de redutor de eixos paralelos.

6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

CHARNEY, C. *Time to Market: Producing Product Lead Time*. SME- Society of Manufacturing Engineers, 276 p., 1991

CLARK, K.B.; WHEELWRIGHT, S.C.- *Managing New Product and Process Development*. Free Press (Mcmillan), New York, 896 p., 1993

IWATA, K. ONOSATO, M. Random Manufacturing System: A New Concept of Manufacturing Systems for Production to Order, *Annals of the CIRP*, **43**(1), pp.379-383, 1994

MATHEWS, J. Organizational Foundations of Intelligent Manufacturing Systems - The Holonic Viewpoint, *Computer Integrated manufacturing Systems*, **8** (4) pp.237-43, 1995.

THARUMARAJAH, A. WELLS, A.J. NEMES, L. Comparison of the Bionic, Fractal and Holonic Manufacturing System Concepts, *International Journal of Computer Integrated Manufacturing*, **9** (3), pp. 217-26, 1996.

UEDA, K. Biological-Oriented Paradigm for Artifactual Systems, *Japan-USA Symposium on Flexible Automation- A Pacific Rim Conference*, pp. 1263-66, July 11-18, 1994.

WARNECKE, H.-J. *The Fractal Company,* Springer-Verlag, Berlin, 1993.

UNESP COBEM 97

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1048

MÉTODO DE AVALIAÇÃO DE MÃO-DE-OBRA PARA A SOLDAGEM BASEADO EM ANÁLISE COMPUTACIONAL/ *A METHOD TO EVALUATE WORKMANSHIP IN WELDING BASED ON COMPUTATIONAL ANALYSIS*

SEBASTIÃO CARLOS DA COSTA
Escola Federal de Engenharia de ItajubáEFEI/IEM/DPR
CEP 37.500-000 - Itajubá - Brasil - E-mail: Costa@iem.efei.rmg.br

Abstract

This work describes a methodology based on a data acquisition system used as a tool for the performance analysis of welders based on the evaluation of the voltage and current behaviour acquired during experimental welding. The signals filtered by the use of Fast Fourier Transform and standard deviations analysis of the signal processed grant a quick evaluation about the skill of welders. To evaluate the methodology a series of tests performed by an authomatic machine and a welder was compared. The results shows the superiority of the authomatic welding, as expected. As a consequence of this study, the methodology described can be an effective method for the approval of welders in a procedure qualification requirement or as an alternative procedure for welders training system to be used in shop floors.

Keywords

Welding, Data Acquisition, Fast Fourier Transform, FFT, Transformadas Rápidas de Fourier, Soldagem

1. INTRODUÇÃO

A evolução da tecnologia tem conduzido necessariamente a uma maior utilização de computadores dentro da indústria de soldagem como destaca Gustafson (1993) e Irwing (1993). Segundo estes autores, o avanço industrial tem mostrado a necessidade de implementar a flexibilidade dos sistemas atuais, além da exigência de se investir no desenvolvimento de sistemas (hardware e software) voltados para a melhoria da competitividade da indústria de soldagem.

O interesse pelo desenvolvimento de sistemas de aquisição de dados via computador tem evoluído nos últimos tempos, principalmente na última década, permitindo com isto um melhor controle dos processos de soldagem. Paralelamente, técnicas matemáticas importantes tem sido utilizadas no tratamento e processamento de sinais captados, como é o caso por exemplo das Transformadas Rápidas de Fourier (FFT - Fast Fourier Transform) e controle estatístico do processo (SPC). Isto tem permitido ampliar a faixa de análise de parâmetros de soldagem in-loco, o que não se observava até então, como ressalta Chawla (1992).

Na busca da competitividade industrial na área de soldagem e mais especificamente, na melhoria da qualidade dos serviços a serem prestados por indústrias neste setor, há a

3462

necessidade, em um primeiro momento, de se proceder ao treinamento e qualificação de mão-de-obra especializada. A preparação de soldadores é uma etapa demorada dentro do processo de credenciamento destas empresas, passando por uma fase exaustiva de treinamento até o momento de sua qualificação por um órgão competente. Tal procedimento de treinamento obedece métodos particulares exaustivos, cujas avaliações baseiam-se muitas vezes na análise do formato do cordão de solda produzido, no comportamento visual do arco de soldagem, nas propriedades mecânicas dos mesmos entre outros. Observa-se entretanto que, normalmente nestes procedimentos, não se empregam registros sistemáticos dos parâmetros de soldagem utilizados, como por exemplo, corrente e tensão de soldagem, bem como uma avaliação mais profunda dos mesmos no que concerne ao comportamento do soldador. Sob este aspecto, a utilização de computadores pode vir a ser uma ferramenta importante no monitoramento das condições verificadas durante a soldagem.

O monitoramento de parâmetros de soldagem é uma ferramenta poderosa no sentido de se acompanhar o comportamento da soldagem, os quais podem ser traduzidos em função do registro das variações de tensão e corrente de soldagem ao longo do tempo. O conhecimento destes parâmetros, e mais especificamente, da tensão de soldagem, gera em consequencia o questionamento se tal sistemática não poderia ser utilizado no sentido de monitorar testes de soldadores, quer seja em uma fase de treinamento quer seja em uma fase de qualificação?.

Tal questão será abordada neste trabalho onde se procura descrever a utilização de um sistema de aquisição de dados como uma ferramenta para a análise do desempenho de soldadores através da avaliação do comportamento da tensão de soldagem obtida durante soldagens experimentais. Filtragens dos sinais através de transformadas rápidas de Fourier e posteriores análises baseadas nos desvios padrões tem mostrado a possibilidade de observar com rapidez o comportamento e habilidade de soldadores se constituindo, assim, em um método efetivo para a sua avaliação dentro da fase de treinamento e até mesmo, dentro de um procedimento para sua qualificação. Para comprovar tal metodologia de análise, foram ainda comparados testes realizados por uma máquina automática e por um soldador.

2. BANCO DE TESTES

Com a finalidade de se monitorar os parâmetros de soldagem foi desenvolvido um banco de ensaio, no qual um soldador a ser analisado realiza soldagens experimentais para posteriores avaliações. Este banco de testes é constituído de um sistema de aquisição de dados, uma fonte de soldagem e controles específicos, conforme mostra a **figura 1**. O sistema de aquisição de dados desenvolvido por Benito (1995) mostra que as variáveis que realmente devem ser sensoreadas na soldagem são a tensão e corrente. Para seu registro, o sistema de aquisição foi conectado a um divisor resistivo que transformará a tensão a ser medida (na faixa de 20 a 70 V) em uma tensão menor que os 5 volts permitidos na entrada do conversor AD (analógico para digital). Além disso o sinal vindo do divisor resistivo também passará por um amplificador diferencial com a finalidade de rejeitar ruídos e acondicionar o sinal. Para se medir a corrente de soldagem foi utilizado um sensor por efeito Hall além de um amplificador diferencial por sua característica de alta rejeição a ruídos. Essa característica é indispensável no ambiente industrial que costuma ser muito poluído por ruídos e interferências eletromagnéticas.

O sistema desenvolvido e denominado "Arc-Mate" permite ainda a aquisição de até 8 canais e possui ferramentas de análises estatísticas das variáveis como por exemplo os desvios padrões das variáveis estudadas, um gerador de FFT e filtros digitais que permite realizar atenuações de ruídos externos, caso porventura venham a afetar a soldagem.

A utilização da técnica FFT permite decompor um sinal amostrado em suas componentes harmônicas, isto é, senóides e cossenóides de diversas frequências. Feita esta decomposição

podemos então através do espectro de frequências do sinal amostrado proceder a avaliação dos sinais elétricos no domínio da frequência. A técnica FFT permite a implementação de filtros digitais para a posterior anulação das frequências indesejáveis e aplicação da transformada inversa para a reconstituição do sinal no tempo (Brigham). Desta forma foram implementados filtros passa baixa, passa alta, passa faixa e rejeita faixa extremamente úteis na avaliação de sinais para comparação entre soldagens obtidas por vários soldadores.

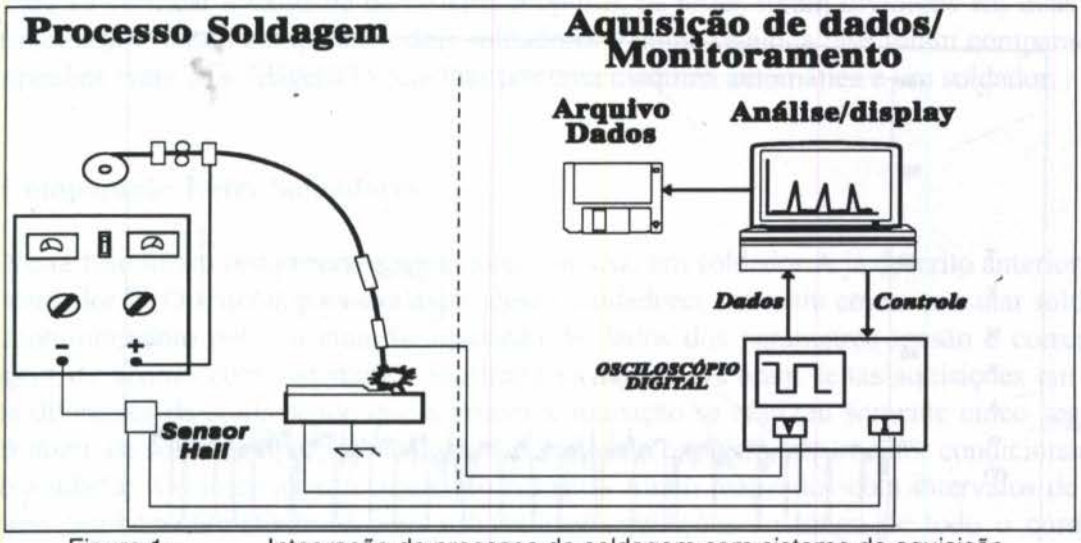


Figura 1 - Integração do processo de soldagem com sistema de aquisição.

3. METODOLOGIA UTILIZADA PARA AVALIAÇÃO DE SOLDADORES

É conhecido que a melhor forma de se avaliar um arco em soldagem é pelo controle de seu comprimento do arco. Sabe-se também que o comprimento do arco é proporcional a tensão de soldagem, isto é, quanto mais próximo o soldador estiver soldando do material base, menor será o valor da tensão de soldagem correspondente . Obviamente que nem sempre o registro puro e simples do valor de tensão num instante qualquer traduz o comprimento do arco real, já que outros tipos de influências também ocorrem, como por exemplo, o tipo de transferência de material de adição. Tais variações são importantes para o estudo da soldagem, porém não no caso de avaliação de soldadores. Considerando a característica dinâmica da tensão, isto é, o registro das variações de tensão como uma função do tempo, poderíamos afirmar que quanto menor for o desvio padrão da tensão média de soldagem, teoricamente melhor será a soldagem e, consequentemente, melhor desempenho poderia ser creditado ao soldador. Entretanto, muitas vezes tais resultados obtidos para o desvio padrão são mascarados pelos tipos de transferências que ocorrem durante a soldagem e devem, portanto, serem eliminados para se poder ter um comportamento preciso do soldador. Para ilustrar tal fato, observemos a figura 2, onde se registra o comportamento dinâmico da tensão de soldagem em uma das janelas durante a aquisição de dados de uma soldagem realizada por simples deposição por um soldador a ser avaliado, o qual passaremos a chamar de soldador A, utilizando eletrodo revestido AWS E 6013, diâmetro de 3.25 mm, intensidade de corrente de aproximadamente 100 Amps e polaridade CC+. Neste gráfico notamos uma série de picos de tensão que representam curto-circuitos ocasionados por variações nos modos de transferência de gotas. Estes picos influenciam no desvio padrão obtido, sem entretanto, representar propriamente o desempenho do soldador.

Em função destas considerações caso se deseje implementar um sistema eficiente para

avaliação do comportamento de soldadores é necessário utilizar sistemas de filtragens que possam eliminar tais influências. Isto pode ser realizado através da utilização de filtros digitais obtidos através de transformadas rápidas de Fourier. A utilização de filtros passa-baixa com uma frequência de corte pré-determinada pode eliminar tais desvios nos valores de tensão ocasionados por diferentes tipos de transferências. Em trabalhos realizados, Costa (1996) mostra que uma frequência de 4 Hz produz filtragens que permitem eliminar as influências das transferências durante soldagem.

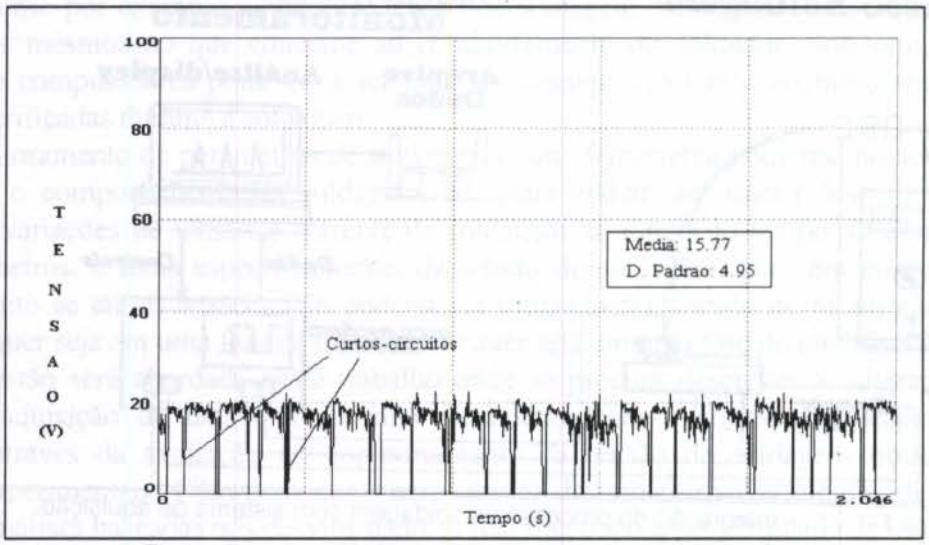


Figura 2 - Variação de tensão para o soldador A.

Para ilustrar tal metodologia, a figura 3 representa a mesma curva de tensão observada na figura 2 quando se utilizou uma filtragem digital através de filtros passa-baixo com frequência de corte de 4 Hz. Observa-se neste caso um comportamento mais constante da tensão e uma redução substancial do desvio padrão das amostras de 4.95 volts na figura 2 para 0.84 na figura 3.

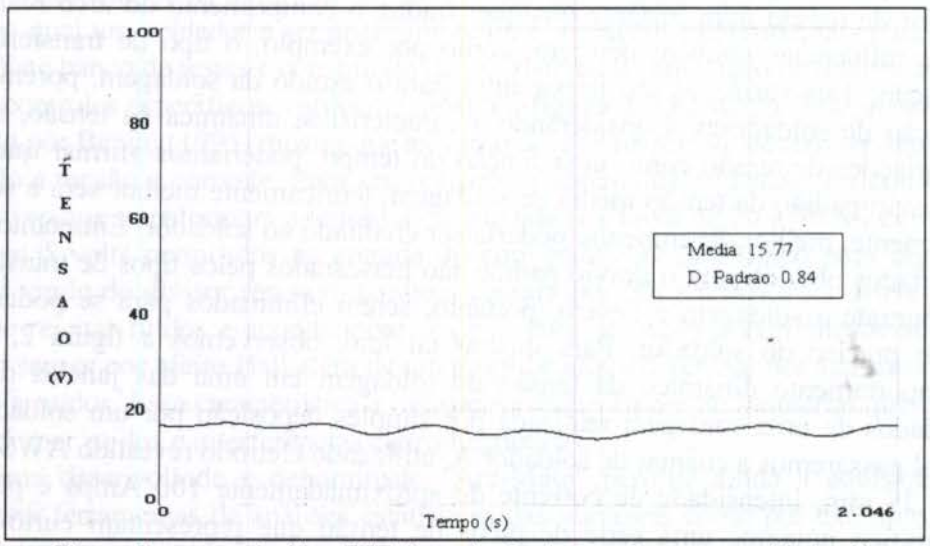


Figura 3 - Análise FFT da variação de tensão para o soldador A.

Com base nestas considerações, pode-se pressupor como sendo um ótimo soldador aquele

cujo desvio padrão médio obtido das filtragens digitais das características dinâmicas das tensões de soldagem registradas em medições sucessivas ao longo do cordão fosse o mais próximo do valor zero.

4. UTILIZAÇÃO DO SISTEMA DE AVALIAÇÃO DE SOLDADORES

Para se verificar a validade do sistema proposto, os testes foram divididos em duas fases. Na primeira fase foram comparados dois soldadores e numa segunda fase foram comparados os desempenhos entre as soldagens executadas por uma máquina automática e um soldador.

4.1 Comparação Entre Soldadores

Nesta fase foram testados dois soldadores, ou seja, um soldador A já descrito anteriormente e um soldador B. O sistema para avaliação destes soldadores consistiu em se executar soldagens com monitoramento pelo sistema de aquisição de dados dos parâmetros tensão e corrente de soldagem de acordo com sistemática mostrado na figura 1. Foram feitas aquisições em cinco pontos diferentes da solda sendo que a primeira aquisição se realizou somente cinco segundos após o início da soldagem propriamente dita, permitindo com isto uma melhor condicionamento para o soldador. Os intervalos de aquisição restantes foram realizados com intervalos de cinco segundos também. Objetivou-se com isto realizar aquisições ao longo de todo o cordão de soldagem executado e, consequentemente, gerar uma melhor avaliação do soldador. O comprimento de arco ficou a critério do soldador já que o mesmo seria avaliado pelo desvio padrão do registro médio das tensões obtidas e não pela distância do eletrodo ao material base. Foram utilizados as mesmas condições de soldagem para ambos os soldadores.

A **figura 4** ilustra a característica dinâmica da tensão para o soldador B, obtidos em uma das cinco janelas de aquisição de dados. A **figura 5** mostra a filtragem digital passa-baixa com frequência de corte de 4 Hz para a correspondente janela de aquisição.

A **tabela 1** apresenta os resultados obtidos para os desvios padrões das tensões médias para cada soldador em cada janela de aquisição antes e após a filtragem digital. Como cada janela foi obtida com 5 segundos de intervalo procurou-se através destas aquisições obter resultados ao longo de todo o cordão de teste executado pelo soldador.

4.2 Comparação Entre Soldagem Automática e Soldagem Manual

Nesta etapa foram feitas comparações entre as soldagens MIG, utilizando Argônio como gás de proteção na vazão de 12 L/min, realizadas através de adaptação de uma máquina automática utilizando uma velocidade de avanço de 30 cm/min e distância entre bocal e peça de 12 mm mantidos constante durante toda a soldagem. Foram realizados testes de simples deposição em chapas de aço SAE 1020 com 15 mm de espessura. As aquisições e os processamentos de dados foram realizadas da mesma forma que os descritos no ítem 4.1. As soldagens manuais foram realizadas de tal forma a permitir ao soldador executá-las o mais próximo possível das automáticas. Foram realizados diversos testes em diferentes níveis de intensidade de tensões e correntes de soldagem. As **figuras 6** e **7** mostram os resultados obtidos pela análise dos desvios padrões de tensão e corrente respectivamente para as soldas de testes realizadas. Pode-se observar que as curvas traçadas indicam a tendência de comportamento entre os vários pontos, formato este obtido através de processamentos computacionais.

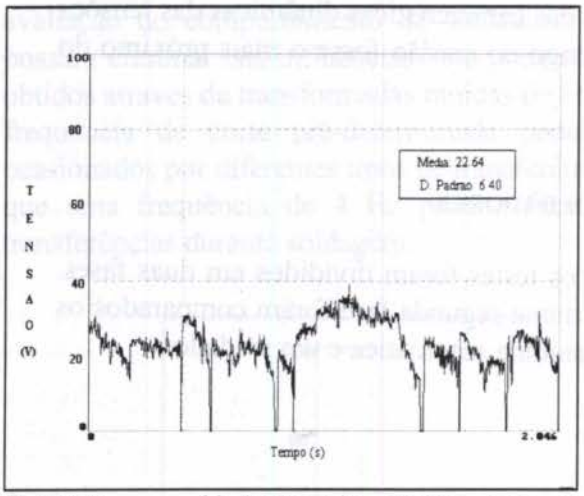


Figura 4 - Variação de tensão para o soldador B.

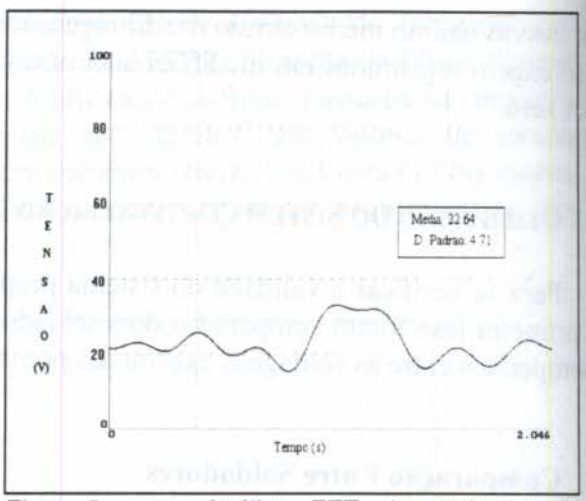


Figura 5 - Análise FFT da variação de tensão para o soldador B.

Tabela 1: Valores Médios de Tensão de Soldagem Antes e Após Filtragem Digital Obtidos Durante os Cinco Intervalos de Aquisições.

	Aqu. 1	Aqu. 2	Aqu. 3	Aqu. 4	Aqu. 5	Desvio Médio
Tempo de disparo (s)	5	10	15	20	25	-
Soldador A	16.0±0.9 *(16.0±4.9)*	15.8±0.8 *(15.8±4.9)*	15.6±0.9 *(15.6±5.5)*	16.2±0.9 *(16.2±5.0)*	15.9±1.2 *(15.9±5.1)*	15.9±0.9 *(15.9±5.1)*
Soldador B	22.6±3.8 *(22.6±5.3)*	20.8±3.9 *(20.8±5.6)*	22.6±4.7 *(22.6±6.4)*	19.7±3.7 *(19.7±5.8)*	20.1±3.8 *(20.1±5.6)*	21.2±4.0 *(21.2±5.7)*

( )- Valôres antes da filtragem digital.

5. ANÁLISE DOS RESULTADOS

Pode-se observar dos resultados obtidos no ítem 4.1 para os soldadores A e B contidos na tabela 1 que a avaliação das habilidades dos soldadores baseada simplesmente na análise dos resultados obtidos da aquisição (valores entre parênteses na tabela 1) fica dificultada, já que as variações de tensões, sendo altamente influenciadas pelos curtos circuitos presentes durante a transferência de material de adição do eletrodo para o material base, dificultam sobremaneira a análise do comportamento do soldador através da análise dos desvios padrões. Pode-se observar que os desvios médios obtidos neste caso, de 5.1 volts para o soldador A e 5.7 volts para o soldador B, foram bastante próximos mostrando uma ligeira vantagem para o soldador A. Por outro lado, após a filtragem dos dados observa-se uma diferença bastante nítida entre o soldador A e o soldador B, sendo que os desvios padrões obtidos da soldagem realizada pelo soldador A se apresentou muito inferior aos desvios padrões da soldagem realizada pelo soldador B, ou seja 0.9 volts e 4.0 volts respectivamente. Assim, pode-se notar que o soldador A mostrou um desempenho muito melhor que o soldador B. Tal resultado é reforçado pelo formato das curvas das características dinâmicas de tensão representadas nas figuras 2 e 4, onde se percebe visualmente o comportamento mais estável obtido pelo soldador A comparado ao soldador B.

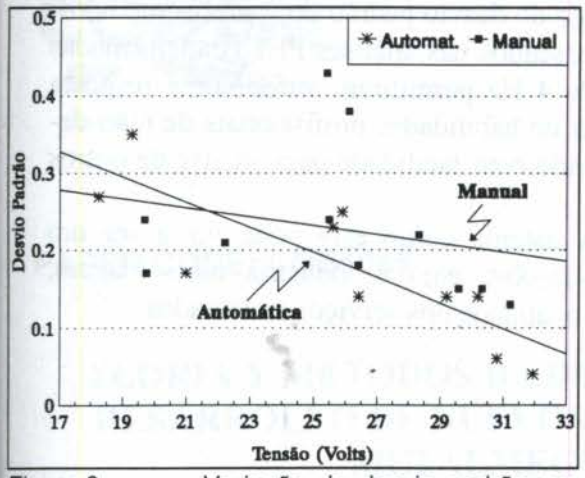


Figura 6. Variação do desvio padrão em função da tensão.

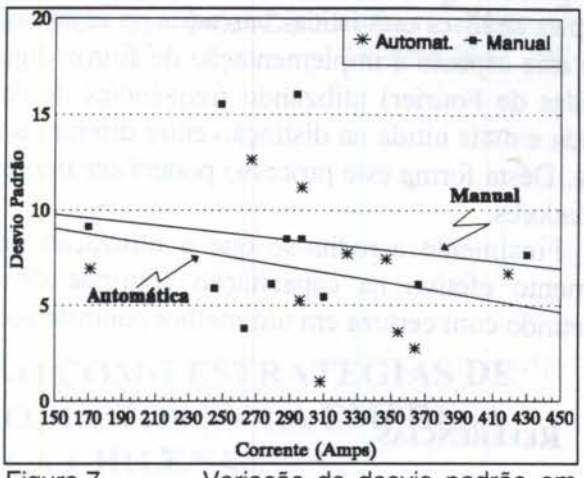


Figura 7. Variação do desvio padrão em função da corrente.

Com relação aos resultados comparativos entre as soldagens automáticas e manuais realizadas com o processo de soldagem MIG pode-se observar que a metodologia de análise discutida no ítem 4.1 permite concluir que para o comportamento da tensão a soldagem automática foi superior a soldagem manual para níveis de tensões superiores a aproximadamente 22 volts, como esperado. Para níveis inferiores a este patamar o tipo de transferência, nitidamente globular, gerou grande instabilidade na soldagem automática não permitindo compensações como normalmente ocorre com a soldagem manual.

Um outro aspecto importante a ser considerado refere-se a filtragem digital através do estabelecimento de uma determinada frequência de corte. Foram testadas diversas frequências, entretanto os melhores resultados se situaram para frequências de corte na faixa de 4 a 5 Hz. Tal frequência de corte coincide com o que se chama em estudos médicos de encefalografia de frequências delta as quais, normalmente inferiores a 4 Hz, são produzidas pelo cérebro humano ou também por movimentos corporais denominados artefatos (Duffy, 1989), ou seja, frequências normalmente perceptíveis pelo soldador, sendo daí talvez a explicação para tal fato.

6. CONCLUSÕES

A utilização de computadores, no sentido de implementar a qualidade da soldagem através de treinamento ou monitoração de processos de soldagem, pode vir a ser uma ferramenta valiosa na adequação de empresas ao mercado cada vez mais competitivo que se verifica no momento. Sob este aspecto, a mão-de-obra especializada e bem treinada é uma parte fundamental neste processo de adaptação. O sistema descrito neste trabalho mostra as vantagens da utilização do computador na análise deste processo de avaliação de soldadores. Através deste sistema é possível se ter uma resposta instantânea do desempenho de um soldador através da análise da característica dinâmica da tensão. Isto permite durante a fase de treinamento, um melhor acompanhamento das habilidades profissionais, ou mesmo a criação de um registro de desempenho da mão-de-obra ao longo do tempo. Por outro lado, durante a fase de qualificação de profissionais, pode ser utilizado como uma ferramenta importante para auxiliar no processo de avaliação dos soldadores.

Podemos ainda afirmar que a utilização de técnicas para tratamento de sinais é extremamente importante quando se procura monitorar parâmetros de soldagem. Muitas vezes sinais indesejáveis podem nos conduzir a interpretações errôneas quando baseados apenas em

simples análises estatísticas baseados no comportamento do desvio padrão dos valores medidos. Sob este aspecto a implementação de filtros digitais baseados nas análises FFT (transformadas rápidas de Fourier) utilizando frequências de corte de 4 Hz permitiram auferir uma resposta rápida e mais nítida na distinção entre diferentes níveis de habilidades profissionais de mão-de-obra. Desta forma este processo poderá ser implementado com facilidade para análise de outros soldadores.

Finalmente acredita-se que a utilização de um sistema como este pode vir a ser um elemento efetivo na capacitação contínua de mão-de-obra para a indústria da soldagem, refletindo com certeza em um melhor controle sobre a qualidade dos serviços executados.

7. REFERENCIAS

BENITO, N. & COSTA, S.C. Controle de Processos de Soldagem através de um Sistema de Aquisição de Dados, *Anais do XIII Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica*, Belo Horizonte, MG, 1995.

BRIGHAM, E.O. *The Fast Fourier Transform*, Englewood Clifs, New Jersey, Ed. Prentice Hall.

CHAWLA, K.S. & NORRISH, J.N. Quality Monitoring of Consumable Manufacture Using On-line PC Based Data Acquisition and Mathematical Modelling Techniques, *Proc. Computer Technology in Welding*, Cambridge, UK, 1992.

DUFFY, F.H. et al. *Clinical Eletroencephalography and Topographic Brain Mapping - Technology and Practice*, Springer-Verlag, 1989.

GUSTAFSON, N.D. Competitive Forces Demand Growth of Application Software for Welding - Computer Software Tracks the Life of Welding Projects, *Welding Journal*, pp. 43-48, May, 1993.

IRVING, B. Micro Computer Takes Charge for Controlling Welding, *Welding Journal*, pp. 49, May, 1993.

UNESP COBEM 97

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1055

TEORIA Y METODOS DE DISEÑO COMO ESTRATEGIAS DE DESARROLLO DE NUEVOS PRODUCTOS EN LA EMPRESA METALMECANICA CHILENA.

Pedro Sariego Pastén & Edmundo Sepúlveda Quiroga
Departamento de Mecánica - Universidad Técnica Federico Santa María.
Casilla 110-V, Valparaíso, Chile - E-mail : psariego@mec.utfsm.

Abstrac

As an activity, design is closely related to field market, everyday becoming more competitive and global worldwide. This statement is a reality overflowing enterprises and has meant that design is becoming a strategical element for its unfolding, in such a way that design today acquires a gravitating role in the survival and competitive support of these enterprises. In the framework of a free market economy developed in Chile, the national metalmechanic sector does not escape from these premises and it requires support so to correctly back up en increasing effort to power design in order to add value to its products, improving itsm presence in the present markets as well as in the potential markets, such as Nafta and Mercosul. In that perspective, the project takes forward to promote development strategies of new products from a reality diagnose of design in this enterprise and from the analysis compared to the theories and methodologies of usual designs or developing designs in the industrialized countries. Knowledge of these theories (systematic, integrating, axiomatic) and the methodologies springing from them, will enable the elaboration of a solution fan of interest which will promote the model generation, appropriated to product development experimental type, adequated to the reality of the enterprise in question and strategically in terms of their markets. The limits of these models and asking proposals will be determined by series of factors alienated to design among which are presumably found : human factor, organization maturity, available manufacture means, and input reliability.

Keywords : Design, Competitive, Manufacturing.

1. INTRODUCCIÓN.

Como actividad el diseño de productos ha ido tomando un papel cada vez mas importante al interior de las empresas, pues a partir de ella éstas pueden efectivamente innovar en los mercados. Economistas de reconocido prestigio, como Hayes y Peters, han llegado a afirmar que así como "*hace quince años las empresas competian con precios. hoy lo hacen con Calidad. Mañana lo harán por el diseño*" (Hayes, Robert., 1990) Bonsiepe, uno de los mas prestigiosos profesionales del diseño en el concierto latinoamericano agrega que *"el diseño no es un aditivo cultural, sino una actividad que pertenece intrínsecamente a la industria"*, donde la innovación, esto es introducir en el mundo una realidad que antes no existía, "*es o debería ser una actividad cotidiana"(Bonsiepe, Gui., 1995).* Es por lo tanto conocido que mediante el diseño las empresas agregan valor, mejorando su oferta al mercado en términos mejora de la calidad de los productos y servicios, y la disminución de costos y tiempos.

3470

En este contexto esta investigación quiere determinar en que momento y lugar, bajo que condiciones, como es factible implementar una determinada estrategia de diseño para impulsar el desarrollo de nuevos productos en las empresas del sector metalmecánico chileno. Estas estrategias toman como base un núcleo de teorías y métodos de diseño utilizadas (o en fase desarrollo) con éxito en los países industrializados. Mediante las teorías, que constituyen el de estadio al mayor grado de abstracción posible, se generan las hipótesis pertinentes y los planteamientos de utilidad que permiten formular modelos, los que a su vez permiten el desarrollo de métodos, procedimientos, técnicas y ayudas que permitan mejorar el proceso de diseño.

En este trabajo se identifican cuales son esas teorías, los modelos y métodos de uso mundial en el campo del diseño, junto con diagnosticar el nivel actual del diseño en las empresas metalmecánicas chilenas y sus áreas de oportunidad.

2. DISEÑO, TEORÍAS, MODELOS Y MÉTODOS.

Por ser el diseño una actividad esencialmente económica para la empresa, sus aspectos mas teóricos tienen siempre una rápida confrontación con la realidad. Mas aún es el mercado el lugar y momento donde se prueban sus hipótesis con diligencia. Las teorías y métodos, que dan lugar a lo que denomina ***Ciencia del Diseño***, caen dentro del predicamento señalado. Contribuye a esa realidad el estrecho vínculo que en este campo existe entre la empresa y el ámbito académico. En ese contexto se pueden indicar las principales teorías y métodos de diseño actualmente vigentes y en desarrollo, tienen un alto grado de aceptación general en los medios académicos y empresariales a la vez.

A partir del conocimiento de los contenidos de estas materias y del conocimiento del estado del arte del diseño en el sector metalmecánico chileno (determinado a la fecha mediante un diagnóstico), se desarrollan en modelos (teóricos y experimentales) que definan estrategias de diseño lo mas apropiadas para la realidad del sector (modelo general), y de las empresas pequeñas y medianas (PYMES), que además estén dispuestas a asumir el diseño como "estrategia de negocio", donde se desarrollarán y evaluarán los modelos empíricos para el caso específico de Chile. En la formulación de estos modelos deben considerarse además : tendencias, modas, estilos, estética, comunicación y semiótica, tipos de mercado (cautivos y potenciales) entre otros, factores que están clasificados en diversos ámbitos asociados directamente al diseño tales como: el diseño industrial, la gestión y las ciencias sociales.

Teorías : En Tabla 1 se visualizan una apretada síntesis los elementos centrales de las teorías de diseño, que tal como lo señala la Tabla 1., pueden ser agrupadas en torno a tres grandes grupos, a saber las denominadas teorías: Sistémicas, Integradoras y Axiomáticas. En líneas muy generales se puede señalar que las teorías de diseño sistémicas están basadas en la teoría de sistema y sus derivadas como la ingeniería de sistema, una de las escuelas mas prolíficas al respecto es la de Hubka, este autor desarrolla la teoría de diseño a partir de su símil sobre *"sistemas y procesos técnicos*, particularizándolo para el *sistema objeto y el proceso de diseño" (Cobarrocas et al, 1996).*

Las teorías de diseño integradoras, como las del autor ingles Pugh, denominada *"Total Design"* (Pugh, S., 1990), reconocen al diseño como el núcleo central de todo proyecto. En este núcleo se considera : al mercado, las especificaciones del producto, el diseño conceptual, diseño de detalle, fabricación y venta, donde las especificaciones del producto ejercen el control imponiendo límites a la actividad proyectual. Su representación esquemática resulta ser una espiral convergente en la idea de movimiento hacia su núcleo es evidente.

Tabla 1. Clasificación de Teorías de Diseño (Cobarrazs et al, 1996)

	TEORIAS SISTEMICAS				TEORIAS INTEGRADORAS		TEORIAS AXIOMATICAS	
Autor	Blasco	Aguinaga	Pahl & Beilz	Hubka & Eder	Gomez-Senent	Pugh	Shu	Yoshikawa
Nucleo Central	Proyecto como	Proyecto como	Proyecto como	Teoría de los	Dimensiones	Proyecto Total	Síntesis de	Teoría general
	sistema	sistema	búsqueda de	sistemas	del proyecto		soluciones	del diseño
		transitorio	soluciones	técnicos				
			técnicas					
Elementos	Artefacto	Modelo	VDI2221	Sistemas	Dimensiones:	Los 13	Axioma de	Función de
	Proyecto y	morfológico		técnicos y	Proceso del	principios	independencia	relación de
	funciona-	de Hall		proceso de	proyecto.	del diseño	y axioma de	funcionalidad y
	miento			diseño (teo-	Morfología.	total	minimización	descripción
	Sistema			rías descrip-	factores.		de la	del objeto.
	Hombre.			tivas)	técnicas		información.	
	Artefacto.			Conocimientos	específicas.			
	Ambiente			prescriptivos	instrumentos.			
				necesarios	metaproyectos			

Las teorías de diseño axiomáticas como las de Shu (Shu, N., 1990) y Yashikawa tienen un fundamento claramente matemático, específicamente topológicos. Como actividad propia del diseño la topología ha permitido la integración, el uso de espacios métricos, y la modelación geométrica, dando lugar a la denominada "teoría general del diseño", en la cual se define la búsqueda de una función que relaciona la descripción del objeto con su funcionalidad. Su aplicación es uno de los hechos mas relevantes en el campo de la investigación de la gráfica computacional (Rosen, D. & Peters, P, 1996).

No puede quedar al margen de las consideraciones de este proyecto uno de los campos de mayor investigación en el ámbito de las teorías de diseño como son la implementación del diálogo entre diversos planteamientos, tales como: sistémicos versus integradores, axiomáticos versus sistémicos. Aparte de estas tres grandes líneas de teorías de diseño existen otras de carácter empírico, que generalmente se quedan en propuestas metodológicas.

Modelos : Merece la atención el estudio de algunas configuraciones de diseño (modelos) muy difundidos en los países industrializados, tales como : Ciclo de Vida, Modelo de Cross, Modelo de French, Modelo de Blasco, Modelo Norma VDI 2221, relativamente exitosos según los contextos y momentos de mercado que han cubierto.

Métodos. : En el campo de los métodos interesa conocer aquellas que se derivan de las teorías señaladas pero también algunas otras, que por lo general provienen de áreas distintas al diseño, pero que tienen un reconocido campo de aplicación en el diseño y rediseño moderno. Las proposiciones metodológicas giran por lo general en torno a los conceptos de: *demoler/destruir,* cuando el producto existe (análisis funcional, esquemas de flujo, enlace contacto); *reconstruir/construir,* cuando el producto no existe (arborecencia funcional, matrices de descubrimiento, métodos creativos heurísticos); *evaluación/decisión,* (tablas de valoración).

Generalmente, en el campo de los métodos se pueden distinguir aquellos que hacen énfasis en el carácter cualitativo en el diseño de un producto, tales como los estudios predictivos, el análisis funcional, el despliegue de la función de calidad (QFD); hasta los que enfatizan en diversos factores cuantitativos, que van desde el análisis del valor consideraciones de funciones y costo, hasta el diseño de experimentos, definición de parámetros de funcionamiento.

En el campo de los métodos no pueden dejar de considerarse toda la serie de "design for x", diseños que están centralizados en el aspectos diversos que determinan el hacer en el diseño, tales como: Diseño para Manufactura, Diseño para Ensamblaje, Diseño para el Desensamblaje, Diseño por Coste, Diseño para el Medio Ambiente, etc.

En este contexto esta investigación quiere determinar en que momento y lugar, bajo que condiciones, como es factible implementar una determinada estrategia de diseño para impulsar el desarrollo de nuevos productos en las empresas del sector metalmecánico chileno. Estas estrategias toman como base un núcleo de teorías y métodos de diseño utilizadas (o en fase desarrollo) con éxito en los países industrializados. Mediante las teorías, que constituyen el de estadio al mayor grado de abstracción posible, se generan las hipótesis pertinentes y los planteamientos de utilidad que permiten formular modelos, los que a su vez permiten el desarrollo de métodos, procedimientos, técnicas y ayudas que permitan mejorar el proceso de diseño.

En este trabajo se identifican cuales son esas teorías, los modelos y métodos de uso mundial en el campo del diseño, junto con diagnosticar el nivel actual del diseño en las empresas metalmecánicas chilenas y sus áreas de oportunidad.

2. DISEÑO, TEORÍAS, MODELOS Y MÉTODOS.

Por ser el diseño una actividad esencialmente económica para la empresa, sus aspectos mas teóricos tienen siempre una rápida confrontación con la realidad. Mas aún es el mercado el lugar y momento donde se prueban sus hipótesis con diligencia. Las teorías y métodos, que dan lugar a lo que denomina ***Ciencia del Diseño***, caen dentro del predicamento señalado. Contribuye a esa realidad el estrecho vínculo que en este campo existe entre la empresa y el ámbito académico. En ese contexto se pueden indicar las principales teorías y métodos de diseño actualmente vigentes y en desarrollo, tienen un alto grado de aceptación general en los medios académicos y empresariales a la vez.

A partir del conocimiento de los contenidos de estas materias y del conocimiento del estado del arte del diseño en el sector metalmecánico chileno (determinado a la fecha mediante un diagnóstico), se desarrollan en modelos (teóricos y experimentales) que definan estrategias de diseño lo mas apropiadas para la realidad del sector (modelo general), y de las empresas pequeñas y medianas (PYMES), que además estén dispuestas a asumir el diseño como "estrategia de negocio", donde se desarrollarán y evaluarán los modelos empíricos para el caso específico de Chile. En la formulación de estos modelos deben considerarse además : tendencias, modas, estilos, estética, comunicación y semiótica, tipos de mercado (cautivos y potenciales) entre otros, factores que están clasificados en diversos ámbitos asociados directamente al diseño tales como: el diseño industrial, la gestión y las ciencias sociales.

Teorías : En Tabla 1 se visualizan una apretada síntesis los elementos centrales de las teorías de diseño, que tal como lo señala la Tabla 1., pueden ser agrupadas en torno a tres grandes grupos, a saber las denominadas teorías: Sistémicas, Integradoras y Axiomáticas. En líneas muy generales se puede señalar que las teorías de diseño sistémicas están basadas en la teoría de sistema y sus derivadas como la ingeniería de sistema, una de las escuelas mas prolíficas al respecto es la de Hubka, este autor desarrolla la teoría de diseño a partir de su símil sobre *"sistemas y procesos técnicos*, particularizándolo para el *sistema objeto y el proceso de diseño" (Cobarrocas et al, 1996).*

Las teorías de diseño integradoras, como las del autor ingles Pugh, denominada *"Total Design"* (Pugh, S., 1990), reconocen al diseño como el núcleo central de todo proyecto. En este núcleo se considera : al mercado, las especificaciones del producto, el diseño conceptual, diseño de detalle, fabricación y venta, donde las especificaciones del producto ejercen el control imponiendo límites a la actividad proyectual. Su representación esquemática resulta ser una espiral convergente en la idea de movimiento hacia su núcleo es evidente.

Tabla 1. Clasificación de Teorías de Diseño (Cobarrazs et al, 1996)

	TEORIAS SISTEMICAS				TEORIAS INTEGRADORAS		TEORIAS AXIOMATICAS	
Autor	Blasco	Aguinaga	Pahl & Beilz	Hubka & Eder	Gomez-Senent	Pugh	Shu	Yoshikawa
Nucleo Central	Proyecto como sistema	Proyecto como sistema transitorio	Proyecto como búsqueda de soluciones técnicas	Teoría de los sistemas técnicos	Dimensiones del proyecto	Proyecto Total	Sintesis de soluciones	Teoría general del diseño
Elementos	Artefacto Proyecto y funciona-miento Sistema Hombre, Artefacto, Ambiente	Modelo morfológico de Hall	VDI2221	Sistemas técnicos y proceso de diseño (teo-rias descrip-tivas) Conocimientos prescriptivos necesarios	Dimensiones: Proceso del proyecto. Morfología, factores, técnicas especificas, instrumentos. metaproyectos	Los 13 principios del diseño total	Axioma de independencia y axioma de minimización de la información.	Función de relación de funcionalidad y descripción del objeto.

Las teorías de diseño axiomáticas como las de Shu (Shu, N., 1990) y Yashikawa tienen un fundamento claramente matemático, específicamente topológicos. Como actividad propia del diseño la topología ha permitido la integración, el uso de espacios métricos, y la modelación geométrica, dando lugar a la denominada "teoría general del diseño", en la cual se define la búsqueda de una función que relaciona la descripción del objeto con su funcionalidad. Su aplicación es uno de los hechos mas relevantes en el campo de la investigación de la gráfica computacional (Rosen, D. & Peters, P, 1996).

No puede quedar al margen de las consideraciones de este proyecto uno de los campos de mayor investigación en el ámbito de las teorías de diseño como son la implementación del diálogo entre diversos planteamientos, tales como: sistémicos versus integradores, axiomáticos versus sistémicos. Aparte de estas tres grandes líneas de teorías de diseño existen otras de carácter empírico, que generalmente se quedan en propuestas metodológicas.

Modelos : Merece la atención el estudio de algunas configuraciones de diseño (modelos) muy difundidos en los países industrializados, tales como : Ciclo de Vida, Modelo de Cross, Modelo de French, Modelo de Blasco, Modelo Norma VDI 2221, relativamente exitosos según los contextos y momentos de mercado que han cubierto.

Métodos. : En el campo de los métodos interesa conocer aquellas que se derivan de las teorías señaladas pero también algunas otras, que por lo general provienen de áreas distintas al diseño, pero que tienen un reconocido campo de aplicación en el diseño y rediseño moderno. Las proposiciones metodológicas giran por lo general en torno a los conceptos de: *demoler/destruir,* cuando el producto existe (análisis funcional, esquemas de flujo, enlace contacto); *reconstruir/construir,* cuando el producto no existe (arborecencia funcional, matrices de descubrimiento, métodos creativos heurísticos); *evaluación/decisión,* (tablas de valoración).

Generalmente, en el campo de los métodos se pueden distinguir aquellos que hacen énfasis en el carácter cualitativo en el diseño de un producto, tales como los estudios predictivos, el análisis funcional, el despliegue de la función de calidad (QFD); hasta los que enfatizan en diversos factores cuantitativos, que van desde el análisis del valor consideraciones de funciones y costo, hasta el diseño de experimentos, definición de parámetros de funcionamiento.

En el campo de los métodos no pueden dejar de considerarse toda la serie de "design for x", diseños que están centralizados en el aspectos diversos que determinan el hacer en el diseño, tales como: Diseño para Manufactura, Diseño para Ensamblaje, Diseño para el Desensamblaje, Diseño por Coste, Diseño para el Medio Ambiente, etc.

3. REALIDAD NACIONAL.

La realidad del diseño del sector del metalmecánico chileno es recogida básicamente a través de un diagnóstico mediante el mecanismo de encuesta, junto con otras informaciones de interés desarrollados en el proyecto FONDEF 2-20 *"Mejoramiento Continuo de la Competitividad de las empresas" (Sepúlveda, E., et al.)*. A continuación se ilustran un par resultados relevantes de la encuesta señalada y algunos antecedentes sobre la competitividad chilena muy asociados al tema.

3. 1 Análisis global de la competitividad Chilena.

De acuerdo con el índice de competitividad global, calculado por el Foro Económico Mundial Chile ocupa el décimo tercer lugar entre 53 países analizados. Esto constituye un avance respecto de 1996, cuando se situó en el puesto número 18 en un total de 49 naciones. Al respecto Chile es el país que muestra la mejor ubicación en América Latina, superando, de paso, a algunas naciones más desarrolladas. Sin embargo, se encuentra por debajo de economías emergentes como las del Lejano Oriente y de otras industrializadas, donde destacan Estados Unidos y Canadá.

El índice de competitividad señalado intenta medir el potencial de crecimiento de un país en el mediano y largo plazo, basándose en las características de su economía y de sus instituciones. El indicador es un promedio ponderado de ocho variables que, a su vez, corresponden al resultado de varios índices cuantitativos, así como percepciones de los principales agentes productivos y del empresariado en general. Pretende resumir un total de 600 variables, lo que representa un notable esfuerzo.

De las ocho variables que resumen la situación, tienen mayor ponderación la apertura, el gobierno y los mercados laborales y financieros. Infraestructura y tecnología son variables con ponderación intermedia ; a Chile se lo califica bien en la primera y debajo del promedio en la segunda. Se reconoce un buen comportamiento en transferencia tecnológica, pero uno bastante malo en la capacidad interna de desarrollar esa área. Entre las variables negativas se critican las restricciones cambiarias, el elevado arancel de 11 por ciento, otras restricciones al comercio y las llamadas alianzas estratégicas que sin duda se refieren a la política de acuerdos comerciales, tales como Mercosur, Nafta, y con el mercado común europeo.

A nivel de productos, Chile está inserto dentro los mercados internacionales con productos que certifican calidad y a un precio que los hace competitivos con respecto a los demás. Como norma general las empresas nacionales deben por lo tanto a atreverse a posicionarse, con productos de estas características en los mercados, tanto para la satisfacción de la demanda local como extranjera.

Los productos chilenos se están internando mas y mas dentro de los mercados de bienes de capital o bienes intermedios como componentes de ellos, en los sectores Pesquero, Agrícola, Construcción, Minero, entre otros. Existe una amplia gama de necesidades que aún se está muy lejos de llegar a satisfacer y de ser competitivos con respecto a grandes productores y abastecedores internacionales. El caso más claro ocurre en la minería, en la que, pese a ser Chile uno de los líderes mundiales en este rubro, la industria local no es capaz de satisfacer sus requerimientos de maquinarias y equipos, los que son atendidos mayoritariamente por empresas internacionales.

3.2 Diagnóstico área metalmecánica de Chile.

Una de las cuestiones mas importantes para el desarrollo de este trabajo es la formulación y desarrollo de un diagnóstico al sector de interés. Al respecto se confeccionó, implementó y desarrolló de una encuesta destinada a recoger el estado del arte del diseño en la empresa metalmecánica (Sariego, P., Muñoz, M., 1997).

En la confección de esta encuesta, se consideraron los elementos centrales de la teoría y métodos de diseño en conjunto a diferentes parámetros de interés, tales como : tipo de empresa (clasificación CIIU), tamaño, tipo y variedad de producto, número de trabajadores, como así mismo la definición del tamaño de la muestra y un conjunto de resultados operativos de su trabajo en temas relacionados directa e indirectamente con el diseño.

En la encuesta se recogió además información sobre los productos que se desarrollan, mercados que cubren, los recursos humanos y tecnológicos disponibles para el diseño, el uso adecuado de estos medios, nivel de conocimiento y por el uso de métodos y procedimientos de diseño.

En este último punto se examina tanto el grado de conocimiento de los métodos como la utilización de esos procedimientos en las tareas de diseño y rediseño de productos, analizándose entre otros aspectos como: la frecuencia del rediseño, la realización de bosquejos iniciales, el desarrollo de la memorias de cálculo, análisis de simetría, intercambiabilidad de partes, consideraciones de seguridad, fiabilidad y disponibilidad del producto, especificaciones de mantención.

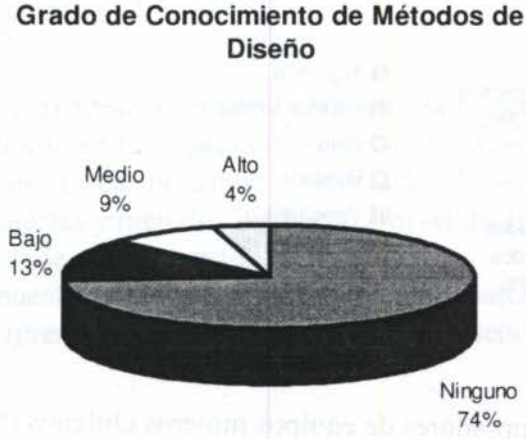


Gráfico 1. Conocimiento de los métodos de Diseño en las empresas metalmecánicas chilenas. (Sariego, P., Muñoz, M., 1997)

Así mismo se logra información sobre las perspectiva de las empresas ante la necesidad de nuevos diseños y productos ante la inminencia de cambio de sus mercados.

Las empresas dicen considerar altamente la ergonomía en un 22%, medianamente en un 39%. En cuanto a los aspectos estéticos el 73% dice considerarlo siempre, 9% a veces, sólo el 26% de las empresas tienen patente propia para sus diseños, un 13% licencia extranjera, y un 9% propias y extranjeras. La copia de productos de los competidores parece ser el método mas recurrentes dando lugar a un proceso de rediseño de productos mas o menos informal, el 22% señala desarmar y armar productos de la competencia, el 39% desarrolla bosquejos en terreno y el 30% ambos métodos, sólo el 9% de las empresas señala no copiar.

En lo medular para este trabajo, el Gráfico 1 presenta el resultado de la encuesta en el capítulo dedicado al conocimiento que tienen las empresas sobre el uso de métodos de diseño de uso común en los países industrializados. El resultado es elocuente y marca tendencias claras, casi el 75% de las empresas que diseñan productos no conocen métodos de diseño, un 13% conoce poco, mientras que un 9% declara conocer medianamente. Más aún, solo un 4% de las empresas dice conocer bien estos métodos. Esto significa que las empresas metalmecánicas chilenas están dando una importante ventaja a sus pares en mercados abiertos y competitivos como los chilenos.

A pesar de esta falta de métodos, la empresas metalmecánicas chilenas suministran una alta cantidad de productos a los sectores productivos. En el campo de la minería se llega a exportar incluso parte de la producción con éxito no sólo en América Latina, sino que también en Asia y Norteamérica. Según información de organismos exportadores de Chile, las ventas al exterior alcanzaron en 1996 los US$60 millones, cifra que se ha incrementado anualmente a una tasa del 15%.

El Gráfico 2 ilustra los principales compradores, a saber: Argentina, Estados Unidos, Perú, Bolivia y Venezuela, los que adquieren una oferta compuesta básicamente por estructuras metálicas, detonadores, reactivos de flotación, explosivos y, piezas y repuestos de equipos.

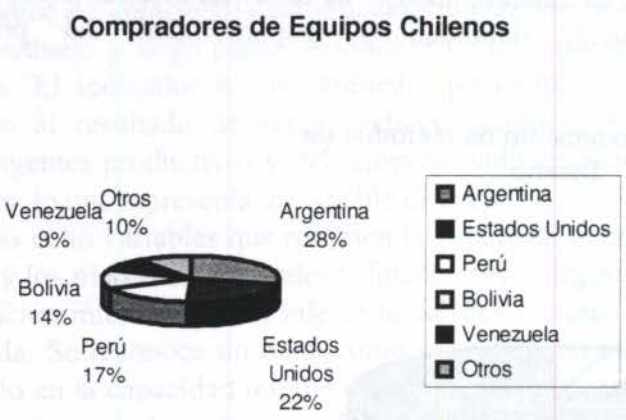


Gráfico 2. Principales compradores de equipos mineros chilenos (Sariego, P., Muñoz, M., 1997).

4. MODELO PRODUCTOS

Los antecedentes antes expuestos llevan al equipo de trabajo a proponer un modelo de diseño que evoluciona como un "resorte espiral telescópico". Dicho modelo consta de ocho pasos, y es una síntesis de los elementos centrales de las Teorías Sistemáticas e Integradoras. La Figura 1. Ilustra el Modelo Propuesto.

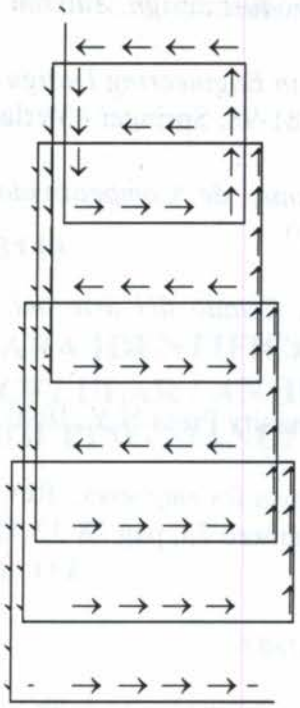


Figura 1: Modelo Teórico Propuesto (Sariego, P., Muñoz, M., 1997).

5. CONCLUSIONES.

Los antecedentes expuestos vienen a reafirmar la imperiosa necesidad de sistematizar el uso de métodos de diseño en la empresa manufacturera nacional como estrategia de negocio para competir con éxitos en loe mercados globalizados. El eje de esta sistematización viene dado por el uso de las teorías y métodos de diseño a nivel de estrategia de diseño de producto, esa es la temática central de este Proyecto.

El Modelo Propuesto se encuentra en una fase de marcha blanca en empresas que han aceptado el desafío de aprender sobre teoría y método de diseño.

6. REFERENCIAS.

BONSIEPE, GUI., *Las siete columnas del diseño,* Ed. UAM. Ciudad de México, 1995.

CABARROCAS, J., RIBA, **C.,** *Modelos de representación del producto en las primeras fases del proceso de diseño,* Actas III Congreso Inter. de Ing. de Proyectos, Pág. 403 - 413, Barcelona, 1996.

HAYES, ROBERT., *Design: Putting Class into "World Class".,* Design Management Journal, Spring Verlag, Vol.1, Nº 2, 1990, pag. 8-14. Londres.

HUBKA, V., EDER, W., *Theory of Technical Systems,* Spinger, 1988.

KOSTELIC./MARJANOVIC., *General Design Theories pro et contra.,* Proceding of ICED, Praga 1995.

PETERS, T., *Design Is..,* Design Management Journal, Winter 1995, pag. 29/33.

PUGH, S., *Total Design, Methods for successful Product design, Adisson Wesley, 1990.*

ROSEN, D., & PETERS, T., *The role of Topology in Engineering Design Research.* Research in Engineering Design. Vol. 8, Nº 2, pág 81-98. Springer - Verlag, London, 1996.

SEPÚLVEDA, E., ET AL. *Mejoramiento continuo de Competitividad de las empresas metalmecánicas- Informes.* Proyecto FONDEF 2-20.

SARIEGO, PEDRO., & MUÑOZ, MAURICIO., *Estado del arte del diseño en el sector metalmecánico chileno*, UTFSM, Valparaíso, Chile.

SHU, N.P., *The principles of design,* Oxford University Press N.Y. 1990.

VINYETS, JOAN., *Les noves estratègies de disseny a les empreses,* Rev. Tecno 2000. fundación Catalana per a la Recerca, Barcelona, Número 73, pág 28-32, Octubre 1996.

Este documento se desarrolló bajo el marco del Proyecto FONDEF 2-20 "Mejoramiento Continuo de Competitividad de las Empresas Metalmecánica".

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB149

UM MÉTODO PARA IDENTIFICAÇÃO DE AGRUPAMENTOS EM MANUFATURA CELULAR / AN IDENTIFICATION METHOD FOR GROUPING MANUFACTURING CELLS

Paper Code 149 / Theme 112

Abstract

This paper presents the Simplified Method for Clusters Identification (the MIDAS method) used for grouping parts and machines in cellular manufacturing. The proposed method identifies and eliminates the exceptional elements of the incidence matrix as a way to obtain a perfect diagonal structure. The aplication of MIDAS method demonstrates that the method is useful and more simplified than the traditional grouping algorithms. The results permit the analyst deals with several solution alternatives and chooses the most effective one.

KeyWords

CellularManufacturing-ClusterAnalysis-CellFormation-ClusterAlgorithm

1. INTRODUCÃO

Uma das fases mais importantes do projeto das células de manufatura é a identificação dos agrupamentos de peças e máquinas (Cheng,1995), pois a eficiência do projeto está fortemente vinculada à obtenção de grupos bem definidos e com alto grau de independência.

Segundo Kusiak (Kusiak,1990), existem dois métodos usados para a formação de famílias:

- métodos baseados em sistemas de classificação;
- métodos baseados em análise de agrupamentos ("cluster analysis").

Os métodos baseados em sistemas de classificação apresentam como inconvenientes o alto custo (normalmente são desenvolvidos sob encomenda, para cada empresa) e o tempo de implementação, uma vez que sua aplicação não se restringe à definição de células (King,1980).

Os métodos baseados em análise de agrupamentos mais utilizados são os que modelam os sistemas de manufatura a partir de formulação matricial. Tais métodos apresentam como principais vantagens o baixo custo para implementação e a rapidez de aplicação.

Em função destas vantagens , os métodos que utilizam formulação matricial tem sido estudados e aplicados com maior frequência (Jha,1991).

3478

Estes métodos apresentam como característica principal, o uso de algoritmos de agrupamento, que através de manipulação dos elementos da matriz de incidência, buscam a identificação dos chamados "grupos mutuamente exclusivos".

A figura I seguinte apresenta uma matriz de incidência onde é possível identificar os grupos de peças e máquinas gerados pela aplicação de um algoritmo de agrupamento. No caso (a), são gerados "grupos mutuamente exclusivos"; no caso (b), são obtidos " grupos parcialmente separáveis".

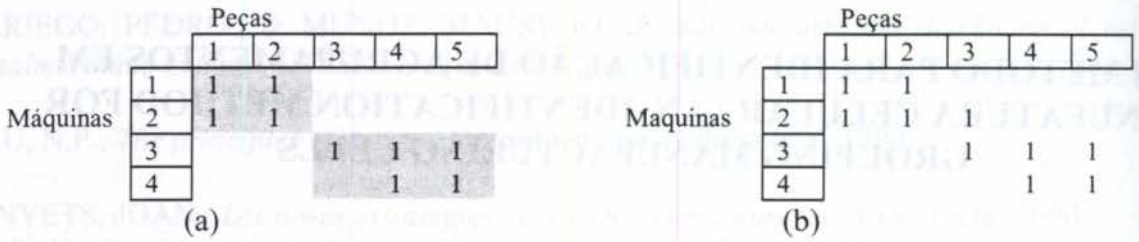


Figura 1 : Matriz de Incidencia

Quando a aplicação do algoritmo gera soluções do tipo (a) da figura anterior, a estrutura obtida é denominada "estrutura bloco-diagonal perfeita" ou "EBD"perfeita. Para soluções do tipo (b), diz-se que a estrutura obtida é uma "estrutura bloco-diagonal incompleta", ou "EBD" incompleta.

Os algoritmos de agrupamento usados com maior frequência estão apresentados a seguir :

1. Algoritmo "ROC" (Rank Order Clustering) - Utiliza como lógica de agrupamento o ordenamento das linhas e colunas da matriz de incidência, considerando cada linha/coluna como números escritos em notação binária.

É um algoritmo de aplicação simples e rápida (Seifoddini,1990), mas necessita da visualização completa da matriz ordenada para identificação dos agrupamentos gerados.

O programa MODROC (Sundaran & Lian,1990) permite trabalhar com o limite máximo de 50 máquinas e 2000 peças.

2. Algoritmo "CIA" (Cluster Identification Algorithm) - Proposto em (Kusiak,1988), utiliza a densidade da matriz de incidência como a lógica de agrupamento. Não necessita da visualização da matriz nem de interação com o analista para identificação dos agrupamentos, mas apresenta solução apenas quando o conjunto de dados analisados permite a obtenção de EBD perfeita.

3. Algoritmo "SLC" (Single Linkage Algorithm) - O conjunto de algoritmos que utiliza medidas de similaridade como lógica de agrupamento baseia-se no trabalho de (Carrie,1973). Existe um grande número (por volta de 20) de algoritmos que utilizam alguma medida de similaridade.Suas principais características são a necessidade de definição prévia do coeficiente de similaridade que será usado (coeficientes diferentes podem gerar soluções de agrupamento distintas) e o uso de técnicas hierarquizadas para a classificação dos elementos da matriz.

Apresentam como inconvenientes o grande volume de interações, a forte dependência do analista e a necessidade de visualização da matriz de incidência.

Os principais problemas que ocorrem quando se utilizam estes algoritmos estão relacionados a seguir :

1. Inadequação para encontrar soluções nos casos de EBD imperfeita;

1. Indefinição da posição dos elementos de exceção (elementos que não se enquadram aos grupos gerados);

2. Dificuldade de visualização dos grupos (para matrizes com grande número de elementos);

3. Duplicação de recursos de modo a definir o grupo de cada elemento (Seiffodini,1989).

4. Apresentação de soluções diferentes, de acordo com o algoritmo aplicado;

5. Necessidade de considerar outros parâmetros para definir a solução(Kusiak,1991);

6. Inexistência de medidas de eficiência para comparar as soluções obtidas pelos diferentes algoritmos e possibilitar a escolha da melhor solução.

Este trabalho apresenta o método MIDAS (Método Simplificado para Identificação de Agrupamentos), cuja lógica de funcionamento é a a eliminação dos elementos de exceção das matrizes de incidência ,de modo a que sempre seja possível obter uma solução de agrupamentos em que os grupos gerados sejam mutuamente exclusivos.

Além disto, é utilizado um conjunto de medidas de avaliação para analisar a eficiência das soluções obtidas a partir da aplicação do método MIDAS.

2 .MÉTODO MIDAS (Método Simplificado para Identificação de Agrupamentos)

A aplicação do método MIDAS está descrita na figura 2, seguinte.

O primeiro passo é a obtenção da matriz de incidência representativa do sistema produtivo que se pretende modelar.

Uma vez obtida a matriz, deve-se aplicar um algoritmo de agrupamento qualquer, para verificar se é possível obter-se solução com grupos mutuamente exclusivos.

Em caso afirmativo, não há necessidade de aplicação do procedimento, pois esta é a situação em que qualquer algoritmo permitirá que se obtenha EBD perfeita.

Caso isto não ocorra, configura-se a situação de EBD incompleta.

O passo seguinte é a deteminação do potencial de exceção dos elementos (peças e máquinas) da matriz.

O método considera que os elementos com maior potencial de exceção são os que têm maior probabilidade de impedir a obtenção de grupos independentes.

O valor do potencial de exceção é determinado pelas seguintes relações :

Para as peças , o índice de potencial de gargalo é dado por :

IGP = (Número de máquinas em que a peça sofre operação)/(Total de máquinas)

Para as máquinas, o índice de potencial de gargalo é dado por :

IGM= (Número de peças que passam pela máquina)/(Total de Peças)

Uma vez determinados os valores de IGP e IGM, deve-se limitar o número de exclusões em função do número de elementos da matriz de incidencia .Este método propõe que se utilize até 15% dos elementos como passíveis de exclusão, tanto para máquinas como para peças.

Fixados os limites e definidos os potenciais de exclusão, deve-se examinar as possíveis soluções e compará-las quanto à eficiencia que apresentam. Para isto, utiliza-se um conjunto de avaliação composto pelas seguintes medidas :

a) Medidas de Eficiência de Agrupamentos GE ("Grouping Efficiency") e do percentual de Elementos de Exceção %EE , que são usadas para medir a eficiência da solução apresentada em relação à obtenção de EBD perfeita e em relação ao número de elementos de exceção encontrados;

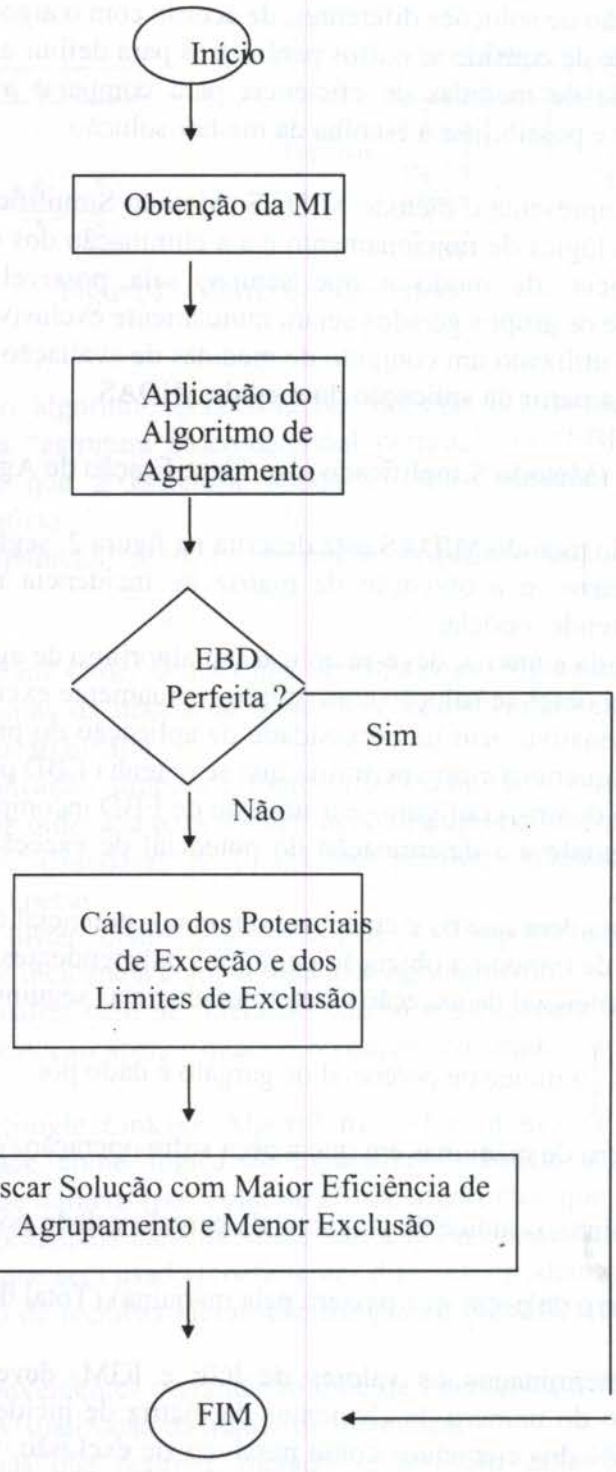


Figura 2: Aplicação do Método MIDAS.

b) Medidas de Proporcionalidade de Agrupamentos (MPA) e de Ocupação da Matriz de Incidência (MOM), que avaliam a solução obtida em termos de proporcionalidade dos grupos gerados e das dimensões (número de peças e máquinas) de cada agrupamento.

Estas medidas compõem o "conjunto de avaliação" (Batocchio et al.,1994)que permitirá a comparação entre as diferentes soluções obtidas, tanto a partir da aplicação do método MIDAS, como de qualquer outro algoritmo de agrupamento.

As soluções de agrupamentos mais adequadas, segundo o conjunto de avaliação utilizado, seriam aquelas que assumem os seguintes valores :

GE =100% ; %EE = 0 ; MOM = 1/p e MPA = 0;
onde p é o número de agrupamentos da soluçaõ considerada.

É evidente que entre todas as possíveis soluções que serão geradas pela aplicação do MIDAS,serão adotadas aquelas que apresentarem valores menores de IGP e IGM, e maior eficiência, dentro dos limites especificados.

Com a análise das soluções obtidas, chega-se ao final do procedimento proposto.

O exemplo de aplicação apresentado a seguir permite visualizar melhor a análise das possíveis soluções.

No entanto, cabe salientar que a exclusão do elemento da matriz não significa que a peça ou máquina correspondente será eliminada do sistema produtivo, mas apenas não deverá compor os grupos mutuamente exclusivos.

3. Exemplo de Aplicação

Para exemplificar a aplicação do método MIDAS, será utilizada a matriz de incidencia apresentada por (Crama & Oosten,1996) e que está mostrada na figura 3.

Peças

Máq	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25
1	1		1																						
2	1	1		1		1			1				1					1							
3	1	1		1				1								1									
4	1		1				1								1										
5	1	1			1						1														
6	1		1					1									1						1		
7	1		1				1							1											
8	1	1			1					1										1				1	
9	1		1			1						1													
10	1	1			1						1											1			
11	1	1			1				1											1				1	
12	1	1			1				1												1				
13	1	1		1						1									1						

Figura 3 : Matriz de Incidencia - Configuração Original, sem formação de grupos

Os valores de IGP e IGM estão determinados nas tabelas I e II, e os limites de exclusão , neste caso, permitem trabalhar com até 4 peças (15% do total de 25) e até 3 máquinas(15% do total de 13).

As soluções geradas para o exemplo estão agrupadas de acordo com os valores de IGP e IGM que apresentam, para facilitar sua análise e comparação em relação à eficiência medida usando o conjunto de avaliação.

Analisando-se os valores de IGP e IGM, verifica-se que as peças 1,2 3 e 5 e as máquinas 8 e 11 são as que apresentam maior potencial de exclusão.Desse modo, deverão ser os elementos considerados no processo de inclusão/exclusão para a obtenção das soluções.

Peças	1	2	3	4	5	6,7,8 ,9	10	11	12,13,14,15,16,17,18,19	20	21,22,23,24, 25
IGP	1.00	0.61	0.38	0.23	0.38	0.15	0.23	0.15	0.08	0.15	0.08

Tabela 1 : Valores de IGP para o exemplo dado

Máquinas	1	2, 3	4	5	6, 7	8	9	10	11	12, 13
IGM	0.16	0.20	0.16	0.20	0.16	0.24	0.16	0.20	0.24	0.20

Tabela 2 : Valores de IGM para o exemplo dado

Da aplicação do Método MIDAS, foram obtidas e analisadas 38 soluções distintas para o conjunto de dados apresentado. A tabela 3 a seguir apresenta as soluções obtidas.

Os valores de IM e IP correspondem aos índices de inclusão de elementos considerados pelas soluções (IP para as peças e IM para as máquinas).

São mostradas apenas as 6 soluções em que o tipo de estrutura gerada foi GME (Grupos Mutuamente Exclusivos). Nos demais casos não foi possível obter estrutura bloco-diagonal perfeita ,e as soluções geradas são do tipo GPS (Grupos Parcialmente Separáveis).

Entre as soluções de tipo GME geradas pela aplicação do método MIDAS, observa-se que em todos os casos, foram excluídas simultaneamente as peças 1 e 2.Para todas as soluções em que não há exclusão simultânea destas peças, a eficiencia apresentada é baixíssima ,inviabilizando estas opções.

N.º Solução	El. excluídos	IP (%)	IM (%)	GE (%)	% EE	Nº de Grupos	MPA	MOM (%)
16	P1 e P2	92	100	85	0	2	67,0	96
23	P1, P2 e M8	92	92,3	85	0	2	76,0	96
24	P1, P2 e M11	92	92,3	85	0	2	76,0	96
35	P1, P2 e P3	88	100	88,5	0	4	61,0	96,2
36	P1, P2 e P5	88	100	85,4	0	3	61,0	78,8
38	P1, P2, P3 e P5	84	100	90,2	0	5	38,0	95

Tabela 3: Quadro de Soluções para o Exemplo Dado

Embora todas as soluções geradas apresentem valores altos de eficiencia de agrupamentos, dentro dos limites considerados, tem-se que a Solução nº- 38 é a mais adequada.

Conclui-se portanto , que de acordo com o Método MIDAS ,a melhor solução tendo em vista a eficiencia dos agrupamentos gerados é a que propõe a exclusão simultânea das peças 1,2,3 e 5. e considera todas as máquinas da matriz.

A matriz rearranjada correspondente a esta solução está mostrada na figura 4 seguinte.

É possível observar a existencia de 5 agrupamentos,mutuamente exclusivos, que serão os núcleos a partir dos quais serão formadas as células de manufatura .

Embora este seja um passo importante do projeto das células, deve-se considerar que serão necessários outros estudos de viabilidade para definir a melhor opção de projeto das células definitivas.

Peças

Máq	4	9	18	16	8	19	17	7	14	15	6	13	12	10	20	25	24	21	11	23	22
2	1	1	1																		
3	1			1	1																
13	1	1				1															
6					1		1														
4								1		1											
7								1	1												
1											1	1									
9											1		1								
8														1	1	1					
11														1	1		1				
12														1				1			
5																			1	1	
10																			1		1

Figura 4 : Matriz rearranjada correspondente à Solução 38

4. Conclusão

A aplicação do Método MIDAS para identificação de agrupamentos em manufatura celular é uma opção mais adequada que os algoritmos tradicionais usados em formulação matricial, em virtude das várias vantagens que apresenta :

1.Sua rapidez de aplicação permite a obtenção do resultado em curto espaço de tempo;

2.Pode ser utilizado em conjunto com outros algoritmos, o que facilita sua aplicação e aprendizado por parte do analista;

3.Permite que se obtenha como resposta, um conjunto de soluções ,eliminando os elementos com maior potencial de exceção, para flexibilizar o processo de opção pela melhor solução, em função do critério que se adote como mais adequado.

4. Associa à aplicação do algoritmo, um conjunto de medidas de avaliação que permite analisar e comparar as soluções de modo a optar pela mais adequada.

5. Referências Bibliográficas

Batocchio,A.e Maestrelli, N.C. Medidas de Eficiência de Agrupamentos em Manufatura Celular. *Anais do XIV Encontro Nacional de Engenharia de Produção-ENEGEP* .Vol.2 p1022-1027,1994.

Carrie,A.S. Numerical Taxonomy applied to group technology and plant layout. *Int.Journal of Production Research,* Vol.11,n4,p399-416. 1973.

Cheng,C.H. A Comparative Examination of Selected Cellular Manufacturing Clustering - Algorithms. *Int.J.of Op.& Prod.Mgmt.*,Vol.15,n12,p86-97.1995.

Grama,Y. e Oosten,M. Models for machine-part grouping in cellular manufacturing. *Int. Journal of Prod. Res,* v. 34,n.6, p.1693-1713,1996.

Jha,N.K. *Handbook of FMS.* Academic Press Inc. 328p.1991.

King,R.J. Machine-component grouping in production flow analysis: an approach using a rank order clustering algorithm. *Int. Journal of Prod. Res*, v.18,n.2, p.213-232,1980.

Kusiak,A. Cluster Analysis for Group Technology. *Industrial Engineering.* p70-71,April.1988.

Kusiak,A. *Intelligent manufacturing systems.* Prentice Hall, 443p.,1990.

Kusiak,A. Branching algorithms for solving the group technology problem. *Journal of Manufacturing systems*, v.10,n.4,p.332-343,1991.

Seifoddini,H. Duplication Process in Machine Cells Formation in Group Technology. *IIE Transactions*, Vol.21,n4,p382-388,1989.

Seifoddini,H. Machine-component group analysis versus the SCM method in cellular manufacturing applications. *Computers Ind. Eng.* v.18,n.3,p.333-339,1990.

Sundaran, R.M.& Lian,W.S. An Approach for Designing Cellular Manufacturing Systems. *Manufacturing Review.* Vol.3,n2,p91-97, 1990.

UNESP
COBEM 97
XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB34

PORQUE REDESENHAR PROCESSOS FUTUROS/ *BECAUSE TO REDESIGN FUTURE PROCESSES*

Luiz Veriano O. Dalla Valentina
Faculdade de Engenharia de Joinville-FEJ/Universidade do Estado de Santa Catarina-UDESC
89201-970 Joinville/SC - E-mail: dem2ldv@dcc.fej.udesc.br

Osmar Possamai & Paulo M.Selig
Grupo de Análise de Valor/ Dept. de Eng. da Produção/Universidade Federal de Santa Catarina- UFSC
88040-900 Florionópolis/SC

Abstract

The present paper described some aspects on the increasing user's of process redesign in many organization, which can lead to dramatical improvements of performance.

Keywords

Redesign Process, Re-engineering, Redesenho de Processos, Reengenharia.

1. INTRODUÇÃO

A atual realidade competitiva de âmbito mundial está fazendo com que as organizações brasileiras comecem a repensar suas formas tradicionais de gerenciamento. Estas organizações estão descobrindo que precisam de novas abordagens para conseguir competir com igualdade, seja para manter, dominar ou somente sobreviver num mercado cada vez mais mutável. Este fenômeno ocorre graças às novas dimensões dos competidores que estão influenciando o mercado, bem como da transformação das bases para a competição (Prahalad, 1990).

A primeira situação se pode relacionar com as forças da mudança que pressionam as organizações brasileiras:

- clientes cada vez mais exigentes;
- mudanças quantitativas em tecnologia;
- competidores em nível mundial;
- presença de mercados globais de capital;
- escassez de recursos naturais e de recursos humanos qualificados;
- livre comércio dentro e entre mercados comuns (Mercosul, Nafta, etc.).
- etc.

A figura 1 mostra claramente que a base da competição de ontem se transformou, hoje, no preço de entrada para o mercado. Neste aspecto a boa qualidade e preços mais baixos já

3486

não é mais garantia de sucesso. Cada vez mais se torna necessário realizar inovações em produtos, ao mesmo tempo que se reduz o tempo de chegada destes ao mercado combinada com serviços rápidos e de excelência. As organizações, atualmente bem sucedidas, estão se livrando dos competidores graças à sua velocidade de operação. Estas apresentam uma forte vantagem competitiva reduzindo o tempo de chegada de seus produtos ao mercado e fornecendo serviços mais rápidos aos clientes, sem prejuízo da qualidade (Stalk, 1988; Stalk et al., 1992).

Ao mesmo tempo que muitas organizações estão trabalhando arduamente em buscar competências em níveis de tempo até o mercado, flexibilidade, serviço, outras, lideres do mercado, estão buscando nova base de competição - diferenciação de mercado em termos de flexibilidade e de virtualidade. A virtualidade se relaciona com a capacidade de criar uma sociedade virtual entre organizações através de toda a cadeia logística - organizações atuam juntas sinergicamente de forma a dominarem o mercado.

Neste novo ambiente competitivo, os processo de negócios atravessam não apenas os departamentos funcionais da organização, mas também, literalmente, organizações diferentes que formam a cadeia logística. Portanto, cada vez mais as organizações devem buscar a focalização dos processos para poderem melhorar radicalmente seu desempenho, ao mesmo tempo em que forçam seus competidores a verem as mudanças feitas como novos padrões para a competição.

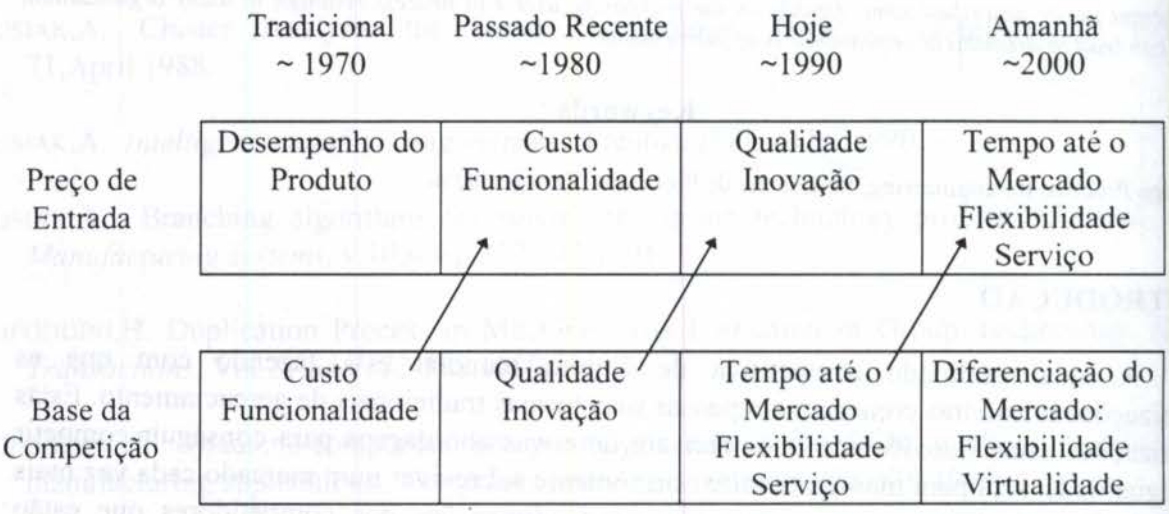


Figura1: Mudanças na Base da Competição

2. REDESENHO DO PROCESSO

Um processo de negócio, segundo Rummler-Brache (1990) , é uma série de etapas para produzir um produto ou um serviço. E pode ser visto como uma "cadeia de agregação de valores", em função de sua contribuição para a criação ou entrega de um produto/serviço, cada etapa de um processo deve acrescentar valor às etapas precedentes.

Redesenhar um processo de negócio significa alterar/modificar o mesmo do inicio ao fim - entendendo-se não como uma mudança em um ou em poucos elementos - de forma a obter melhores resultados para garantir vantagens competitivas significativas.

O redesenho dos processos em geral se concentra em alguns processos básicos dentre os muitos processos que ocorrem em qualquer organização. Um processo básico cria valor pela capacidade de competitividade que dá à organização. Os processos básicos são reconhecidos/valorizados pelos clientes, ou acionistas. São necessários para o sucesso no setor industrial no qual a organização está operando; podendo ser aqueles processos que a estratégia identificou como sendo críticos para serem excedidos para poder igualar ou vencer os competidores.

Os processos básicos de uma organização podem ser vistos em termos de logística interna (compras e planejamento), transformação (processamento do produto/serviço) e de logística externa (vendas), os outros (pesquisa e desenvolvimento, finanças, manutenção.) são processos de apoio (fig. 2).

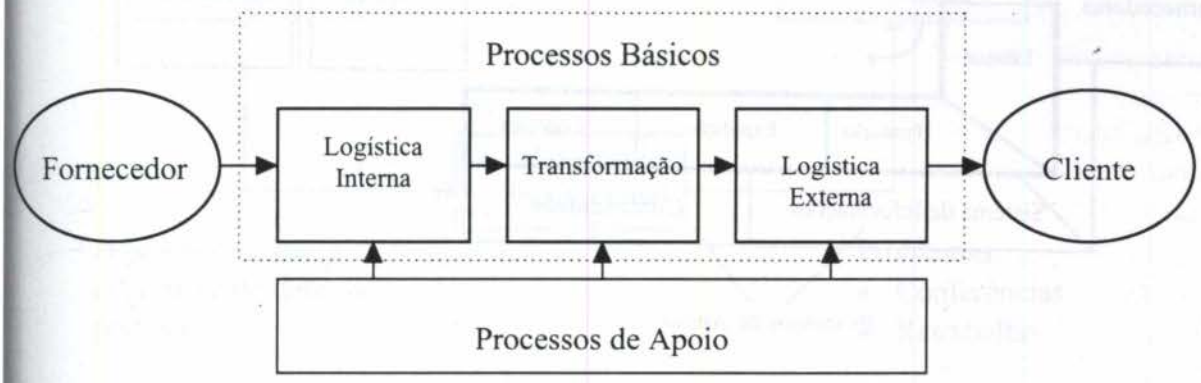


Figura 2 : Processos Básicos.

Normalmente existem entre cinco e oito processos básicos (Davenport, 1994) e por definição cada um deles tem um efeito específico fora da organização. Nem todos os processos básicos são visíveis imediatamente e de vez em quando a fabricação real de produtos não está no centro dos processos básicos da organização. Por exemplo, no mercado da cerveja, marketing e administração de marca é um processo básico.

Os processos básicos ou aqueles que os apóiam podem ser vistos da mesma forma com que se enxerga o de fabricação - um conjunto de subprocessos, que podem ser divididos em atividades/tarefas, que quando colocados juntos tomam um insumo, transformam-no e produzem um resultado. Mas enquanto que o processo de fabricação é físico, o processo básico é mais efêmero - na maioria das vezes incluindo o processo de fabricação como um componente - e se conecta com o exterior da organização. A figura 3 apresenta os processos básicos e os de apoio de uma organização de manufatura.

Os processos básicos existentes nas organizações são abrangentes englobando o fluxo de trabalho, do início ao fim, compostos por inúmeros subprocessos. Sendo que um dos principais problemas para a identificação dos mesmos é a sua fragmentação pela organização, o que torna difícil sua determinação de início e fim do processo. Portanto, quando da seleção dos processos para o redesenho, se deve estabelecer claramente as fronteiras que o delimitam e a sua importância relativa. É importante salientar que esta é uma atividade interativa, pois a seleção poderá ser mudada e negociada.

A decisão sobre quais processos básicos devem sofrer redesenho pode recair entre os que causam maior impacto, os mais problemáticos, os que podem ser mais facilmente reformulados ou aqueles que não vão encontrar muita resistência interna ao redesenho de

processo. Cada organização seleciona os processos para redesenho, de forma que lhe for mais apropriada.

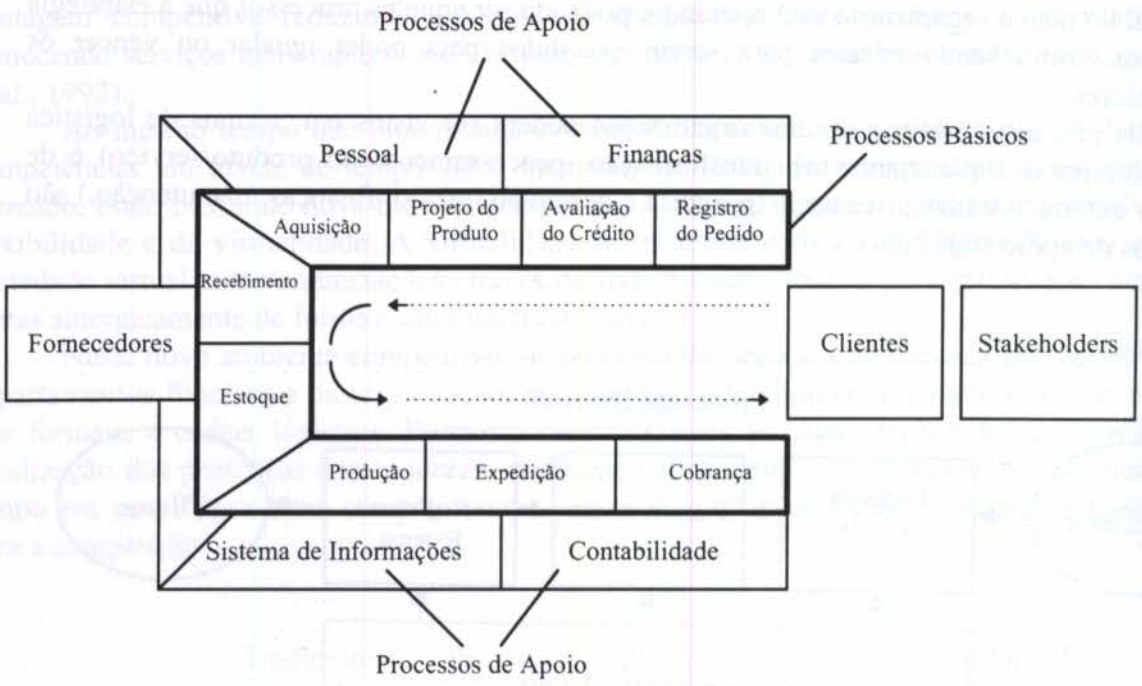


Figura 3 : Processos Básicos de uma Organização de Manufatura (adaptado de Kaleda, 1996).

Para Adair e Murray (1994), fundamentados nas suas experiências com centenas de processos numa ampla variedade de organizações, praticamente todos os processos de uma organização são candidatos ao redesenho.

A razão é muito simples. Os processos evoluem ao longo de sua vida como mostra a figura 4. Quando são criados, para gerar um resultado específico desejado, de acordo com a demanda do cliente externo ou interno, em geral eles são bastante simples e diretos. No começo de sua vida costumam ser muito eficientes. Podem passar por uma fase inicial de refinamento e adaptação, à medida que se ganha experiência, o que aumenta sua eficácia no ambiente organizacional específico em que se encontram. Essas alterações costumam ser de menor importância e construtiva.

Entretanto, com o passar do tempo, o plano inicial do processo continua evoluindo, em relação às necessidades dos clientes, às variações individuais introduzidas pelas pessoas que trabalham nele, ao crescimento e às mudanças da organização, e às modificações nas inter-relações de processos. O plano também muda para solucionar os problemas que vão surgindo. Essas mudanças tornam-se mais complexas e mais sérias quanto maior o tempo de vida do processo. As mudanças levam o processo a atingir um certo grau de institucionalização e maturidade, mas ao mesmo tempo, começam a diminuir-lhe a eficácia. Elas também podem assinalar o início de uma sucessão de atividades que acabam levando o processo ao excesso de controle e ao colapso.

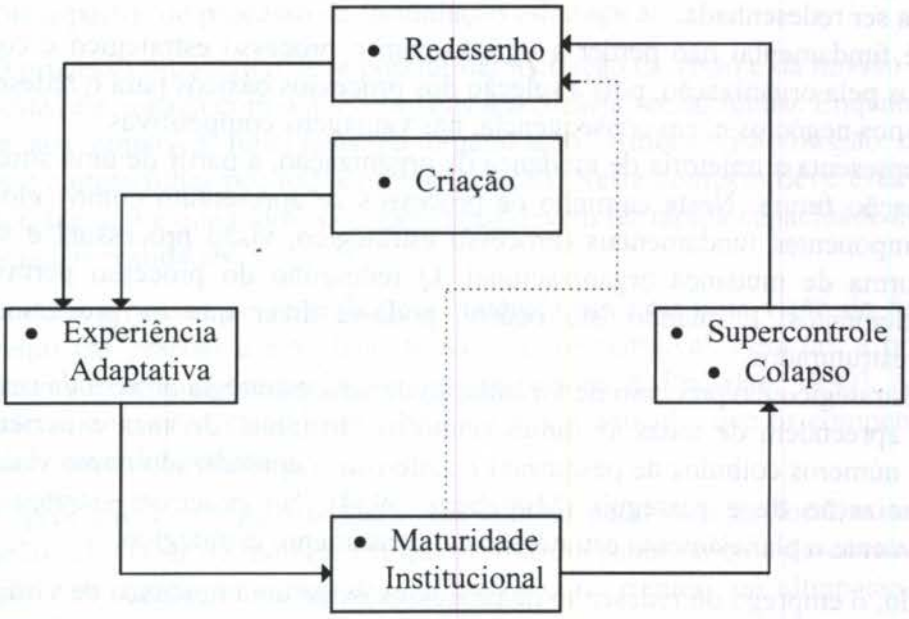


Figura 4 : O Ciclo de Vida de um Processo. (adaptado de Adair & Murray, 1994)

Na fase de maturidade, o processo ainda funciona. Já não é eficiente como antes, mas seu produto ainda atende às necessidades do cliente e pode ser entregue com pontualidade e flexibilidade, de acordo com as circunstâncias. Mas o processo começa a incorporar atividades extras, em geral visando localizar e sanar erros, a dividir a responsabilidade entre as linhas da organização e a criar especialistas em determinadas funções. Começa a haver ambigüidade de responsabilidade e autoridade. A redundância das atividades torna-se comum. Uma vez acrescentadas a um processo, com intuito de contornar um problema, mesmo temporário, as atividades tendem a tornar-se permanentes. Agora, "pertencem a alguém", constituem o emprego e a razão de ser desse alguém, e são zelosamente protegidas dos ataques.

Se essa evolução for reconhecida a tempo por um gerente bem informado e hábil, ele poderá entrar no circuito e redesenhar o processo, devolvendo-lhe a eficácia/eficiência original. No entanto, é muito freqüente o gerente constatar que não tem autonomia suficiente para tomar uma providência eficaz nesse sentido. O processo atravessa um número muito grande de fronteiras organizacionais e é definido por um número muito grande de procedimentos e protocolos operacionais padronizados, de fato adquiriu vida própria. Em conseqüência, sua evolução prossegue, porém de forma improdutiva, incorporando mais e mais atividades, aumentando a redundância, e originando filas de produto em cada etapa, à espera de conclusão. Leva-se mais tempo para chegar ao fim do processo, e aumenta o número de transferências entre as pessoas, pedidos de aprovação, conferências, conferências das conferências, e retrabalho. Gasta-se mais e mais tempo e energia trabalhando o processo, em vez de fazer o trabalho para qual o processo foi originalmente criado. Nesse caso, ocorreu um

colapso. O valor para o cliente ficou comprometido. O quadro é muito grave. O redesenho para a melhoria radical torna-se essencial.

Quando a organização começar a considerar os seus processos, perceberá que a maioria deles precisa ser redesenhada.

Entretanto, é fundamental não perder a ligação com o processo estratégico e com a visão futura definidos pela organização, pois a seleção dos processos básicos para o redesenho tem grande impacto nos negócios e, em conseqüência, nas vantagens competitivas.

A figura 5 representa a trajetória de mudança da organização, a partir de uma situação atual para uma situação futura. Neste caminho os processos se apresentam como elos de ligação entre os componentes fundamentais (processo estratégico, visão processual e visão futura) para esta forma de mudança organizacional. O redesenho do processo permite a integração destes elementos. E quando isto ocorre, pode-se dizer que os processos da organização foram restruturados.

O processo estratégico é o processo de formulação de uma estratégia através da captura do que os gerentes apreendem de todas as fontes (tanto os "insights" de suas experiências pessoais quanto aos números colhidos de pesquisas) e sintetizar o aprendizado numa visão de direção que a organização deve perseguir (Mintzberg, 1994). No processo estratégico é trabalhado conjuntamente o planejamento estratégico e o pensamento estratégico.

Por outro lado, o emprego do redesenho de processos exige uma mudança de visão: de uma visão tradicional (vertical) para uma visão de sistemas (horizontal) da organização. Os sistemas (horizontal) possibilitam uma visão processual da organização, a qual permite ver como o trabalho é realmente executado por processos que cortam as fronteiras funcionais. Estas mostram os relacionamentos internos entre cliente-fornecedor, por meio dos quais são produzidos produtos/serviços.

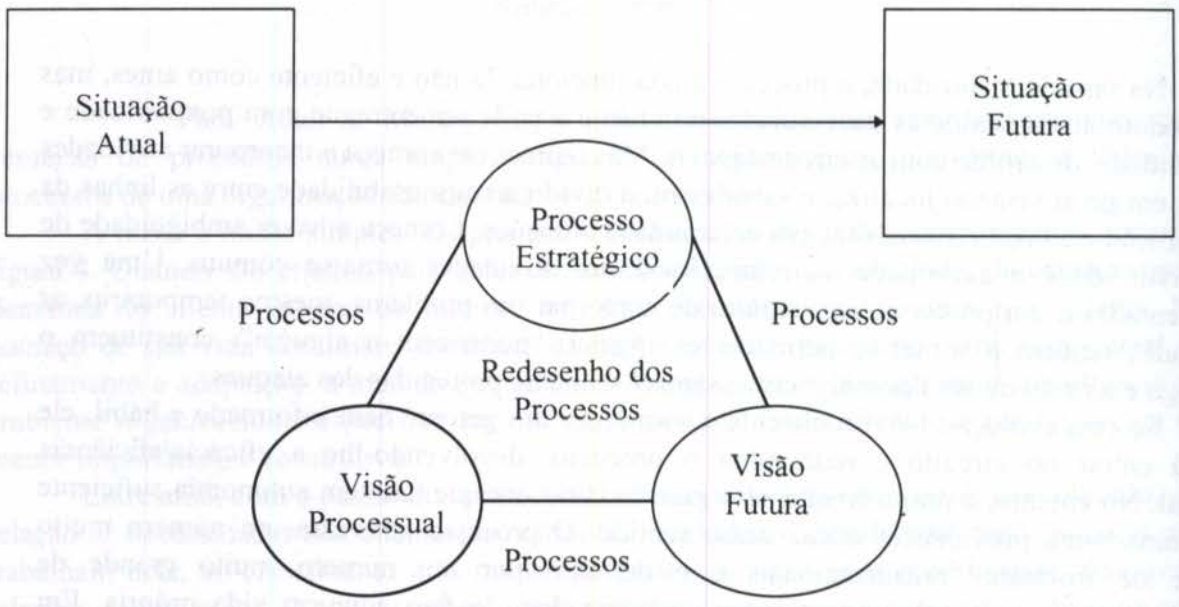


Figura 5 : Mudança via Redesenho dos Processos.

As organizações com estruturas tradicionais (divisões, departamentos, etc.) podem favorecer o planejamento estratégico. Enquanto que as organizações com visão horizontal podem favorecer o pensamento criativo/intuitivo. Entretanto, ambas as organizações precisam destes dois aspectos do processo de formulação estratégica.

O processo estratégico deve possibilitar a criação da visão e da missão da organização. A visão está relacionada com o que a organização deseja ser no futuro. Enquanto que a missão se refere aos objetivos funcionais da organização. Ambas visão/missão devem ser bem definidas e compartilhas por todos na organização. Neste contexto deve estar contida a idéia que nada é sagrado e que todos na organização devem ter rápida capacidade de mudar e de se adaptar a novas realidades.

Todo o processo de formulação estratégica deve ter uma visão de futuro, na qual o investimento em pessoal e em idéias torna-se imprescindível. Para tal, a organização deve buscar desenvolver suas competências básicas (Hamel & Prahalad, 1990). As competências básicas são o meio privilegiado para abrir um novo mercado, que os competidores têm mais dificuldades em trilhar ou imitar.

O processo estratégico baseado nas competências básicas focaliza-se naquilo que a organização sabe fazer de melhor, em que possui um saber único e desenvolve-se no sentido de reforçar essa vantagem competitiva sobre os concorrentes, até ultrapassá-los de maneira significativa.

3. CONCLUSÃO

As organizações para terem sucesso na mudança via redesenho de processos, devem estar voltadas para uma visão futura. As organizações inovadoras , segundo Hamel & Prahalad (1990), mais do que remendar os erros do passado, se preocupam em serem construtoras do futuro. O que requer uma parcela significativa de tempo de seus administradores na tentativa de antecipar as tendências de seu negócio e na melhor forma de aproveitar as oportunidades que daí surgirão. Estas organizações se dedicam a pensar no futuro com dez, quinze anos de antecedência. E para que isto ocorra, é fundamental que a organização desenvolva habilidades em identificar, cultivar e explorar as competências básicas que tornam possível o crescimento do negócio.

O redesenho do processo, direcionado pelo processo estratégico, possibilitará à organização se antecipar aos acontecimentos, fazendo com que a mesma responda de forma rápida e adequadamente às novas necessidades do mercado, bem como prever e criar um mercado futuro.

4. REFERÊNCIAS

ADAIR,C.H, MURRAY, B.A., Breakthrough Process Redesing: New Pathways to Customer Value. NewYork: AMACOM, 1994.

DAVENPORT, T.H., Reengenharia de Processos: Como Inovar na Empresa através da Tecnologia da Informação. Rio de Janeiro: Campus, 1994.

HAMEL,G. & PRAHALAD,C.K., The Core competence of the Corporation , Harvard Busines Review,n.68, pp.79-91, May-June, 1990.

KELADA, J.N. Integranting Reengineering With Total Quality. Milwaukee: ASQC Quality Press. 1996.

MINTZBERG, H.,The Fall and Rise of Strategic Planning, Harvard Busines Review, pp. 122-128, July-August 1994.

PRAHALAD,C.K. The Changing Nature of World Competition: Reversing the United State's Decline. Vital Speeches, pp 354-357, 01/04/1990.

RUMMLER,G and BRACHE,A.P. Improving Performance: How to Manage the White Space in the Organization Chart. San Francisco: Jossey-Bass Publishers. 1990.

STALK,G.Jr., EVANS,P. and SHULMAN,L.E. Competing on Capabilities: The New Rules of Corporate Strategy. Harvard Business Review, pp. 57-69, Mar/April, 1992.

STALK,G.Jr.Time- The Next Source of Competitive Advantage. Harvard Business Review, pp 41-51, July/Ago, 1988.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB394

A INFLUÊNCIA DO MODELO DO SISTEMA DE PRODUÇÃO NA SIMULAÇÃO DE ROTAS PARA AGVS / *THE MANUFACTURING SYSTEM MODEL INFLUENCE IN AGVS ROUTES SIMULATION*

ANTONIO BATOCCHIO & GUSTAVO NUCCI FRANCO
Departamento de Engenharia de Fabricação, Faculdade de Eng. Mecânica, UNICAMP
Caixa Postal 6122, CEP 13083 970, Campinas, Brasil, E-mail: batocchi@fem.unicamp.br

Abstract

Material handling system design plays an important rule in many manufacturing systems. Many times this design is a complex task, as it's integrated to the whole system. The design engineer should feel the impact on facilities layout, logistics policy and production policy. In this paper we discuss the influence of the manufacturing system model in Automated Guided Vehicles simulations. We present an Arena implemented example of a flow path layout, where models of different escopes and levels were used in order to feel the influence of the manufacturing system in the material handling system model performance. We compare a complex just-in-time model, where most of the production features were modeled, with a simple model, where the production system is modeled just as vehicles jobs.

Keywords

Automated Guided Vehicles; Facility Layout; Material Handling Systems; Material Flow; Simulation Models.
AGVS, Layout, Movimentação de Materiais, Fluxo de Materiais, Modelos de Simulação.

1. INTRODUÇÃO

Os sistemas de movimentação de materiais possuem um papel significativo em muitos sistemas de manufatura. O fluxo de materiais influi radicalmente em importantes índices de performance de sistemas de produção. Assim, o projeto de um sistema de movimentação ágil e eficiente é um fator de grande influência no sucesso de um sistema de manufatura como um todo.

Um sistema de movimentação que veio como um meio altamente viável para os anos 90 é o *Automated Guided Vehicles System* (AGVS), isso devido a seu alto grau de flexibilidade que condiz com as necessidades dos atuais sistemas, como o Sistema Flexível de Manufatura (FMS). Desse modo, os AGVS's assumiram uma importância significativa em muitos sistemas de manufatura, sobretudo quando temos um baixo/médio fluxo de materiais.

Uma maneira bastante utilizada para se dimensionar esses sistemas é através da simulação desses. Para tanto, diversos modelos foram propostos em muitos estudos acadêmicos, sendo que existe um problema a ser encarado: a relação entre a integração do modelo de fluxo de materiais no sistema produtivo e a complexidade dos dados necessários. O sistema de fluxo de materiais deve ser analisado como parte do sistema total, considerando sua influência na performance do sistema como um todo. Para essa análise global, no entanto,

um modelo relativamente complexo de todo o sistema deve ser implementado, dentro do qual será inserido o modelo de movimentação. Todo esse conjunto necessita de uma grande quantidade de dados, tornando-se um ponto vulnerável do modelo.

A proposta deste artigo é de discutir alguns modelos que representem sistemas de movimentação de materiais por AGV's, comparando-os para, assim, detectar as vantagens e desvantagens de modelos mais simples ou mais complexos. Para tanto, usou-se o programa comercial ARENA, no qual criou-se modelos de produção dentro do qual algumas topologias de rotas para AGV's foram inseridas e analisadas. Esse sistema de manufatura possui uma política de *just-in-time* (JIT), para o equilíbrio da produção, o que foi totalmente modelado no modelo mais complexo. Esse modelo passou por simplificações, chegando a modelos do sistema de produção mais simples, onde apenas uma matriz *from-to* determinou as tarefas a serem cumpridas pelo sistema de movimentação. Assim, observou-se a influência dos modelos de produção na análise de um sistema de movimentação de materiais.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Os AGVS são meios de se realizar o fluxo de material e seu projeto deve buscar sua eficiência. Sua importância pode ser observada em BAUMGARTEN (1989), o qual diz que entre 13% e 30% do custo de produção pode ser atribuído a movimentação de material. Assim, pesquisadores desenvolvem estudos para a solução de problemas parciais em sistemas de movimentação de materiais como otimização de layout, seleção de equipamentos e aperfeiçoamento do controle operacional.

MAXWELL&MUCKSTADT (1982) assumiram a complexa tarefa do projeto desses sistemas, considerando a especificação de equipamentos e seu impacto no layout, na logística e na produção. Desenvolveram um método para determinar o número mínimo de veículos necessários e as rotas desses, suprindo o sistema com o fluxo de materiais necessário.

EGBELO&TANCHOCO (1986) apresentaram um modelo para estimar o tráfego nas topologias bidirecionais, diferenciando topologias de múltiplas faixas de rolagem com as de faixas de rolagem de sentido variável. GASKINS&TANCHOCO (1987) propuseram uma rota ótima através de métodos de programação inteira 0-1, com o objetivo de encontrar a rota que minimizasse o número de viagens de veículos carregados.

AFENTAKIS (1989) desenvolveu um procedimento para projetar layouts em *loop* para Sistemas Flexíveis de Manufatura. KOUVELIS&KIM (1992) direcionaram o projeto de redes de *loops* unidirecionais através de uma formulação heurística. Nessa, o layout não é explícito, estando máquinas amarradas a pontos predeterminados. SINRIECH&TANCHOCO (1992) propuseram um procedimento de dimensionamento de sistemas *single-loop* em duas fases. Na fase I, um modelo de programação inteira é utilizado para determinar os sentidos do fluxo. Na fase II, um método heurístico é utilizado para melhorar a performance do sistema através da mudança de localização dos pontos de carga e descarga. SINRIECH&TANCHOCO (1994) introduziram uma topologia de layout de redes de movimentação de material baseada na segmentação da rede.

BOZER&SRINIVASAN (1991) introduziram um caso especial de conceito de zoneamento por *loop*, o sistema *tandem*. Na configuração dessa topologia, o sistema é particionado em zonas que não se cruzam, onde cada zona possui um sistema *single-loop* com apenas um veículo. CHOI et al. (1994) desenvolveram um modelo de simulação de eventos discretos em linguagem SIMAN com o objetivo de comparar uma topologia tradicional com uma *tandem*. Eles testaram vários parâmetros operacionais, de modo a verificar suas influências na performance de ambos os layouts.

Ainda que muita pesquisa vem sendo feita em áreas particulares da movimentação de materiais, seu caráter complexo continua a ser um fator considerável no seu desenvolvimento. Assim, REMBOLD&TANCHOCO (1994) descreveram um ambiente para ajudar a administrar a complexidade do projeto de sistemas de movimentação de material. Nesse ambiente eles descrevem meios para a seleção de ferramentas necessárias para o projeto desses sistemas, além de prover a integração e administração das tarefas num todo.

3. PROJETOS DE AGVS'S

Os AGVS's podem ser interpretados como sistemas onde veículos se movem sem o acompanhamento de um operador. São veículos elétricos, que possuem baterias recarregáveis, dirigidos por sinais de rádio ou por linhas indutivas espalhadas entre as estações e controlados automaticamente. Para isso, existem sistemas computacionais de controle internos ao veículo, equipamentos de controle de tráfego local e redes computacionais que integram o AGVS a todo sistema de manufatura. A primeira vantagem desses sistemas é a flexibilidade de instalação e layout, tornando-se o meio de movimentação típico dos FMS's.

O projeto de sistemas de movimentação de materiais é um fator significante no projeto de sistemas de manufatura. Segundo REMBOLD&TANCHOCO (1994), aquele projeto não se relaciona apenas a especificação de componentes individuais do sistema mas está diretamente ligado ao desempenho do sistema de manufatura como um todo. Um sistema de movimentação de materiais pode ser ótimo por si só, mas, se seu projeto não é suportado pelo sistema de manufatura como um todo, pode ter uma influência negativa no desempenho do sistema de manufatura.

3.1 Determinação do Layout das Rotas de Fluxo de Material

A determinação do layout das rotas de fluxo de material é uma das variáveis mais importantes no projeto de qualquer sistema de movimentação de materiais. Quando temos o layout fabril já definido, essa tarefa se concentra na escolha de linhas entre corredores candidatos, por onde a movimentação se realizará (faixas de rolagem), e a determinação do sentido para o fluxo material nessas linhas. Para isso, já foram desenvolvidos vários métodos, os quais estão associados a topologias de layout, essas mostradas por SINRIECH&TANCHOCO (1994).

A rede de fluxo bidirecional convencional é a topologia mais comum. Nesses sistemas, todo veículo pode trafegar por qualquer corredor em qualquer sentido. Todos estudos mostram que esses sistemas possuem muita eficiência em termos de performance, porém necessitam de um complexo sistema de controle para evitar colisões de veículos. Se os fluxos forem restritos a apenas um sentido em cada segmento da rede, o tráfego nas interseções se torna menor, sendo esse sistema mais fácil de se controlar. A essa topologia se dá o nome de convencional unidirecional.

Outra topologia utilizada é a particionada em múltiplas zonas, onde a rede é dividida em zonas não sobrepostas, conectadas por pontos de transferência. Assim fazendo, a complexidade do fluxo se reduz, reduzindo o tráfego. Um caso especial do conceito de zoneamento é a configuração tandem, sugerida por BOZER&SRINIVASAN (1991), onde a rede também é particionada em múltiplas zonas não sobrepostas, porém com apenas um veículo operando por zona.

A topologia *single-loop* simplifica a rede a apenas um loop, eliminando qualquer interseção ou rotas alternativas. Ao contrário da topologia tandem, onde a rede é particionada, a single-loop é totalmente conectada. Já a segmentada busca simplicidade e eficiência através

da segmentação da rede e divisão dos pontos de entrada e saída de materiais, combinando características de sistemas de estrutura simples, rotas curtas, fluxo bidirecional, com nenhuma interferência entre veículos.

3.2 Ferramentas de Projeto

REMBOLD&TANCHOCO (1994) propõe a divisão das ferramentas necessárias em três categorias: ferramentas analíticas, ferramentas de simulação e ferramentas de tratamento de dados de entrada e saída.

Uma ferramenta analítica pode ser a utilização de simples expressões matemáticas. A programação matemática, que se utiliza dos métodos quantitativos das áreas de pesquisa operacional, é outra ferramenta analítica bastante utilizada. GASKINS&TANCHOCO (1987) se utilizaram da programação inteira 0-1 para buscar uma rota ótima.

Os métodos de simulação dividem o modelo do sistema em componentes menores, os quais podem ser formulados de uma maneira mais clara, combinando, então, esses modelos para formar o modelo do sistema como um todo. Após construir o modelo, esse é ativado através da utilização de números randômicos para gerar eventos discretos simulados através do tempo, de acordo com uma distribuição probabilística adequada. Repetindo o modelamento para várias configurações alternativas, a mais ideal pode ser identificada comparando seus índices de performance resultados. É nessa ferramenta que este artigo se concentra em suas discussões.

No mercado, existem várias linguagens e pacotes computacionais para o desenvolvimento de modelos de simulação. Podem ser citados como exemplos o ARENA, PROMODEL, AUTOMODE, SIMFACTORY, WITNESS, TAYLOR, entre outros. LAW&MCCOMAS (1992) fazem uma comparação entre alguns desses softwares e suas aplicações.

O tratamento de dados de entrada e saída se faz necessário ao criar arquivos de dados de entrada de modelos e interpretar os dados de saída de modelos. Alguns pacotes de simulação, como o ARENA, possuem um conjunto de ferramentas para gerar gráficos, tabelas, animações, além de tratar dados e ajustar curvas de distribuição. As planilhas eletrônicas são uma interface de fácil utilização, indicadas quando a amigabilidade da ferramenta não é uma necessidade, sendo capazes de gerar gráficos. Os programas de CAD (Computer Aided Design) podem ser utilizados para descrever layouts de redes de fluxo de material.

No entanto, nenhuma dessas ferramentas deve ser utilizada de maneira isolada, e, sim, de forma integrada. Uma ferramenta de simulação, por exemplo, necessita de grande quantidade de tempo pará desenvolver, validar e rodar um modelo, se comparada com uma ferramenta analítica. Assim, estes modelos devem ser utilizados para limitar o número de configurações viáveis, antes de se iniciar o processo de simulação.

4. ESCOPO E NÍVEL DE DETALHAMENTO DE MODELOS

Em projetos de simulação, há a tendência de se querer modelar tudo sem parar para considerar o que realmente é necessário. Para um projeto ter sucesso, é necessário que o modelo correto seja desenvolvido. Para isso, o escopo e o nível de detalhamento devem ser definidos.

O escopo de um modelo é encontrado quando se responde a pergunta: "o que modelar?" Ele é o campo do modelo, ou seja, os elementos que devem ser incluídos no modelo.

O nível de detalhamento de um modelo é obtido quando se responde a: "como modelar?" Ele é a quantidade de detalhes a serem modelados ou a profundidade do modelo. Para cada elemento do escopo, devemos definir o quanto detalhado esse deve ser.

Quando se decide sobre o que e como cada elemento deve ser incluído no modelo, uma regra básica deve ser levada em conta: modelar a mínima quantidade de detalhes necessários que os objetivos do projeto sejam alcançados.

O objetivo principal desse artigo é de discutir o escopo e o nível de detalhamento do sistema de manufatura como um todo para avaliar a influência dos parâmetros do sistema de transporte no seu desempenho. Por exemplo, há a necessidade de incluir cada máquina dentro de cada estação no escopo do modelo ou detalhar relações existentes entre estações, como eventuais sistemas *just-in-time*?

5. EXEMPLO PARA DISCUSSÃO

MAXWELL&MUCKSTADT (1982) propuseram um layout com 9 pontos de entrada/saída de materiais, de acordo com a fig.1. Nesse, as faixas de rolagem por onde AGV's se movem são demarcadas por segmentos denotados pelos nós A, B, C, D e E. Cada faixa de rolagem possui um único sentido de fluxo de materiais, sendo esse denotado pelas setas. Um veículo chegando ao nó E, vindo dos segmentos (CE) ou (DE), não pode se mover para o nó A. Assim, veículos vindos de (CE) ou (DE) somente podem se mover para a área de almoxarifado.

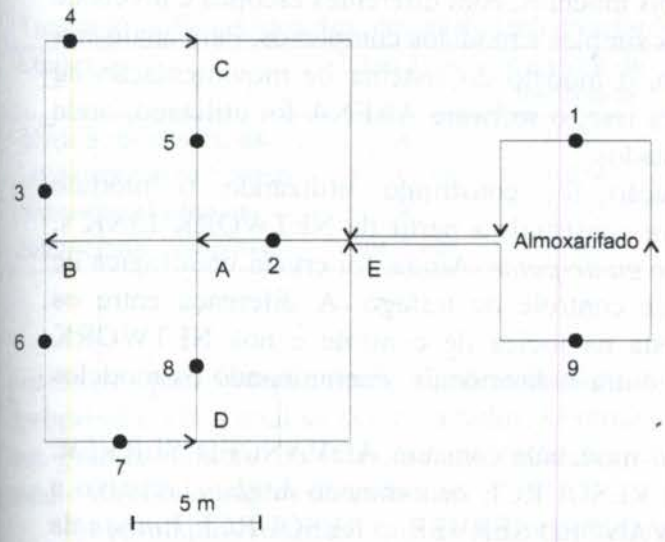


Figura 1 - Layout da topologia proposta por MAXWELL&MUCKSTADT (1982)

Para fins de controle, os segmentos são divididos em zonas contínuas não sobrepostas. Essas zonas são projetadas de tal forma que uma zona pode conter apenas um veículo, existindo, assim, um sistema de controle computacional para evitar colisões.

Sobre esse sistema clássico, foi suposta a produção de 6 peças. Os pontos 2 a 8 estão associados à entrada e a saída de peças das seções 2 a 8. Cada peça possui uma seqüência de seções pelas quais deve passar, com tempos específicos de processo em cada uma, conforme a tab.1. O ponto 1 do almoxarifado supre a produção, de acordo com o intervalo de saída de lotes de matéria prima relativo a cada peça. Para aumentar a dependência das seções, supõe-se um

Tabela 1: Seqüências de operação das peças para o exemplo proposto.

Peça	estação / tempo de processo	intervalo
1	*2/10, 3/37, 9*	*EXPO(70)*
2	*2/13, 6/16, 7/24, 9*	*EXPO(65)*
3	*5/13, 9*	*EXPO(25)*
4	*2/9, 8/25, 9*	*EXPO(40)*
5	*3/17, 4/29, 9*	*EXPO(65)*
6	*6/17, 7/34, 9*	*EXPO(90)*

sistema *just-in-time* onde há 3 *kanbans* para cada tipo de peça em cada estação. Se não há um *kanban* livre, a peça não é produzida na estação anterior.

O sistema de movimentação possui 3 veículos com velocidade de apenas 75 metros por minuto, tanto carregados como descarregados. Há um tempo de 2 minutos para efetuar a carga e descarga desses, sendo que a capacidade de carga de cada veículo é de apenas um lote de peças.

Surge então a proposta de uma alteração na topologia do sistema de transporte. Propõe-se que sejam criadas áreas de carga e descarga de materiais, de modo a não atrapalhar o trânsito de veículos ao se realizar a carga ou descarga de peças, conforme foi descrito por EGBELO&TANCHOCO (1986). No entanto, isso requer uma certa quantidade de recursos financeiros, devendo, assim, ser realizado um estudo de simulação para analisar a viabilidade da mudança antes de sua implantação. Ou seja, as medidas de desempenho do sistema atual deverão ser comparadas com as relativas a configuração proposta.

5.1 Os Modelos de Simulação

Para cada configuração, serão montados dois modelos, com diferentes escopos e níveis de detalhamento, os quais chamaremos de modelos simples e modelos complexos. Para analisar a influência do modelo do sistema de produção, o modelo do sistema de movimentação de materiais será o mesmo para cada modelo. Para isso, o software ARENA foi utilizado, onde os quatro modelos em questão foram implementados.

O modelo do sistema de movimentação foi construído utilizando o módulo TRANSPORTER. A rede de movimentação foi construída a partir de NETWORK LINK's, fazendo com que os veículos trafegassem sobre *guide-paths*. Ainda, foi criada uma lógica de controle de tráfego para simular o sistema de controle de tráfego. A diferença entre os modelos das duas configurações diferentes está na lógica de controle e nos NETWORK LINK's, que em uma são unidirecionais e na outra bidirecionais, denominando-os modelos unidirecionais e modelos bidirecionais.

Nos modelos complexos, cada estação foi modelada com um ADVANCED SERVER. Antes de entrar na estação, a peça ocupa um RESOURCE denominado *kanban*, relativo a estação seguinte. Ao iniciar o processo no ADVANCED SERVER, o RESOURCE *kanban* da operação anterior é liberado. A capacidade de cada RESOURCE *kanban* é igual ao número de *kanbans* de cada estação por peça. Há ainda toda uma lógica para ocupar o *kanban* da peça certa para cada estação, realizando, assim, um sistema *just-in-time*.

Para os modelos complexos há, ainda, um módulo de SEQUENCES que define para cada peça a seqüência de estações a ser seguida e o tempo de processo em cada uma. A chegada e saída das peças no sistema se dá por módulos ARRIVE e DEPART.

Já para os modelos simples, foi obtido a partir dos modelos complexos os intervalos de saída de cada tipo de peça em cada estação. Com isso, podemos obter uma matriz *from-to* que dá apenas o fluxo de material, não importando o que ocorre dentro das estações. Esses intervalos foram colocados de acordo com a distribuição probabilística que melhor os representava, conforme definido pelo software ARENA.

Desse modo, os modelos simples foram montados apenas com um módulo ARRIVE e um DEPART para cada fluxo de material. Se uma peça entra em uma determinada estação, é processada, e sai para outra, esse modelo representará esse sistema apenas como dois módulos de DEPART's e um módulo de ARRIVE. Assim, é como se cada vez que uma peça saísse de uma estação, ela entrasse no sistema, e quando entrasse noutra estação, saísse do sistema. As peças possuem interação apenas com o sistema de movimentação; o sistema formado pelas

estações foi modelado apenas com as distribuições, que se integram como as tarefas a serem cumpridas pelo sistema de movimentação de materiais.

5.2 Os Resultados Obtidos

Inicialmente, notou-se que os modelos simples não foram capazes de avaliar alguns índices de performance, como o *lead-time* e o *work-in-process*, devido ao fato das peças não realizarem um trajeto contínuo desde sua entrada no sistema, passando pelas estações, até sua saída desse. Por isso, um índice que indica o número médio de peças no sistema a espera de transporte foi inserido no modelo. Com ele, mudanças no lead-time podem ser avaliadas, já que o novo índice é diretamente proporcional ao tempo de espera de peças por veículos. Outro índice de performance analisado foi o de utilização média dos veículos. Eles darão informações quanto a ociosidade desses equipamentos.

Após montar, validar e rodar o modelo, seus resultados foram tratados e tabelados, conforme a tab.2. Para isso, sendo esse um sistema não terminal, alguns tratamentos foram realizados para que os resultados fossem estatisticamente confiáveis. Uma longa replicação foi simulada, sendo sua fase transiente identificada através de uma análise gráfica, e excluída. Em seguida, o mínimo lote necessário para independência foi determinado. Foi também determinado o tamanho de lote apropriado, via a análise dos resultados. O modelo foi então re-simulado para a obtenção de um grande número de lotes, sendo então seu comportamento analisado baseado no valor médio das observações de cada lote.

Tabela 2: Resultados dos índices de performance dos modelos

Modelos	Lead Time	# espera de transporte	Utilização dos veículos
unidirecional simples	*X*	*0,752*	*78,7%*
unidirecional complexo	*116,0 min*	*0,834*	*84,6%*
bidirecional simples	*X*	*0,291*	*64,2%*
bidirecional complexo	*106,7 min*	*0,367*	*69,7%*

Os resultados mostram que existe uma melhora significativa no desempenho do sistema, tanto a nível do sistema de transporte quanto a nível do sistema de produção global. Houve uma redução no lead-time, que é em parte reflexo da diminuição do tempo de espera das peças por um veículo, expresso nos resultados como o número em espera por transporte. De posse desses resultados, deve haver a comparação desses com os custos relativos a implantação da nova configuração.

6. CONCLUSÕES

Pode ser notado que, ainda que os resultados obtidos pelos modelos mais simples se distanciem um pouco daqueles obtidos pelos modelos mais complexos, eles mostram o quanto uma configuração é melhor que a outra, o que era o objetivo do projeto.

A grande vantagem da utilização de modelos simples não está na implementação do modelo, e sim, na maior facilidade de obtenção de dados, tornando-os mais confiáveis. Para o modelo simples proposto no exemplo, seria necessário, além dos dados do sistema de movimentação de materiais (layouts, veículos, etc.), apenas uma coleta de dados dos momentos em que os materiais são colocados nos pontos de saída de materiais das seções e seus destinos. Não há, então, a necessidade de se conhecer os dados relativos a produção desses, como roteiros de fabricação com as seqüências e os tempos de processo.

Deve ser comentado, ainda, que essa discussão foi sobre um caso específico, que, embora extremo, não pode ser tomado como padrão. Então, deve ser realizado um estudo do sistema em questão, para definir o escopo e o nível de detalhamento mais adequados para o modelo, lembrando sempre que o modelo mais simples que alcança os objetivos do projeto é o que se comportará da melhor maneira.

Estudos futuros podem ser dirigidos sobre outros sistemas de produção, com as diversas topologias e políticas de produção, a fim de identificar novos escopos e níveis de detalhamento.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AFENTAKIS, P. (1989) A loop layout design problem for flexible manufacturing systems. *International Journal of Flexible Manufacturing Systems*, v.1, p.175-196.

BAUMGARTEN, H. (1989) Trends in logistics. *Proceedings of the 7th International Conference on AGV Systems*, June, Berlin, Germany.

BOZER, Y.A. & SRINIVASAN, M.M. (1991) Tandem configurations for automated guided vehicles systems and the analysis of single vehicle loops. *IIE Transactions*, v.23, n.1, p.72-82, Mar.

CHOI, H.G., KWON, H.J. & LEE, J. (1994) Traditional and tandem AGV system layouts: a simulation study. *Simulation.* p.85-93, Aug.

EGBELU, P.J. & TANCHOCO, J.M.A. (1986) Potencials for bi-directional guide-path for automated guided vehicle based systems. *International Journal of Production Research*, v.24, n.5, p-1075-1097, May.

GASKINS, R.J. & TANCHOCO, J.M.A. (1987) Flow path design for autoated guided vehicle systems. *International Journal of Production Research*, v.25, n.5, p-667-676, May.

KOUVELIS, P. & KIM, M.W. (1992) Unidirectional loop network layout problem in automated manufacturing systems. *Operations Research*, v.40, n.3, May-Jun.

LAW, A.M. & MCCOMAS, M.G. (1992) How to select simulation software for manufacturing applications. *Industrial Engineering*, p.29-35, Jul.

MAXWELL, W.L. & MUCKSTADT, J.A. (1982) Design of Automatic Guided Vehicle Systems. *IIE Transactions*, v.14, n.2, p.72-82, Jun.

REMBOLD, B.F. & TANCHOCO, J.M.A. (1994) SFT - An integrated framework for the design of material flow systems. *Material Flow Systems in Manufacturing.* Edited by: J.M.A. Tanchoco, Chapman&Hall.

SINRIECH, D. & TANCHOCO, J.M.A. (1992) The impact of empty vehicle flow on the perforance of single loop guide path. *International Journal of Production Research*, v.30, n.10, p-2237-2252, Oct.

SINRIECH, D. & TANCHOCO, J.M.A. (1994) SFT - Segmented flow topology. *Material Flow Systems in Manufacturing.* Edited by: J.M.A. Tanchoco, Chapman&Hall.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB842

ESPECIFICAÇÃO E DIMENSIONAMENTO DE SISTEMAS DE MANIPULAÇÃO E TRANSPORTE DE MATERIAIS UTILIZANDO SIMULAÇÃO E SISTEMA ESPECIALISTA / USE OF SIMULATION AND EXPERT SYSTEM FOR MATERIAL HANDLING SYSTEMS SPECIFICATION

ORIDES MORANDIN JUNIOR
JOSÉ LUIZ MIRANDA JUNIOR
EDILSON REIS R. KATO
ARTHUR J. V. PORTO

Departamento de Engenharia Mecânica
Escola de Engenharia de São Carlos - USP
Av. Dr. Carlos Botelho, 1465 - São Carlos - SP - CEP 13560-250

Abstract

This paper proposes the use of simulation and expert systems for material handling systems specification. A comercial simulator is used for modeling a system and give data about its features. Then, an expert system is proposed for aid to make decison using data obtained from simulation and some other systems features

Keywords

Expert Systems, Simulation, Manufacturing Systems, Sistemas Especialistas, Simulação, Sistemas de Manufatura

1. INTRODUÇÃO

No projeto de um ambiente de manufatura, a definição da disposição física dos recursos (máquinas, transportadores, "buffers", armazéns, etc.) é um fator altamente relevante para atingir um determinado desempenho na fabricação.

A verificação do fluxo de materiais na fabricação obedecendo o planejamento de processos, indica a disposição de alguns desses recursos, uma vez definida a característica do sistema produtivo, ou seja, definida a utilização de máquinas convencionais, máquinas ou sistemas automatizados, linhas de transferência, células de manufatura, sistemas flexíveis de manufatura, manufatura integrada por computador, etc.

Dentro desses ambientes encontram-se os sistemas de manipulação e transporte de materiais, tais como esteiras, veículos auto-guiados (AGV's), empilhadeiras, etc.

Os principais problemas encontrados na implementação do Sistema de Manipulação e Transporte estão relacionados com a definição do "layout" de trajetórias, da quantidade de AGV's ou empilhadeiras, da velocidade das esteiras ou de tráfego dos veículos, da escolha do tipo de carga (simples, múltipla, etc.), da estratégia de despacho utilizada, bem como de outras

3503

características como, para o caso de AGV's, o tipo de guia, método de comunicação, entre outras.

Uma maneira de se encontrar soluções para a definição de algumas dessas características é através do uso de ferramentas de simulação, pelas quais podem-se ensaiar vários cenários ou um cenário várias vezes, mudando-se cada uma das suas características, obtendo-se como resultado da simulação, dados que informam o desempenho do sistema, para cada uma das configurações ensaiadas. Estes dados podem então ser comparados e utilizados para o apoio à tomada de decisão.

Ainda, a tomada de decisão final pode ser automatizada por meio de um sistema especialista que, através de várias perguntas formuladas ao usuário, relativas aos resultados das corridas de simulação, bem como, em relação aos requisitos e características do "chão de fábrica", pode fornecer as melhores configurações do Sistema de Manipulação e Transporte a ser adotado.

2. Simulação do Sistema de Manipulação e Transporte

A simulação é uma técnica de resolução de problemas através da observação do comportamento em relação ao tempo, de um modelo dinâmico de um sistema. Essas técnicas de simulação utilizam um modelo do sistema e o manipula de forma a obter informações a respeito do seu comportamento, ou ainda, para ajudar na obtenção de regras de tomadas de decisão durante a fase do projeto.

Utilizam-se técnicas de simulação para validação de sistemas sem que se tenha necessidade da implementação real, evitando-se perda de tempo, dinheiro e riscos desnecessários.

Características do Sistema de Manipulação e Transporte ensaiadas na simulação

Quando uma peça entra no sistema de fabricação para efetuar sua transformação, ela requisita um recurso para seu transporte e seleciona a primeira estação de todas as estações possíveis para seu processamento. Todas as peças transferidas para as filas de entradas das estações são selecionadas pelas máquinas para realizarem o seu processamento. Para os recursos de transporte existem dois tipos de decisões a serem tomadas em relação às estratégias de despacho. Uma delas é selecionar uma peça das filas de saída quando mais do que uma estão requisitando um único recurso ao mesmo tempo . E a outra é selecionar a localização de espera do recurso quando não existe nenhuma solicitação de transferência para qualquer estação.

Algumas estratégias de despacho podem ser utilizadas. A tabela 1 fornece algumas delas.

Tabela 1 - Estratégias de despacho

ESTRATÉGIA	DESCRIÇÃO
SPT	"Shortest Processing Time"
EDD	"Earliest Due Date"
MODD	"Modified Due Date"
FCFS	"First Come First Serviced"
SFTO	"Shortest Flow Time at Operations"
WINQ	"Work In the Next Queue"
CYC	"Cyclic Selection"
SDS	"Shortest Distance to Station"
PLC	"Ladder Logic Sequencing"

O simulador opera o modelo do sistema por um determinado período. Então, a análise da operação do sistema é feita sobre a seleção das melhores características do recurso (quantidade, capacidade, etc.) no sistema com base em um critério de desempenho especificado. A tabela 2 nos mostra alguns destes critérios de desempenho comumente utilizados.

Tabela 2 - Critérios de desempenho

CRITÉRIO DE DESEMPENHO	DESCRIÇÃO
F	Tempo médio de fluxo
N_O	Número de peças completas
$\overline{T}$	Atraso médio
T_{RMS}	Valor médio do atraso
N_T	Número de peças atrasadas

As corridas de simulação têm portanto, o objetivo de mostrar as características dos recursos cruzando várias situações, ou seja, informa esses dados (quantidade, capacidade, etc.) para uma situação, por exemplo, de estratégia de despacho "Shortest Processing Time" (SPT) considerando como critério de desempenho o Tempo Médio de Fluxo (F).

Em seguida, gera os dados considerando um segundo critério de desempenho, e assim por diante, de forma a constituir uma tabela de dados informando o tempo de fabricação segundo as características dos recursos para todas as combinações possíveis entre Estratégias de Despacho e Critérios de Desempenho.

Um exemplo de aplicação: sistemas de AGV's em células de manufatura

Para ilustração dos possíveis dados resultantes das corridas de simulação pode-se utilizar a tabela 3, que mostra a quantidade e capacidade de carga de AGV's em uma célula de manufatura (KATO, MORANDIN e PORTO, 1995).

A partir desses dados verifica-se por exemplo, que para o critério de desempenho Tempo Médio de Fluxo, com regra de despacho "Shortest Processing Time" e um AGV com capacidade para carga de duas peças, o tempo de fabricação para um lote desse tipo de peça foi Tf1.

Com todos esses tempos totais de fabricação, verifica-se qual o menor deles e obtém-se quais as características dos recursos, bem como a estratégia de despacho, de acordo com um critério de desempenho estabelecido.

Tabela 3 - Dados das corridas de simulação (mostra apenas a lógica de formação dos dados, deixando de indicar todas as possíveis combinações entre as variáveis do modelo, por uma questão de simplificação).

Critério	Estratégia	Quantidade de AGVs	Capacidade de carga	Tempo de fabricação
F	SPT	1	1	Tf1
F	SPT	1	2	Tf2
F	SPT	2	1	Tf3
F	SPT	2	2	Tf4
.	.	.	.	.
.	.	.	.	.
.	.	.	.	.
F	EDD	1	1	Tf5
F	EDD	1	2	Tf6
F	EDD	2	1	Tf7
F	EDD	2	2	Tf8
.	.	.	.	.
.	.	.	.	.
.	.	.	.	.

No	SPT	1	1	Tn1
No	SPT	1	2	Tn2
No	SPT	2	1	Tn3
No	SPT	2	2	Tn4
.	.	.	.	.
.	.	.	.	.
.	.	.	.	.
No	EDD	1	1	Tn5
No	EDD	1	2	Tn6
No	EDD	2	1	Tn7
No	EDD	2	2	Tn8
.	.	.	.	.
.	.	.	.	.
.	.	.	.	.

3. IMPLEMENTAÇÃO DO SISTEMA ESPECIALISTA

Sistemas Especialistas têm sido usados como uma expressão para identificar sistemas baseados em conhecimento, e fazem parte de um ramo da Inteligência Artificial (I.A.).

Um Sistema Especialista pode realizar tarefas de diversos campos de aplicação, resolvendo de forma satisfatória muitos problemas reais de relativa complexidade e sua idéia básica é formular questões ao usuário e, através da utilização de uma base de conhecimentos implementada por um especialista no assunto, fornecer resultados ou diagnósticos da análise.

Para exemplificação pode-se utilizar a escolha das características físicas de um AGV onde o sistema baseai-se nas respostas a questões de um usuário e da análise realizada sobre a saída de Simulação executada anteriormente.

Sua base de conhecimento tem um domínio descrito na tabela abaixo, onde todas as características necessárias e suficientes para que um sistema de AGVs seja especificado com sucesso são apresentadas (MORANDIN, 1994).

Características a serem implementadas:

Tabela 4 - Características de um AGV.

CARACTERÍSTICAS	OPÇÕES
Direção	Unidirecional Bidirecional Lateral
Guia	Ótica Indutiva
Comunicação externa	Discreta Contínua
Carga	Oportuna A cada ciclo
Chassi	Rígido Com articulação ou suspensão
Tração	Com controle de velocidade Sem controle de velocidade
Segurança	Veículo a veículo Veículo a objeto Veículo a pessoa

O Sistema Especialista que auxilia o usuário a especificar um sistema de AGV's aborda duas etapas de desenvolvimento. A primeira é a sistematização do conhecimento de especificação de um AGV, utilizando-se uma técnica de diagramação (árvore de decisão) para a representação do processo decisório. A segunda é a implementação da base de conhecimento em um "software" comercial para criação de Sistemas Especialistas ("Shell").

3.1. Sistematização do Conhecimento

De acordo com o domínio do problema, dirigir o processo de raciocínio pode tornar-se uma tarefa difícil, no entanto sua importância é muito grande pois o especialista pode, através de sua conduta, chegar ao núcleo do problema diretamente.

A estratégia de resolução do problema para se especificar qual o tipo de AGV é o mais indicado para o sistema em estudo pode ser representado por árvores de decisão.

A Figura 1 a seguir representa a lógica de decisão na determinação de uma das características do AGV que, no caso é o tipo de movimentação (unidirecional, bidirecional e lateral).

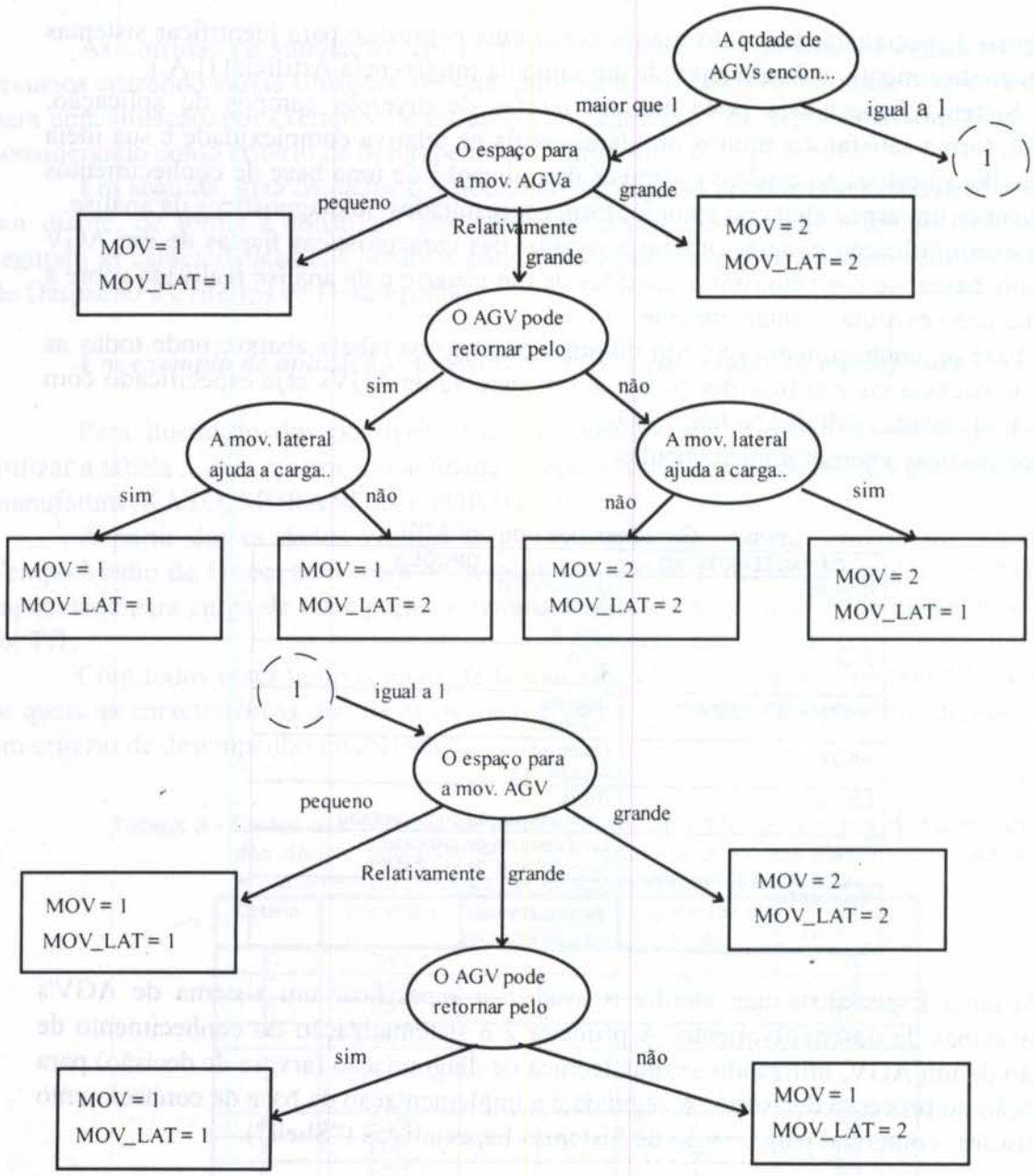


Figura 1 - Determinação do tipo de movimentação para mais que um AGV.

3.2. Implementação da Base de Conhecimento

O sistema implementado para a árvore de decisão da determinação do tipo de movimentação do AGV é discutido a seguir, sendo montado na forma de "perguntas" ("qualifiers") e "regras" ("rules"), de acordo com a estrutura do "software".

As "perguntas" fornecem algumas "escolhas" ("choices") de acordo com a combinação da especificação das características do AGV. As "variáveis" armazenam o tipo de escolha associada às regras para um determinado tipo de AGV, "regras" estas que formam a base de conhecimento.

Para o caso do tipo de movimentação temos a edição da saída do "software" descrita nas tabelas abaixo:

Tabela 5 - Qualificadores.

	QUALIFIERS	
1	O espaço para a movimentação do AGV é	• pequeno • relativamente grande • grande
2	A quantidade de AGV's encontrada pelo sistema de simulação é	• igual a 1 • maior que 1
3	O AGV pode retornar pelo mesmo caminho que andou sem interferir no tráfego dos outros AGV's?	• sim • não
4	Um AGV com movimentação lateral ajudaria consideravelmente a carga ou descarga de determinadas máquinas?	• sim • não

Tabela 6 - Escolhas.

	CHOICES:
1	AGV com movimentação unidirecional
2	AGV com movimentação bidirecional
3	AGV com movimentação lateral

Tabela 7 - Variáveis.

	VARIABLES:	
1	MOV é a variável que vai descrever qual o tipo de movimentação do AGV.	Type = Numeric Initialize = 0.000000 Upper limit = 2.000000 Lower limit = 0.000000
2	MOV_LAT é a variável que descreve se o AGV necessita ou não de movimentação lateral.	Type = Numeric Initialize = 0.000000 Upper limit = 2.000000 Lower limit = 0.000000

Tabela 8 - Regras

RULES	IF	THEN
1	A quantidade de AGV's encontrada pelo sistema de simulação é {igual a 1} and: O espaço para a movimentação do AGV é {pequeno}	[MOV] IS GIVEN THE VALUE 1 and: [MOV_LAT] IS GIVEN THE VALUE 1
2	A quantidade de AGV's encontrada pelo sistema de simulação é {igual a 1} and: O espaço para a movimentação do AGV é {grande}	[MOV] IS GIVEN THE VALUE 2 and: [MOV_LAT] IS GIVEN THE VALUE 2
3	A quantidade de AGV's encontrada pelo sistema de simulação é {igual a 1} and: O espaço para a movimentação do AGV é {relativamente grande} and: Um AGV com movimentação lateral ajudaria consideravelmente a carga ou descarga de determinadas máquinas? {sim}	[MOV] IS GIVEN THE VALUE 1 and: [MOV_LAT] IS GIVEN THE VALUE 1
4	A quantidade de AGV's encontrada pelo sistema de simulação é {igual a 1} and: O espaço para a movimentação do AGV é {relativamente grande} and: Um AGV com movimentação lateral ajudaria consideravelmente a carga ou descarga de determinadas máquinas? {não}	[MOV] IS GIVEN THE VALUE 1 and: [MOV_LAT] IS GIVEN THE VALUE 2
5	A quantidade de AGV's encontrada pelo sistema de simulação é {maior que 1} and: O espaço para a movimentação do AGV é {pequeno}	[MOV] IS GIVEN THE VALUE 1 and: [MOV_LAT] IS GIVEN THE VALUE 1
6	A quantidade de AGV's encontrada pelo sistema de simulação é {maior que 1} and: O espaço para a movimentação do AGV é {grande}	[MOV] IS GIVEN THE VALUE 2 and: [MOV_LAT] IS GIVEN THE VALUE 2

7	A quantidade de AGV's encontrada pelo sistema de simulação é {maior que 1} and: O espaço para a movimentação do AGV é {relativamente grande} and: O AGV pode retornar pelo mesmo caminho que andou sem interferir no tráfego dos outros AGV's? {sim} and: Um AGV com movimentação lateral ajudaria consideravelmente a carga ou descarga de determinadas máquinas? {sim}	[MOV] IS GIVEN THE VALUE 1 and: [MOV_LAT] IS GIVEN THE VALUE 1
8	A quantidade de AGV's encontrada pelo sistema de simulação é {maior que 1} and: O espaço para a movimentação do AGV é {relativamente grande} and: O AGV pode retornar pelo mesmo caminho que andou sem interferir no tráfego dos outros AGV's? {sim} and: Um AGV com movimentação lateral ajudaria consideravelmente a carga ou descarga de determinadas máquinas? {não}	[MOV] IS GIVEN THE VALUE 1 and: [MOV_LAT] IS GIVEN THE VALUE 2
9	A quantidade de AGV's encontrada pelo sistema de simulação é {maior que 1} and: O espaço para a movimentação do AGV e' {relativamente grande} and: O AGV pode retornar pelo mesmo caminho que andou sem interferir no tráfego dos outros AGV's? {não} and: Um AGV com movimentação lateral ajudaria consideravelmente a carga ou descarga de determinadas máquinas? {não}	[MOV] IS GIVEN THE VALUE 2 and: [MOV_LAT] IS GIVEN THE VALUE 2
10	A quantidade de AGV's encontrada pelo sistema de simulação é {maior que 1} and: O espaço para a movimentação do AGV é {relativamente grande} and: O AGV pode retornar pelo mesmo caminho que andou sem interferir no tráfego dos outros AGV's? {não} and: Um AGV com movimentação lateral ajudaria consideravelmente a carga ou descarga de determinadas máquinas? {sim}	[MOV] IS GIVEN THE VALUE 2 and: [MOV_LAT] IS GIVEN THE VALUE 1
11	[MOV] = 1	AGV com movimentação bidirecional Confidence=1
12	[MOV] = 2	AGV com movimentação unidirecional Confidence=1
13	[MOV_LAT] = 1	com movimentação lateral Confidence=1
14	[MOV_LAT] = 2	não necessita de movimentação lateral Confidence=1

Durante a execução do sistema especialista, as perguntas são formuladas ao usuário, e este deve escolher uma das alternativas sugeridas. Então o sistema, considerando as alternativas escolhidas e a base de conhecimento interna, fornece uma ou mais configurações para o Sistema de AGV's, detalhando todas as suas características.

Como exemplo o sistema especialista poderia definir um sistema de AGV's com as seguintes características:

- AGV com movimentação bidirecional
- utilizando guia indutiva
- com comunicação contínua
- com recarga oportuna de baterias
- com chassi do tipo articulado ou suspensão
- com controle de velocidade
- com segurança veículo a veículo

4. Conclusões

Há várias formas de se determinar algumas características de um sistema de manipulação e transporte. Entre elas, uma forma usual emprega como ferramenta de cálculo algumas técnicas de simulação.

Realizando-se uma simulação de um determinado modelo de sistema, pode-se verificar seu desempenho ou eficiência. Variando-se esse modelo em torno de algumas características internas, como por exemplo, regras de despacho, quantidade de recursos, velocidade dos recursos, etc., pode-se, com base nos dados obtidos, analisar seus resultados fazendo-se uma comparação quantitativa e, com isso definir as características ensaiadas que forneceram melhor desempenho segundo um determinado critério objetivo.

Essas ferramentas de simulação podem ensaiar sistemas de manipulação e transporte baseado em vários tipos de recursos tais como, AGV's, esteiras, empilhadeiras, etc.

Um dos maiores problemas que incide sobre essa técnica é a necessidade de avaliação de um grande número de dados gerados. Uma saída pode ser encontrada no uso de um Sistema Especialista como ferramenta de auxílio à tomada de decisão.

Ainda, outras características (como, para o exemplo de AGV's, tipo de guia, comunicação, etc.) normalmente não abordadas no modelo de simulação, devem ser definidas de forma a especificar os recursos afim de atender aos requisitos do ambiente.

Assim, com base num determinado critério de desempenho objetivo e as características físicas do "chão de fábrica", pode-se dimensionar adequadamente o sistema de manipulação e transporte.

5. Referências Bibliográficas

Co, H. C. - Streamlining Material Flow in Flexible Manufacturing Systems: A Lesson in Simplicity. - *International Journal of Production Research*, vol 30, n.7,1992.

Kato, E. R. R., Morandin O. Jr., Porto, A. J. V. - Dimensionamento de um Sistema de AGVs em um FMS Através de Simulação - *XIII COBEM - CEDIM Congresso Brasileiro e II Congresso Ibero-Americano de Engenharia Mecânica*, Belo Horizonte - MG, 1995

Mahadevan, B. and Narendran, T. T. - Determination of Unit Load Sizes in an AGV-Based Material Handling System for an FMS. - *International Journal of Production Research*, vol 30, n.4,1992.

Mahadevan, B. and Narendran, T. T. - Estimation of Number of AGVs for an FMS: an Analytical Model. - *International Journal of Production Research*, vol 31, n.7,1993.

Maxwell, W. L. and Muckstadt, J. A. - Design of Automated Guided Vehicle Systems - *IIE Transactions*, volume 14, No.2, 1982

Morandin Jr., O. - Projeto e Contrução de um Veículo Auto-guiado para Sistemas Flexíveis de Manufatura; Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, Dissertação de mestrado, 1994.

Sabuncuoglu, I. and Hommertzheim, D. L. - Dynamic Dispatching Algorithm for Scheduling Machines and Automated Guided Vehicles in a Flexible Manufacturing System. - *International Journal of Production Research*, vol 30, n.5, 1992.

Sabuncuoglu, I. and Hommertzheim, D. L. - Experimental Investigation of FMS Machine and AGV Scheduling Rules Against the Mean Flow-time Criterion. - *International journal of Production Research*, vol 30, n.7,1992.

Sinriech, D. and Tanchoco, M. A. - Solution Methods for the Mathematical Models of Single-loop AGV Systems. - *International Journal of Production Research*, vol 31, n.3,1993.

Tang, L. L., Yih, Y. and Liu, C-Y. - A Study on Decision Rules of a Scheduling Model in an FMS - *Computers in Industry*, nro 22, 1993.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB865

ESTUDO DA APLICABILIDADE DOS MÉTODOS DE SEGMENTAÇÃO DE IMAGENS AO CONTROLE DE QUALIDADE NA INDÚSTRIA TÊXTIL/

INVESTIGATION OF THE SEGMENTATION TECHNIQUES TO QUALITY CONTROL ON TEXTILE INDUSTRY

CLAUDIA B. PROENÇA[1], SOLLY A. SEGENREICH[1] & AURA CONCI[2]
[1] *Departamento de Engenharia Mecânica - PUC-Rio*
Rua Marques de São Vicente 225 , Gávea
CEP 22 453 - 900 Rio de Janeiro - RJ, Brasil - E-mail : cproenca@mec.puc-rio.br
[2] *Pós Grad em Computação Aplicada e Automação - CAA - PGMEC - Univ. Federal Fluminense - UFF*
Rua Passo da Pátria 156
CEP 24 210 - 240 Niterói - RJ, Brasil - E-mail : aconci@caa.uff.br

Abstract

In industrial manufacturing, product inspection is an important step in the production process. Automated visual inspection has been an active field of research during the last few years. However, very litlle has been increased in the production lines of textile. This paper investigates the use of segmentation techniques to automatically detect defects on textile industry and presents some examples of the defects which can be usually found. It also compares the efficiency, in quality control, of methods such as thresholding and edge detection.

Keywords

Computação visual, inspeção têxtil automática, segmentação/
Computer vision, automated visual inspection, textile inspection, segmentation, thresholding

1. INTRODUÇÃO

Em face ao crescimento da Computação Visual, principalmente na aquisição e manipulação de imagens, e à necessidade da indústria de garantir a qualidade do produto final, cada vez mais são pesquisadas formas de se aplicar técnicas de processamento de imagens ao Controle de Qualidade. Os primeiros trabalhos publicados com o objetivo de tornar automático o controle de qualidade, usando para isto imagens, datam dos anos 60 e 70 (Chin e Harlow,1982). Muita pesquisa tem sido feita com o objetivo de emular o sistema visual humano. Emular a visão humana, na área de controle de qualidade, encorre em muitas dificuldades pois inclui, além de técnicas de processamento de imagens, interpretação da cena e tomada de decisões.

A grande maioria dos trabalhos encontrados com objetivo de detecção de falhas industriais são voltados para produções discretas em série. Neste caso, os sistemas visuais desenvolvidos têm o objetivo de analisar a imagem de cada produto e extrair suas

características geométricas como tamanho, forma, etc. Em uma produção contínua não há produtos individuais que devam ser inspecionados separadamente e sim metros de produto. Este tipo de produção pode ser encontrada na indústria de papel e celulose, na indústria de laminados, compensados, têxtil, etc. Uma característica do Controle de Qualidade em produções contínuas é que não há uma forma geométrica para ser determinada. Em contrapartida, uma série de dificuldades são encontradas. No controle da produção de tecidos, estas dificuldades estão relacionadas principalmente com a variedade de defeitos e a diversidade dos tecidos. O grau de dificuldade da captura e detecção de um mesmo tipo de defeito (por exemplo, um fio grosso) está relacionado com: (i) o tipo da matéria prima empregada na confecção (lã, seda, nylon, algodão), (ii) o tipo de trama usada na confecção, (iii) a expessura dos fios que compõem a trama, (iv) a cor, transparência, e grau de complexidade da estamparia e/ou padronagem do tecido, (v) a relação entre as direções de confecção, do defeito e de captura do quadro para análise, entre outros.

2. Estrutura De Uma Indústria Têxtil

A estrutura de produção em uma indústria têxtil pode ser variável dependendo da matéria prima e do produto final. Em linhas gerais, o tecido é obtido pela passagem da matéria prima por diversos estágios consecutivos de fabricação. O fluxo produtivo é composto basicamente pelo encadeamento das etapas de preparação, fiação e tecelagem. Na etapa de tecelagem os operários (tecelões) ficam responsáveis pelo funcionamento e produção de um grupo de teares. As peças de tecido, que têm em média 250 a 300 metros de comprimento passam, em alguns casos, por uma limpeza superficial e em seguida seguem para a etapa de revisão onde são inspecionadas. Atualmente, a revisão da produção é feita por inspeção visual humana e em "mesas" com visor luminoso chamadas de revisitadeiras. Para cada peça revisada é preenchida uma folha de inspeção, onde são assinaladas informações sobre a quantidade e os tipos de defeitos encontrados, a metragem, o tipo de tecido, o tear, o operário que a produziu e o revisor que a inspecionou. A peça produzida é então classificada como qualidade 1, 2 ou 3, geralmente de acordo com o número de defeitos por 100 metros de tecido.

Existem cerca de 30 tipos de defeitos característicos, que podem ocorrer na produção de uma peça de tecido. Na coluna mais à esquerda da figura 1 são exemplificados os denominados canastra (os dois primeiros), falha de maquineta, alinhavo, fio errado, laçada na trama, slub, mancha, barré e repuxe. Todos os defeitos podem ser originados nos diferentes estágios de fabricação, sendo a maioria consequência de problemas na tecelagem. Os problemas na tecelagem podem ter três causas principais: falha humana (operacional), mecânica ou da própria matéria prima. Para melhorar a qualidade na tecelagem é definida a origem principal de cada defeito observado, através da folha de inspeção; são preocupações principais a severidade e a frequência de incidência dos defeitos sendo tomadas as providências necessárias para sua correção.

Segundo (Luna e Brauns,1984) a análise de defeitos se constitue, dentro da indústria têxtil, em um dos mais dispersos problemas enfrentados pelos que se empenham na fabricação do tecido. Nosso objetivo neste trabalho é avaliar quais dos métodos de segmentação podem ser usados para detecção de falhas em indústrias têxteis visando uma futura automatização do controle de qualidade, diminuindo-se os custos de não-qualidade e melhorando a precisão deste controle. Procuramos analisar a efetividade principalmente da técnicas "rápidas" e não "custosas computacionalmente". O principal motivo para o uso de técnicas relativamente simples para falhas têxteis é não haver a necessidade de detecção de segmentação precisa. Havendo uma variação da imagem estudada para a imagem padrão do tecido sem qualquer falha, dentro de determinados limites, existe uma caracterização de falha.

3. MÉTODOS DE SEGMENTAÇÃO

Muitas técnicas para segmentação de imagens são sugeridas na bibliografia de processamento de imagens (Gonzalez e Woods,1992). As mais usuais envolvem detecção de contornos (*edge detection*), regiões progressivas (*region growing*), binarização (*thresholding*) e por textura (*texture segmentation*). O objetivo principal do uso destas técnicas é identificar regiões diferentes nas imagens digitalizadas (Lim,1990). Neste trabalho são estudados os métodos de detecção de contorno e binarização para a identificação de falhas texteis.

O método mais rápido e simples de segmentação de imagens é a binarização ou *thresholding*. Resumidamente este método consiste em separar uma imagem, originalmente em tons de cinza (ou em tons de diversas cores para imagens coloridas), em pixeis pretos e brancos (ou em outras cores pré-definidas). A decisão da nova cor do pixel em imagens em tons de cinza é feita de acordo com a escolha do ponto de corte ou *threshold*. Qualquer pixel com intensidade menor que o *threshold* passa a ser branco (ou preto), caso contrário, ou seja, se o pixel tem intensidade maior que o ponto de corte, passa a ter a cor preta (ou branca, de acordo com o que foi convencionado).

O objetivo da detecção de contornos é realçar detalhes, da imagem original que não estão muito evidentes. As técnicas de *filtragem digital* representam um método bastante usual e simples para detecção de contornos. Basicamente estas técnicas consistem em convoluir uma imagem digitalizada com um filtro. O processo de convolução calcula um novo valor de intensidade para cada pixel da imagem tendo como base para o cálculo os tons de cinza dos pixeis da vizinhança. Cada pixel contribui, com uma porcentagem do seu valor, para o cálculo do novo nível de cinza do pixel.

O processo descrito acima é uma filtragem linear. Observa-se que os algorítimos que têm resultados mais eficientes, principalmente em Inspeção Visual, são os que usam as primeiras derivadas da imagem para a detecção de contornos (Watkins *et al.*,1993). Exemplos destes algorítimos são Sobel e Prewitt. A implementação destes é muito similar à filtragem linear: é feito inicialmente a convolução com filtros de tamanho 3x3 sobre a imagem original. Depois é feita uma análise da imagem para duas direções, por exemplo horizontal e vertical, em dois passos independentes, e finalmente é processado o resultado. Por exemplo no algorítimo de Sobel temos;

$$I_1 = \text{IMAGEM} * \text{SobelH}$$
$$I_2 = \text{IMAGEM} * \text{SobelV}$$

A nova intensidade do pixel é dada por;

$$I = \text{sqrt}\,(I_1^{\,2} + I_2^{\,2}).$$

O símbolo * representa a convolução, e

$$\text{SobelH} = \begin{matrix} 1 & 2 & 1 \\ 0 & 0 & 0 \\ -1 & -2 & -1 \end{matrix} \qquad \text{SobelV} = \begin{matrix} 1 & 0 & -1 \\ 2 & 0 & -2 \\ 1 & 0 & -1 \end{matrix}$$

Os outros métodos como Prewitt são semelhantes sendo no entanto, sobelH e sobelV substituidos por outras matrizes. No trabalho aqui apresentado utilizamos as matrizes

$$\text{GradH} = \begin{matrix} 0 & -1 & -1 \\ 1 & 0 & -1 \\ 1 & 1 & 0 \end{matrix} \qquad \text{GradV} = \begin{matrix} -1 & -1 & 0 \\ -1 & 0 & 1 \\ 0 & 1 & 1 \end{matrix}$$

que visam principalmente identificar os contornos em diagonal.

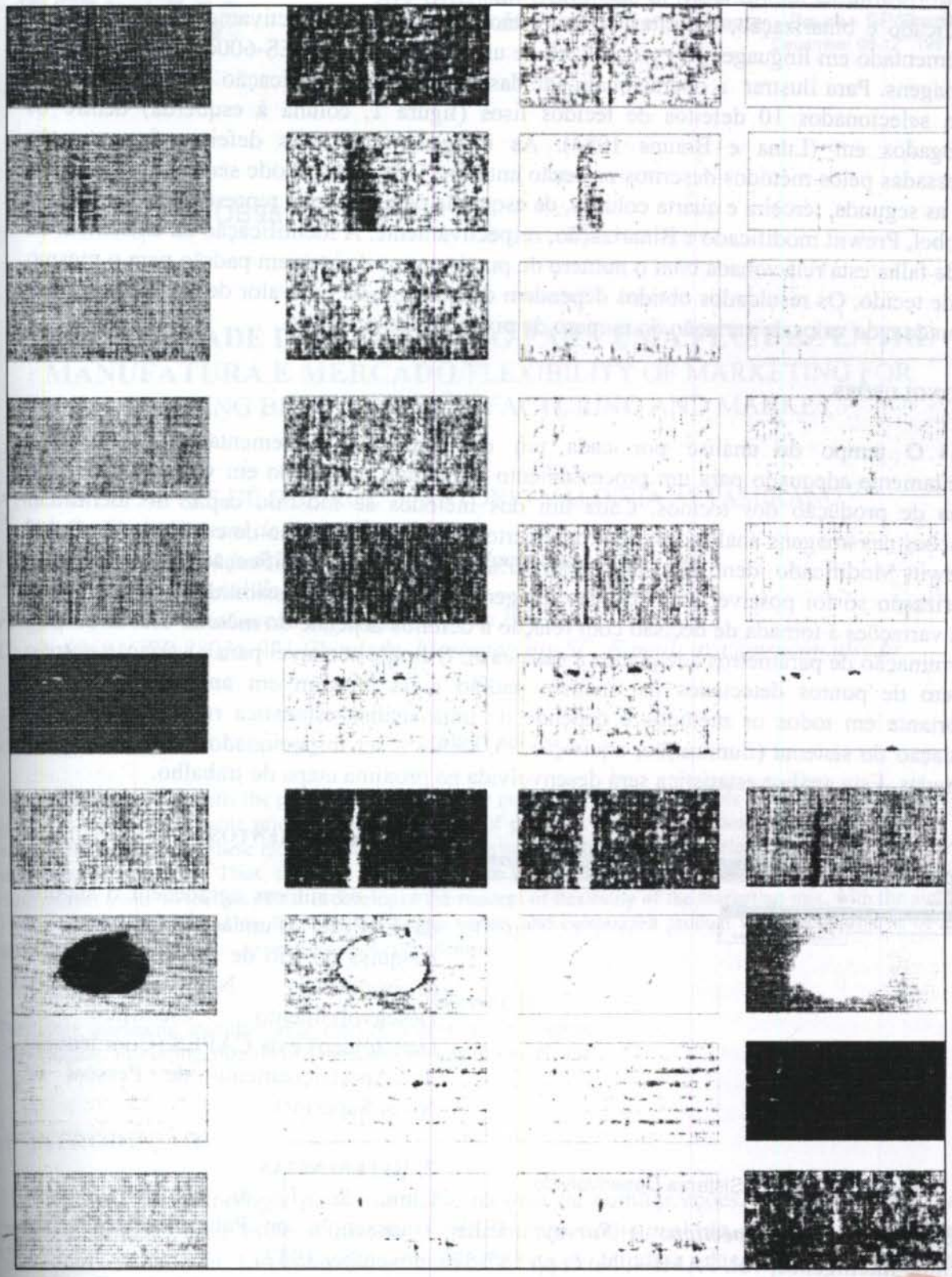


Figura 1 - Imagens de Defeitos Usuais e Processadas por Sobel, Prewitt Modificado e Binarização

4. SISTEMA IMPLEMENTADO

A figura 2 mostra o menu principal do trabalho desenvolvido com opções de ContornoSobel, ContornoGradiente e ContornoBinarizacao onde as técnicas de Sobel, Prewitt

modificado e binarização, descritas acima, estão disponíveis, respectivamente. O sistema é implementado em linguagem C++ e utilizou-se uma scanner Epson ES-600c para a aquisição de imagens. Para ilustrar a operacionalidade das técnicas na identificação das falhas usuais, foram selecionados 10 defeitos de tecidos lisos (figura 1, coluna à esquerda) dentre os catalogados em (Luna e Brauns 1984). As imagens com estes defeitos foram então processadas pelos métodos descritos na seção anterior. O resultado pode ser visto na figura 1 onde as segunda, terceira e quarta colunas, da esquerda para a direita, representam os métodos de Sobel, Prewitt modificado e Binarização, respectivamente. A identificação da existência ou não de falha está relacionada com o número de pixeis pretos da imagem padrão para o mesmo tipo de tecido. Os resuldados obtidos dependem diretamente de um valor de corte (threshold) adequado e do valor da variação do número de pixeis pretos admitido.

5. CONCLUSÕES

O tempo de análise por cada um dos métodos implementados se mostrou perfeitamente adequado para um processamento em tempo real tendo em vista a velocidade média de produção dos tecidos. Cada um dos métodos se mostrou capaz de identificar variações nas imagens analisadas, dentro de certos limites. A detecção de contorno por Sobel e Prewitt Modificado identificou falhas em 90% dos casos. A identificação da variação por Binarização só foi possível em 30% das imagens analisadas. A possibilidade de relacionar estas variações à tomada de decisão com relação a defeitos depende do método escolhido e da determinação de parâmetros adequados a cada caso. O limite aceitável para a variação entre o número de pontos detectados na imagem padrão e na imagem em análise é um fator importante em todos os métodos e depende de uma análise estatística relacionada com a instalação do sistema (iluminação, aquisição,...), tecido a ser inspecionado e tipos de falhas esperadas. Esta análise estatística será desenvolvida na próxima etapa do trabalho.

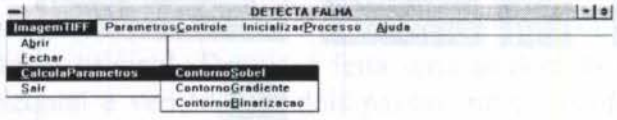


Figura 2 - Tela do Sistema Desenvolvido

6. AGRADECIMENTOS

os autores agradecem o suporte da FAPERJ (Fundação de Amparo a Pesquisa do Rio de Janeiro), do CNPq (Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e tecnológico) e da CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior)

7. REFERENCIAS

Chin, R. T. & Harlow, C. A. ***Automated Visual Inspection: A Survey*** , IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence, vol. PAMI-4, No 6, pp 557-573, november,1982.

Gonzalez, R.C.& Woods, R.E. ***Digital Image Processing*** (3° Ed.), Addison-Wesley, Reading, MA., 1992.

Lim, J.S.***Two-Dimensional Signal and Image Processing*** , Prentice-Hall, 1990.

Luna, L.C. & BRAUNS, L.G. ***Defeitos em Tecidos Planos***, SENAI-CETIQT, Rio de janeiro,1984

Watkins, C. *et al.* ***Modern Image Processing: Warping, Morphing and Classical Techniques*** Academic Press Professional, 1993.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB951

FLEXIBILIDADE DE MARKETING PARA UMA FLUIDEZ ENTRE MANUFATURA E MERCADO/FLEXIBILITY OF MARKETING FOR FLOWING BETWEEN MANUFACTURING AND MARKET

ABELARDO ALVES DE QUEIROZ [1]; ANTONIO VALDIVIA ALTAMIRANO [2]
[1] *Universidade Federal de Santa Catarina*
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
[2] *Universidade Federal de Santa Catarina*
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção
Cx. P. 6069, CEP 88036-971, Trindade, Florianópolis-SC, E-mail: ava@grucon.ufsc.br

Abstract

This article presents initially the evolutive and cumulative process of the market trends along time. These market tendences are the reasonable price, quality and variety of products, as well as customized product. Then it is analised the influence of these requeriments on the enterprise as a whole, and especifically on the marketing and manufacturing functions. Thus, the need for development the flexibility of the marketing function risen due these market trend. In the last part it is developed the concept of flexibility of the marketing-mix, with the aim of linking the requeriments of the customer by a more variety and customized product with the approachs of the manufacturing functions for answer the market challenges.

Keywords

Flexibility, marketing, manufacturing, market, customization, customer
Flexibilidade, marketing, manufatura, mercado, personalizado, cliente

1. INTRODUÇÃO

Avanços em tecnologia particularmente na área de comunicações, como a multimídia, Internet, Intranet etc., estão mudando o pensamento tradicional de relacionamento entre comprador e vendedor. Em conseqüência também está evoluindo a relação entre a manufatura e o mercado. A Internet por exemplo, possibilita uma comunicação interativa sem se levar em conta o lugar ou o tempo que acontece a comunicação.

Abordagens como a microsegmentação dos mercados, as *joint-ventures* no desenvolvimento de produtos e tecnologia, e uma demanda cada vez mais sofisticada por produtos, exigem uma reformulação da gestão do marketing para fazer com que os produtos alcancem o mercado certo no tempo certo.

Neste artigo, apresenta-se a evolução das tendências do mercado e sua relação com a orientação da função marketing. Posteriormente, analisa-se o conceito de flexibilidade de marketing para atender as tendencias do mercado e os requerimentos dos clientes, e por último as áreas de flexibilidade necessárias para responder a um ciclo de vida comercial cada vez mais curto e uma crescente personalização dos produtos, o que resultaria em um relacionamento flexível entre a manufatura e o mercado.

2. O MARKETING E A EVOLUÇÃO DAS TENDÊNCIAS DO MERCADO

Antigamente, os clientes tinham um relacionamento direto com o fabricante no entanto eram obrigados a esperar para ver suas necessidades serem atendidas, atualmente o cliente procura e exige dos produtores (fornecedores), que possam desenvolver, produzir e entregar produtos altamente personalizados, de bom desempenho, em um tempo reduzido. E as empresas devem evoluir para responder a estes desafios ou correr o risco de perder a sua participação no mercado.

Estas exigências e requerimentos dos consumidores, que também podemos denominar de tendências do mercado, por preço, qualidade, prazo de entrega e personalização do produto, experimentaram um processo evolutivo e cumulativo ao longo dos anos. Por exemplo, um preço razoável, qualidade do produto, uma ampla variedade de produtos, são hoje requisitos mínimos para poder concorrer no mercado, não são considerados mais fatores de vantagem competitiva (Mc Cutcheon et al., 1994).

A exigência do mercado por produtos individualizados ou altamente personalizados e que considerem a longo prazo os interesses da sociedade, é um dos requerimentos atuais. Estes produtos devem ser fabricados de acordo com as necessidades do cliente e sem agredir o meio ambiente. Portanto, é um novo requerimento por um produto personalizado dentro da filosofia de desenvolvimento sustentável (Bolwijn & Kumpe, 1990).

Estas tendências do mercado criam ameaças e oportunidades para as empresas. Dentro do contexto de marketing, as tendências atuais de mercado que afetam diretamente o *marketing-mix* estão, relacionadas com um aumento por uma maior diversidade de produtos, redução do ciclo de vida comercial dos produtos, e crescente poder de negociação do consumidor.

Estes requerimentos levam as empresas a mudarem e inovarem suas estratégias, estruturas e métodos de manufatura e marketing orientados para o cliente. A empresa tem que ser o bastante flexível para mudar entre vários produtos e ter acesso aos materiais, componentes e informações quando eles são necessários.

As tendências do mercado industrial apresentam características próprias originadas pela relação entre o comprador e produtor (fornecedor). Este relacionamento entre cliente e fornecedor é influenciado pelo tipo de produto requerido de acordo com as necessidades, podendo ser um produto padronizado (motores elétricos, bombas de impulsão, máquinas etc) em grandes quantidades ou um produto altamente sofisticado e individualizado, como as máquinas ferramenta em pequenas quantidades.

Assim, a forma da relação entre cliente e fornecedor orientará o tipo de produção, seja por encomenda ("*Make-to-Order*"), para estoque ("*Make-to-Stock*"), ou uma combinação de ambos ("Assembly-to-Order") ou quando existe uma elevada personalização do produto ("*Engineer-to-Order*") fabricado de acordo com as necessidades do cliente.

Portanto, as tendências do mercado que levam a adotar uma determinada forma de manufatura exigem um conceito de gestão do *marketing-mix*, de acordo com as prioridades da manufatura. Cada um dos elementos *marketing-mix* deve ser projetado de acordo aos requerimentos competitivos devido à concorrência global, ao desenvolvimento rápido de produtos, às novas tecnologias de comunicações, e aos novos sistemas de manufatura.

Este fenômeno está complicando as previsões dos produtores sobre quais produtos vender e assim planejar a produção de pedidos de uma maneira satisfatória. Esta incerteza na previsão da demanda é mais complexa e visível em produtos novos, sazonais ou que têm ciclo de vida comercial curto (Fisher et al., 1994).

A seguir apresenta-se o conceito de marketing baseado em flexibilidade para atender às demandas de maior diversidade de produtos com tendência a uma individualização, à redução do ciclo de vida comercial do produto e ao crescente poder de negociação do cliente pela concentração do mercado.

3. O MARKETING BASEADO EM FLEXIBILIDADE

Os critérios de gestão dos elementos do *marketing-mix* (produto, preço, distribuição, promoção e parceria) também experimentaram um processo evolutivo conforme os requerimentos do mercado, e de acordo com os critérios de desempenho da manufatura (flexibilidade, qualidade, prazo de entrega e custo) desenvolvidos para lidar com as exigências do mercado.

Assim, o marketing foi inicialmente desenvolvido para focar sobre a produção, aqui o critério era maior eficiência para obter custos baixos diminuindo o preço do produto. Logo evoluiu para o critério de melhoria da qualidade do produto, satisfazendo às necessidades do consumidor. Posteriormente, o conceito de marketing é associado ao conceito de vendas relacionado ao requerimento do mercado por uma maior diversidade de produtos.

Atualmente, o conceito de marketing envolve o gerenciamento do *marketing-mix*, para criar relações satisfazendo necessidades individuais e empresariais. Ultimamente o conceito de marketing tem mudado para incluir interesses da sociedade com respeito ao desenvolvimento sustentável a longo prazo, equilibrando os objetivos da empresa de lucro, a satisfação do cliente, e o interesse da sociedade.

Para que exista uma relação fluida entre a manufatura e o mercado (consumidores, concorrentes e meio ambiente), o marketing deve agir como uma ponte entre o meio ambiente externo da empresa e o meio interno, particularmente com a manufatura. Como foi mostrado anteriormente, os requerimentos do mercado condicionam os critérios de desempenho da manufatura, portanto, influem também nos critérios de gestão do *marketing-mix*.

Hoje os consumidores dispõem de maior informação acerca dos produtos que são oferecidos, e também têm a disposição várias formas de comprar como: redes de vendas, lojas especializadas, supermercados, catálogos, tele-vendas, e até lojas virtuais pela Internet. Usando tecnologias desta natureza, as empresas podem interagir com seus clientes em tempo real.

Flexibilidade significa que as empresas têm a capacidade de mudar rápida e economicamente de um tipo de produto para outro, na quantidade ou na forma de fazer chegar o produto para o cliente para reduzir os riscos e incertezas do mercado. O tipo de flexibilidade que uma empresa poderia enfatizar seria determinado por seu meio ambiente competitivo. Portanto, o marketing baseado em flexibilidade está relacionado com a capacidade para lidar com as tendências do mercado, apoiado por recursos de manufatura e infra-estrutura do sistema produtivo (Upton, 1995).

Considerando as tendências do mercado mencionadas anteriormente, conclui-se que estas afetam de forma direta os componentes do *marketing-mix*. Uma ampla linha de produtos significa dispor de uma capacidade para introduzir novos produtos e responder a mudanças ainda no projeto, de forma rápida e econômica. Isto é, ter uma flexibilidade de produto.

Um ciclo de vida comercial cada vez mais curto, devido ao uso de novos materiais ou novos desejos e necessidades do cliente, origina a necessidade de operar com diferentes

tamanhos de lotes e uma proporção variável de vários tipos de produto segundo a demanda. Ou seja dispor de uma flexibilidade de volume.

Um crescente poder de negociação do cliente exigindo uma maior variedade, entrega rápida de produtos e um preço razoável, leva a desenvolver o conceito de flexibilidade de produto. Isto é, facilitar as mudanças no *design* do produto e reduzir o tempo do ciclo de processo. Desde o ponto de vista da empresa, o objetivo é atender estes requerimentos rápida e economicamente (Cheng et al.,1992). A seguir considera-se as fontes de incerteza que afetam diretamente o *marketing-mix* e a adoção do conceito de flexibilidade de marketing para uma integração com os critérios de desempenho da manufatura.

4. FLEXIBILIDADE DE MARKETING E OS REQUERIMENTOS DO MERCADO

A crescente demanda por uma variedade de produtos ou uma ampla linha, que evolui para uma personalização dos produtos, além de uma redução do ciclo de vida comercial dos produtos, leva as empresas à busca de respostas, para enfrentar estes desafios. Por um lado a nível de chão-de-fábrica nas operações de manufatura, determinadas pelo tempo de entrega do produto, o nível de personalização desejada, e a fase do processo de manufatura para a qual a personalização pode ser realizada. Por outro lado a uma mudança na gestão do *marketing-mix*, transformando a relação entre manufatura e mercado, em uma relação de parceria profundamente envolvidas em cada tomada de decisão

Para satisfazer uma demanda por maior diversidade de produtos as fábricas são forçadas a produzir vários modelos, assim os custos de logística ficam sobre o nível desejado, e o estoque de produtos acabados é elevado, caindo fora do mercado e desfazer-se de produtos obsoletos é um assunto caro, portanto conduzindo a uma perda ou queda nos lucros.

Em alguns casos, por exemplo, os inventários reduzidos levam a perdas nas vendas de produtos com demanda elevada, enquanto estoques excessivos de produtos não vendidos também significam custos. Longos tempos de processo (*lead-times*), associados a inventários elevados impedem a melhoria da qualidade. Processos de desenvolvimento longos também têm efeitos não favoráveis, a redução do ciclo de vida comercial do produto significa que o atraso em introduzir os novos produtos no mercado diminui o lucro da empresa.

A função marketing, pode contribuir para uma fluidez entre a manufatura e o mercado por meio de minimizar os tempos de processamento de pedidos, por meio de simplificar os procedimentos de negociação ou estabelecendo um fluxo contínuo da programação da produção. O marketing também pode proporcionar o feedback com dados sobre qualidade e desempenho ligadas a variáveis específicas de manufatura, para um novo projeto ou melhoria de produtos. Isto significa estimular uma melhor coordenação entre as atividades das funções manufatura e marketing e que seja de conhecimento do cliente.

Assim, o conceito de flexibilidade de marketing se refere à capacidade de resposta com informações para ganhar pedidos reduzindo a interface entre o cliente final e a manufatura, obtendo desta maneira a lealdade do cliente. Os resultados esperados são diminuir os tempos de processo e entrega, melhoria do sistema de distribuição, com proporcional redução dos inventários e o espaço requerido. A seguir apresenta-se duas abordagens da flexibilidade de marketing.

4.1 Flexibilidade de marketing para um ciclo de vida comercial curto dos produtos

A incerteza do ciclo de vida curto do produto origina duas ameaças para a empresa: primeiro é necessário adaptar rapidamente o projeto/reprojeto do produto sem incorrer em gastos substanciais de novos processos, tempo e dinheiro devido ao reduzido pico de demanda

dos produtos; segundo, um ciclo de vida curto dos produtos reduz ou torna obsoletos os processos e tecnologia de manufatura rapidamente.

Portanto a flexibilidade de marketing estará baseada nos conceitos de flexibilidade de volume para variar os tamanhos dos lotes de acordo à demanda; flexibilidade do *mix* de produto para ter a capacidade de oferecer uma proporção adequada à demanda de diferentes tipos de produtos; e uma flexibilidade de produto para mudar o *design* dos produtos ainda no projeto.

4.2 Flexibilidade de marketing para uma personalização do produto

A demanda por um produto individualizado origina os seguintes conflitos para uma empresa: uma padronização personalizada, como é o caso das montadoras de automóveis, que oferecem ao comprador a opção de selecionar seus componentes e a cor; uma personalização apartir da fase de fabricação, onde a empresa apresenta um protótipo do produto e depois faz à medida das necessidades do cliente; e a personalização pura, quando o consumidor interage desde a fase de projeto, fabricação, montagem, e distribuição do produto. (Lampel & Mintzberg, 1996).

Portanto é visível a transformação do relacionamento tradicional entre manufatura e mercado em um relacionamento de parceria. A flexibilidade do marketing oferece uma ampla variedade de produtos através da flexibilidade de produto e de volume, satisfazendo à tendência de individualização do consumidor.

5. CONCLUSÃO

A pressão do mercado por um produto de ciclo de vida comercial cada vez mais curto, pode ser aliviada com o desenvolvimento de uma flexibilidade de volume e uma flexibilidade de produto dentro do contexto de marketing.

A flexibilidade de marketing envolve a participação proativa do cliente ou do consumidor nas fases de manufatura, gestão do *marketing-mix*, e a distribuição do produto.

Um *mix* de produto significa dispor de informações reunidas, desde os pontos de acesso como clientes, concorrentes, produtos, vendas e inventário, a fim de projetar, fabricar, montar e entregar para o cliente um produto personalizado ou diferenciado.

A flexibilidade de marketing possibilita lidar com as fontes de incerteza do mercado, e as exigências dos clientes, fornecendo maiores opções para mudar rápida e economicamente de um produto para outro, entre vários tamanhos de lotes e diferentes proporções de cada produto, baseado nos recursos de manufatura flexível e flexibilidade de infra-estrutura.

6. REFERÊNCIAS

BOLWIJN, P.T.; KUMPE, T. Manufacturing in the 1990s-productivity, flexibility and innovation. Long Range Planning, v.23, n.4, 1990, p.44-57.

CHEN, I.J.; CALANTONE, R.J.; CHUNG, C.H. The marketing-manufacturing interface and manufacturing flexibility. OMEGA International. Journal. of Management Science, v.20, n.4, 1992, p.431-443.

FISHER, M. L.; HAMMOND, J. H.; OBERMEYER, W. R.; RAMAN, A. Making supply meet demand in an uncertain world. Harvard Business Review, May/June 1994, p.83-93.

LAMPEL, Joseph; MINTZBERG, Henry. Customizing customization. Sloan Management Review, Fall 1996, p.21-30.

McCUTCHEON, David M.; RATURI, Amitabh; MEREDITH, Jack. The customization-responsiveness squeeze. Sloan Management Review, Winter 1994, p.89-99.

UPTON, M. David. What really makes factories flexible? Harvard Business Review, July/August 1995, p.74-84.

Tema 113

Outros Temas

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1

AUDITORIA AMBIENTAL PELA SÉRIE DE NORMAS ISO 14000

Renan Billa
Departamento de Engenharia Mecânica
Universidade Federal de Uberlândia
38.400-902 - Uberlândia - M.G. - Brasil

Silvia I.Ponce
École des Hautes Études Commerciales- U.M.
5255, av. Decelles, Montréal (Qb.) Canada H3T 1V6

Resumo

A série de normas ISO 14000 foi criada para integrar mais de quinze normas ambientais utilizadas em quarenta e três paises. Esta série aborda o sistema de gestão do meio ambiente, considerando toda gama de aspectos ligados aos fatores ambientais. Até a presente data a adoção destas normas é voluntária. Nesta publicação é tratado principalmente a auditoria ambiental, tomando-se como base as normas ISO 14010, 14011 e 14012. Portanto a norma ISO 14001, dedicada às especificações do sistema de gestão ambiental, é a única que estabelece as exigências às quais as organizações podem ser auditadas à fins de certificação. Pretende-se também mostrar em que consiste a série de normas ISO 14000 e evidenciar como muitas organizações podem ser beneficiadas pela adoção destas normas. Estes benefícios podem ser alcançados pela utilização destas normas como um guia para medir o impacto ambiental de suas atividades e desta maneira avaliar sua performance ambiental, assim como identificar as oportunidades de melhoria. A implantação das normas ISO 14000 apresentam como conseqüência principal uma significativa contribuição ao desenvolvimento duravel do meio ambiente.

Summary

The ISO 14000 series are designed for integrating more than 15 environnmental standards from 43 countries. This series describes the basic elements of an effective environmental management system, by considering the main aspects concerning environmental issues. Up to now, the ISO 14000 standards are volontary. This work is mainly about Environmental Auditing, described by ISO 14010, ISO 14011 and ISO 14012 standards. Nevertheless, it is the ISO 14001, describing the basic requirements of an environmental management system, the standard that organizations will implement and the standard to which they will seek third-party registration. It is also intended here, to present an overview of the ISO 14000 series and discuss how an organization could get the benefits of adopting the standards. The benefits could be reached either by using the standards as a guide to mesure the environmental impact of the organization's activities in order to assess its environmental performance or as a mean to identify improvement opportunities. The most important consequence of ISO 14000 implementation is their significant contribution to improve sustainable developement.

Palavras Chaves:

Meio Ambiente, ISO 14000, Normalização Ambiental.

3522

AUDITORIA AMBIENTAL PELA SÉRIE DE NORMAS ISO 14000

1. INTRODUÇÃO

O ano de 1996 foi marcado de um grande interesse pelas normas ambientais ISO 14000. A partir da publicação do ante-projeto de normas, em julho de 1995, várias reações foram observadas. De um lado, esperava-se que esta normalização pudesse mudar em todo o mundo a maneira de fazer e de produzir, assim como reforçar a mudança já iniciada pela introdução das normas ISO 14000; e ainda tornar-se uma prática corrente que levaria à gestão da qualidade total ambiental (GQTA), estimulando desta maneira o desenvolvimento de uma estratégia ambiental nas organizações. Por outro lado, estas normas são vistas com precaução, principalmente em relação aos investimentos necessários para alcançar a certificação e aos possíveis benefícios que poderiam ser originados.

Antes da publicação das normas definitivas, várias questões são levantadas: - em que estágio se encontram atualmente as normas ISO 14000?; - porque elas deveriam ser implantadas e como fazer esta implantação?; - em quais circunstâncias as auditorias ambientais deveriam ser exigidas? e; - existe realmente um benefício para quem as adota? Tem-se, neste trabalho, a intenção de contribuir ao esclarecimento destas questões.

2. GENERALIDADES

Os documentos publicados até a presente data não são a versão definitiva destas normas, mas prevê-se que as modificações à serem feitas não deverão ser significativas. Esta idéia é compartilhada por Perreault (1996), o qual informa que a versão definitiva das normas ISO 14000 deverão ser publicadas até o final do corrente ano. Esta situação temporária não impede que países como a Áustria, Suíça e Turquia adotem como norma ambiental nacional a versão publicada em julho de 1995, segundo mostra Hemenway e Hale (1995). Estes mesmos autores mostram também que outros países, como a Holanda, Inglaterra, Brasil e Coréia do Sul, enquanto esperam a publicação das normas definitivas, já certificaram o sistema de gestão ambiental de mais de 115 empresas, segundo a norma britânica BS 7750, considerada como modelo para ISO 14001.

O último ante-projeto de normas elaborado pelo comitê ISO/TC 207 é apresentado na figura 1. Esta figura descreve o conjunto de normas da gestão ambiental consideradas na série ISO 14000.

É esperado até o ano 2000, que o conjunto de normas da série ISO 14000 tenha atingido um total de mais de quinze normas, como bem mostraram Hemenway e Hale (1995).

A moldura da série ISO 14000 são as normas ISO 14001 e ISO 14004. A primeira contém as exigências mínimas para alcançar a certificação e o registro por terceiros. Por sua vez, a norma ISO 14004 é um suporte, pois trata-se de um guia para o desenvolvimento e a implantação do sistema de gestão ambiental (SGA) da organização.

Lawrence Fisher, secretário geral da ISO à Genebra, é citado no artigo de Zuckerman (1996), pela afirmação de que a série ISO 14000 é concebida para todas as empresas do mundo. Neste mesmo artigo é também dito que a finalidade destas normas é de auxiliar as organizações a gerenciar e avaliar os aspectos ambientais de suas operações, sem portanto explicar a maneira de como proceder.

	Sistema de Gestão Ambiental ISO 14001 ISO 14004	
Avaliação da Performance Ambiental ISO 14031		**Auditoria Ambiental ISO 14010 ISO 14011 ISO 14012**
	GESTÃO AMBIENTAL	
Determinação do ciclo de Vida Útil ISO 14040		**Selo Ambiental ISO 14020 ISO 14021 ISO 14023 ISO 14024**
	Aspectos Ambientais Para Produtos ISO 14060	

Figura 1. Descrição da série ISO 14000, segundo Tibor e Feldman (1996)

Portanto esta fase transitória também é comentada por Perreault (1996), o qual informa no jornal cotidiano "La Presse", que o estado atual das normas da série ISO 14000 torna ainda mais difícil sua aceitação pelas empresas da América do Norte, conforme mostra a tabela I.

Tabela I. Sondagem "La Presse" (1996) : As empresas norte-americanas pretendem obter a certificação ISO 14000?

SIM	NÃO	NÃO CONHECE A NORMA	SEM RESPOSTA
27%	47%	11%	15%

Deve ser também considerada a opinião de Hemenway e Hale (1996) que acreditam, que empresas no mundo inteiro utilizam os ante-projetos de normas ISO 14000 para desenvolver e reformular seus sistemas de gestão ambiental.

3. A ESTRATÉGIA AMBIENTAL DA ORGANIZAÇÃO

A estratégia ambiental de uma organização é designada pelo conjunto de suas intervenções, que visam preservar a integridade natural do meio ambiente. Esta estratégia deve estar integrada nas necessidades gerais de funcionamento da empresa.

A adoção da estratégia ambiental pode iniciar um processo de gestão baseado nos princípios da qualidade total ambiental (GQTA) . Como mostram Hemenway e Hale (1996), a GQTA está para as normas ISO 14000, assim como a GQT (gestão da qualidade total) está para as normas ISO 9000, ou seja a GQTA e a GQT são as alavancas para uma certificação bem sucedida.

A forma de adoção da estratégia ambiental pode variar, mas são baseadas na mesma técnica de avaliação, que é a verificação ambiental. Nesta técnica o estabelecimento de um processo de exame de performance ambiental, permite a empresa uma melhora sensível em itens de importância econômica, tais como a economia de energia e a diminuição da geração de detritos, como bem demonstraram Lanoie e col. (1995). Esta verificação auxilia o estabelecimento de indicadores que serão utilizados na auditoria ambiental, que é o sujeito principal desta publicação.

4. IMPLANTAÇÃO DA NORMA ISO 14001

A adesão à norma ISO 14001 é estritamente voluntária. Alexander (1996) assim como Tibor e Feldman (1996) informam que toda organização pode registrar seu SGA ou somente se auto-declarar conforme a essa norma. A certificação do SGA necessita uma auditoria ambiental externa, de terceiros autorizados. No caso de auto-declaração de conformidade, é o programa de auditoria interna que tem o papel preponderante. Então as organizações podem escolher o caminho à seguir com relação à questão ambiental. Zuckerman (1996), em seu artigo mostra que toda organização deve se preparar à certificação, mas esperar que toda metodologia para desenvolver esta certificação esteja bem consolidada.

Convém salientar que, um SGA eficaz faz com que a totalidade do pessoal da organização seja consciente da questão ambiental e aceitem estas responsabilidades. Ao mesmo tempo o SGA deve ser preparado com cuidado e implantado para se adaptar as necessidades do mercado.

O maior benefício, para as organizações, de adotar esta norma é assegurar a sua permanência no mundo dos negócios.

5. DESENVOLVIMENTO DA AUDITORIA AMBIENTAL

Este desenvolvimento é analisado em duas partes distintas, que são a auditoria do sistema de gestão ambiental e a realização desta auditoria.

5.1. A auditoria do sistema de gestão ambiental (ASGA)

Este item, como a maior parte deste artigo, não visa inovar em termos de normalização ambiental, mas simplesmente mostrar de maneira clara e coerente a interpretação do procedimento adotado na ASGA, com vistas a desmistificar este paradigma para um público de usuários potenciais. Corrobora com esta intenção o artigo de Perreault (1996) e a tabela I, nos quais é mostrado que mais de 50% das empresas pesquisadas na América do Norte ainda desconhecem a norma ou não desejam a certificação por razões como o desconhecimento dos benefícios técnicos, sociais e comerciais que a certificação pode proporcionar.

A ASGA é um processo de verificação sistemático e documentado que permite obter e avaliar, de maneira objetiva, as provas para determinar se o sistema de gestão ambiental (SGA)

de uma organização é em conformidade com os critérios da ASGA definido pela própria organização.

As metas que orientam a definição, a implantação e a manutenção do SGA são tratadas no ante-projeto de norma ISO 14001(1995). Este ante-projeto define também as exigências do sistema, que são a política, os aspectos e os objetivos ambientais. Com relação aos princípios, sistemas e técnicas de aplicação o ante-projeto de norma ISO 14004(1995), estabelece as metas a serem seguidas. Estas normas apresentam grande flexibilidade, pois permitem aplicar seu SGA a toda a organização, a uma unidade específica ou ainda à atividades escolhidas em função das necessidades da empresa em relação à questão ambiental.

5.2. A realização da auditoria ambiental

A auditoria ambiental tem mostrado ser um excelente instrumento de verificação da performance ambiental e de contribuir a sua melhoria.

O sistema de auditoria ambiental é composto de um conjunto de três normas que estabelecem as diretrizes para a sua realização, com relação aos princípios gerais, que são :

- o estabelecimento de metas orientativas para a auditoria ambiental, pelo ante-projeto de norma ISO 14010(1995);
- os procedimentos para a realização da ASGA, pelo ante-projeto de norma ISO 14011(1995);
- os critérios de qualificação dos auditores ambientais, pelo ante-projeto de norma ISO 14012(1995).

A auditoria ambiental começa pelo estabelecimento do plano de auditoria, no qual são estabelecidos o calendário de trabalho, os setores a serem auditados, a documentação que servirá de prova material às atividades auditadas e o pessoal envolvido. A seguir são definidos claramente os critérios de avaliação com o estabelecimento de indicadores que mostrarão a performance ambiental da organização ou a diferença medida entre o padrão ambiental desejado e o nivel atual alcançado.

Finalmente é preparado o relatório da auditoria. Conforme propõem Tibor e Feldman (1996), neste relatório poderá ser sugerido ações corretivas com vistas a melhorar o desempenho do SGA e ainda propor conselhos técnicos.

6. PERSPECTIVAS

A norma ISO 14001 não tem como objetivo sancionar a performance ambiental, portanto as organizações certificadas procuram melhorar esta performance, porque ela se inscreve no modelo de SGA proposto pela norma ISO 14004. A auditoria ambiental é um importante meio que a organização dispõe para iniciar a implantação de mudança necessárias em outros setores desta organização.

Os resultados da auditoria são os indicadores do objetivo ambiental. Como um indicador importante pode-se citar, o grau de integração dos esforços para a melhoria ambiental, com os outros esforços desenvolvidos em outros setores da organização. Estes indicadores podem tornar-se indicadores de performance global da organização, pois eles são confiáveis, na medida em que a norma ISO 14004 prevê a integração e harmonização do SGA a outros elementos de gestão existentes.

É interessante constatar como Russel (1995), partindo de elementos da série ISO 14000, foi além da questão ambiental para integra-los à todas as atividades da empresa. Ele descreve: "Um desenvolvimento ambiental importante deve considerar a normalização do SGA, segundo a norma ISO 14001." E ele acrescenta ainda: " O SGA é bem posicionado como um procedimento de « controle interno », para os riscos ambientais dos negócios. A GQTA é simplesmente a GQT. A contabilidade dos custos ambientais passa à ser a contabilidade por atividades (ABC). O estabelecimento do ciclo de vida útil [ISO 14040] e a prevenção da poluição passam à ser a Reengenharia do processo de negócios. Os investimentos de capital em equipamentos de prevenção da poluição transformam-se em investimentos tecnológicos." Finalmente ele pergunta: "Existe nos dias atuais alguma empresa que não utiliza pelo menos um destes modos de negócios?" . Espera-se que as organizações nos dêem a resposta.

7. CONCLUSÃO

A auditoria ambiental e a verificação ambiental podem ser complementares. De fato, a auditoria ambiental é uma medida da eficácia do sistema de gestão ambiental implantado na organização. Enquanto que, a verificação ambiental pode ser considerada como uma medida da eficiência das operações da organização, pela determinação dos custos dos impactos ambientais.

A auditoria ambiental tem por finalidade verificar a conformidade do SGA, definido pela organização, com as exigências da norma ISO 14001.

Finalmente, a implantação da norma ISO 14001 pode transformar-se num catalisador para toda organização, iniciando uma reação em cadeia, que conduzirá à utilização de técnicas de Reengenharia, com a finalidade de consolidar esta organização.

8. REFERÊNCIAS

ALEXANDER, F. *ISO 14001: What does it means for IEs?*, IIE, Solutions, pp. 14-18, jan. 1996.

HEMENWAY, C.G. & HALE, G.J., *The TQEM - ISO 14001 Connection*, Quality Progress, pp. 29-32, June 1996.

HEMENWAY, C.G. & HALE' G.J., *Are you ready for ISO 14000?*, Quality, pp. 26-28, nov. 1995.

ISO / DIS 14001: *Systèmes de management environnemental - Spécification et lignes directrices pour l'utilisation* (1995).

ISO / DIS 14004: *Systèmes de management environnemental - Lignes directrices générales concernant les principes, systèmes et techniques de mise en oeuvre*, 1995.

ISO / DIS 14010: *Lignes directrices pour l'audit environnemental - Principes généraux* , 1995.

ISO / DIS 14011: *Lignes directrices pour l'audit environnemental - Procédures d'audit - Audit des systèmes de management environnemental* , 1995.

ISO / DIS 14012: *Lignes directrices pour l'aud environnemental - Critères de qualification pour auditeurs environnementaux* , 1995.

ISO / DIS 14020: *Environmental labelling - Basic principles of all Environmental labelling*, 1994.

ISO / DIS 14021: *Environmental labelling - Self declaration - Environmental claims - Terms and definitions*, 1994.

ISO / DIS 14023: *Environmental labelling - Testing and verification methodologies* (in course of preparation in 1996-03-05).

ISO / DIS 14024: *Environmental labelling - Practitioner programs - Guiding principles, practices and certification procedures of multiple criteria (Type 1) programs*, 1994.

ISO / DIS 14040: *Environmental Management - Life cycle assessment - Principles and guidelines*, 1995.

ISO/DIS14060: *Guide for the inclusion of Environmental aspects in product standards*, 1995.

LANOIE, P. et all., *Environement, économie et entreprise*, cap. 7, Editora Université du Québec, Sainte-Foy (Québec), Canada, (1995).

PERREALT, M., *Les yeux se tournent vers ISO 14000*, La Presse, pp. F1, Montréal, Canada, 01 de junho de 1996.

RUSSEL, W., *How to achieve successful environmental reengineering*, Environment Today, pp.29, oct.1995.

TIBOR, T. ET FELDMAN, I., *ISO 14000 - A guide to the new environmental management standards*", IRWIN Professional Book Team, 237 pages, Burr Ridge, USA, 1996.

ZUCKERMAN, A., *Don't rush into ISO 14000*, Machine Design, pp.38-42, jan.1996.

8. AGRADECIMENTOS

Esta publicação foi possivel graças a participação da FAPEMIG (Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais), CNPq (Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico), UFU (Universidade Federal de Uberlândia), CETAI (Centre d'Études en Administration International) e CEQT (Centre d'Études en Qualité Total), Montréal, Canada.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1017

EFEITO DA TEMPERATURA NOS FENÔMENOS FOTOINDUZIDOS EM $Al_yGa_{1-y}As$ / TEMPERATURE EFFECT ON PHOTOINDUCED PHENOMENA IN $Al_yGa_{1-y}As$

MARCO H. TAQUECITA [1,2], SIDNEY B. PARREIRA [1,2] & LUIS V. A. SCALVI [1]
1- Departamento de Fisica, Faculdade de Ciências - UNESP - Bauru
Cx. Postal 473 CEP 17033-360 Bauru SP, Brasil - e-mail: scalvi@azul.bauru.unesp.br
2- Departamento de Engenharia Elétrica, Faculdade de Eng. e Tecnologia - UNESP - Bauru
CX. Postal 473 CEP 17033-360 Bauru SP, Brasil

Abstract

We present light induced electrical properties of $Al_yGa_{1-y}As$ at low temperature. Heat transmission in the sample holder is discussed, in order to achieve temperature control with 0.1 degree of precision. Results of resistance as function of temperature with monochromatic light excitation in the range 0.5-1.5 μm and photoconductivity spectra measured in the range 80-200 K are reported. Temperature dependent resistance shows strong electron freezeout which can be associated to the presence of two distinct deep levels whose behavior is related to energy of exciting light. Photoconductivity spectra show bandgap transition since the measurement temperature is properly selected. The decay of photoconductivity is also measured in the range 50-90 K and its modeling reveals the charge states of existing defects. Persistent photoconductivity in indirect bandgap samples below 60 K, has much lower magnitude than in direct bandgap samples.

Keywords

Arseneto de Gálio e Aluminio, focondutividade, criostato, dispositivos eletrônicos / aluminum gallium arsenide, photoconductivity, cryostat, electronic devices

1. INTRODUÇÃO

Existe um grande interesse em GaAs e na liga $Al_yGa_{1-y}As$ para a fabricação de dispositivos eletro-óticos. Ao contrário de Si, que apresenta banda proibida ("bandgap") indireta e uma baixa mobilidade, GaAs apresenta transição direta e uma alta mobilidade associada à concavidade do vale Γ (Adachi, 1985) que apresenta o menor valor de energia da banda de condução do material. A mistura com AlAs levando à liga $Al_yGa_{1-y}As$, tem um ajuste excelente, já que a diferença no parâmetro de rede destes materiais é desprezível, praticamente eliminando possíveis regiões de tensão no material. A aplicação deste material é enorme indo desde a produção de Lasers até dispositivos especiais de eletrônica lógica e de controle, onde alta velocidade de operação seja necessária (Heiblum et al, 1987; Frensley,

1987). Um dos aspectos negativos com relação à uma ampla utilização deste material está ligado à presença de um defeito conhecido como centro DX (Chadi et al, 1989) que captura elétrons da banda de condução, diminuindo sensivelmente a condutividade da amostra, pois diminui a quantidade de portadores de carga e aumenta a probabilidade de espalhamento, o que afeta a mobilidade da amostra. Para a compreensão efetiva das propriedades eletro-óticas deste material, deve-se proceder a um abaixamento de temperatura de modo a se isolar certos efeitos e assim poder medi-los e estudá-los adequadamente. O equipamento que será descrito permite o abaixamento de temperatura e as medidas de características eletro-óticas de GaAs e $Al_yGa_{1-y}As$, e as regiões de temperatura onde determinados efeitos predominam. Neste trabalho discutimos os problemas relacionados à transmissão de calor no suporte onde a amostra é fixada e que afeta o controle preciso de temperatura, e também a influência da baixa pressão no interior do criostato para o perfeito abaixamento de temperatura. Com relação aos resultados experimentais, baseamos nossa análise em medidas de resistência em função da temperatura sob influência de luz de diversos comprimentos de onda e em medidas do decaimento da fotocondutividade persistente, que é um fenômeno relacionado ao centro DX e que ocorre principalmente para temperaturas menores que $\cong$ 120 K. Baseado nestes resultados, pode-se compreender os processos de transporte elétrico predominantes em $Al_yGa_{1-y}As$ nos diversos intervalos de temperatura e a potencial aplicação deste material para a confecção de dispositivos eletro-óticos.

2. MONTAGEM EXPERIMENTAL

A figura 1 mostra o arranjo dos equipamentos que permitem a aquisição dos dados experimentais descritos neste trabalho. As amostras de $Al_yGa_{1-y}As$ são colocadas num criostato da APD cryogenics que permite o controle de temperatura na faixa de 1-400 K com precisão de 0,1 grau. O sistema trabalha com gás He que é comprimido e bombeado para dentro do sistema através de um compressor também mostrado na figura, que opera em circuito fechado, ou seja, após circular internamente no criostato, o gás aquecido pela interação com o sistema é retornado ao compressor onde é novamente comprimido para continuar no processo de resfriamento do sistema, constituindo assim um ciclo termodinâmico. O controlador de temperatura da Lake Shore Cryotronics trabalha com ajuste proporcional, integral e derivativo (PID) e usa resistência metálica como elemento aquecedor e um diodo de Si como sensor de temperatura, cuja montagem está mostrada no detalhe da figura 1. O isolamento térmico é obtido com uma bomba de vácuo da Balzers que garante pressão da ordem de 10^{-4} Torr. A baixa concentração de particulas de ar induz a um processo de convecção térmica de baixa eficiência, o que leva a uma baixa transmissão de calor entre a parte a baixa temperatura e a carcaça do criostato, o que é fundamental para o controle de temperatura. As medidas experimentais são coletados por um eletrômetro modelo 617 da Keithley acoplado a um microcomputador, com programas apropriados para a aquisição de dados. Este microcomputador também possui uma interface para um motor de passo que controla um monocromador com comprimento de onda na faixa 300-3600 nm e a fonte de luz é uma lâmpada de halogeneto alcalino da Oriel Corporation com controle de corrente e potência, permitindo determinação e variação da intensidade da luz monocromática que é irradiada na amostra de $Al_yGa_{1-y}As$. Assim sendo as possibilidades de excitação do material para seu estudo são inúmeras : variação da temperatura, variação do campo elétrico na amostra, controle da energia (comprimento de onda) da luz incidente e intensidade luminosa; o que confere uma grande flexibilidade na investigação dos fenômenos eletro-óticos predominantes em $Al_yGa_{1-y}As$. Várias partes deste equipamento têm projeto e construção caseiros como o suporte do criostato (mostrado na figura 1) que foi construído na oficina do

Instituto de Física de São Carlos. Este suporte tem a função de segurar o criostato com as janelas situadas na parte mais baixa do mesmo e permite ajuste da posição vertical, o que é necessário para perfeito alinhamento ótico da luz que incide na amostra. Além disso este suporte, construído em Alumínio, absorve razoavelmente as vibrações causadas no criostato pelo bombeamento de gás He, o que é fundamental para preservar a iluminação numa região fixa e bem definida da amostra. O suporte do motor de passo foi construído no Dep. de Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia e Tecnologia.- Bauru. O suporte de amostras mostrado no detalhe da figura 1 também é de construção caseira e foi feito usando cobre, material de boa condutividade térmica e cuja fixação ao dedo frio se dá através de rosca e folhas de In metálico, que devido à consistência mole, se ajusta perfeitamente à interface entre suporte de amostra e dedo frio. A amostra é fixada ao suporte através de grampos delicados, que não arranham a superfície da mesma, usando-se também pasta térmica na base. Essa configuração garante à amostra um retardo mínimo, assegurando a precisão desejada na medida e controle de temperatura.

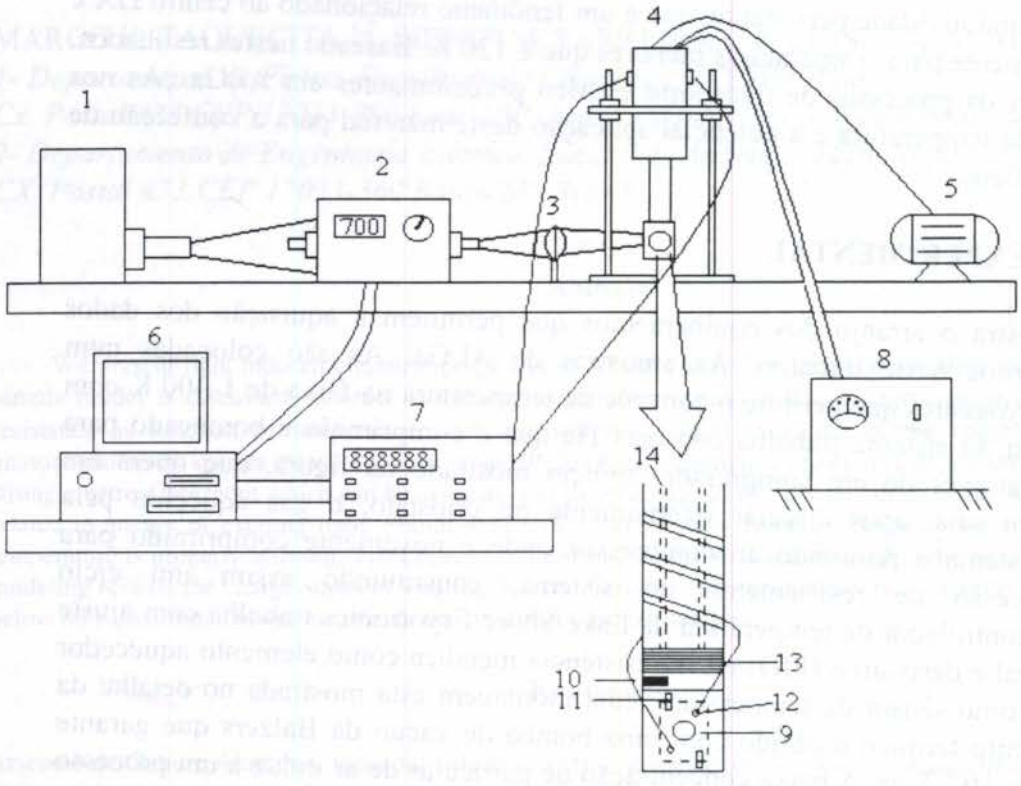


Figura 1 - Diagrama esquemático da montagem experimental. 1 - Fonte de Luz, 2- Monocromador, 3- lente convergente, 4- criostato, 5- bomba de vácuo, 6- microcomputador, 7- eletrômetro, 8- compressor de He, 9- amostra a ser analisada, 10- sensor de temperatura, 11- fixação da amostra, 12- contatos elétricos e respectivas fiações, 13-resistência de aquecimento, 14 - circuito de circulação de He

3. MEDIDAS ELETRO-ÓTICAS EM $Al_yGa_{1-y}As$

A figura 2 mostra medidas de resistência em função da temperatura para uma amostra de $Al_yGa_{1-y}As$ com bandgap direto no escuro, e sob influência de luz monocromática de vários comprimentos de onda. A corrente da fonte de luz é mantida em 9 A. No escuro a resistência aumenta conforme a temperatura diminui devido a recombinação eletron-buraco entre banda de condução e banda de valência e principalmente devido à captura de elétrons pelos centros

DX, que é mais forte abaixo de ≅ 120 K. O abaixamento de temperatura é lento o suficiente (≅ 5 horas) para prevenir qualquer tipo de metaestabilidade. O efeito da luz está relacionado à energia do feixe luminoso, sendo maior a distância entre resistência medida sob luz e resistência no escuro para λ = 600 nm que corresponde a E = 2,06 eV, que é um valor próximo do bandgap. A figura 2 deve ser vista como um processo dinâmico de captura térmica e fotoexcitação que acontecem simultaneamente. A forma da curva depende da energia da luz incidente e da eficiência desta luz em manter elétrons na banda de condução, ou seja, em manter um estado condutivo metaestável, já que a situação de equilibrio térmico corresponderia aos elétrons aprisionados nas armadilhas (centros DX), que constituem níveis profundos dentro do bandgap e portanto têm menor energia. Portanto em qualquer dessas curvas há uma região de predomínio da excitação ótica sobre a captura térmica e vice-versa. Por exemplo a curva com λ = 900 nm possui uma região de aumento da resistência que vai de 300 K até aproximadamente 130 K, onde predomina o processo de recombinação. Entre 130 K e 70 K, onde ocorre diminuição da resistência, temos a região de predomínio da fotoexcitação dos elétrons aprisionados nos centros DX. Abaixo de 70 K, ocorre uma nova região onde a captura de elétrons é dominante, já que a resistência aumenta. Nesta faixa de temperatura, existe possibilidade de captura por um outro nível de energia (Dobaczewski et al, 1991; Scalvi et al, 1996) que pode capturar elétrons metaestavelmente. O detalhe da figura 2 mostra este mesmo tipo de procedimento experimental para uma amostra de $Al_yGa_{1-y}As$ com gap indireto. Ao contrário da amostra da figura principal, com λ = 700 nm já se verifica a existência desta captura de elétrons para temperatura menores que 70 K.

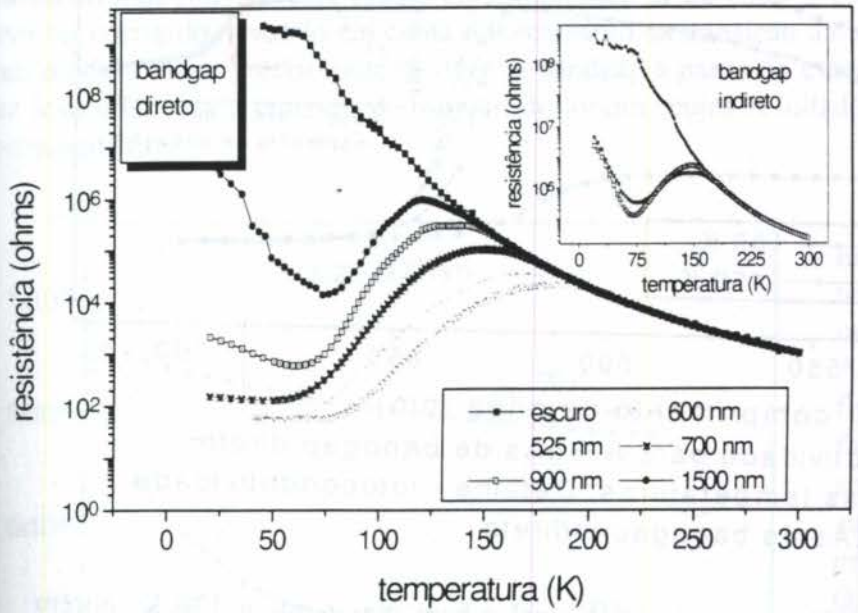


Figura 2 - Resistência x Temperatura para AlGaAs de bandgap direto sob incidência de luz de vários comprimentos de onda. Detalhe - AlGaAs de bandgap indireto

A figura 3 mostra curvas tipicas de condutividade em função do comprimento de onda da luz incidente, para as mesmas amostras da figura 2. A velocidade de varredura é conseguida manualmente com 5 nm a cada 10 segundos (valores discretos) em sentido decrescente do comprimento de onda. O aumento pronunciado na fotocondutividade está relacionado à transição do gap de energia. Pode ser verificado que o valor da energia do gap é uma função da temperatura, sendo que a relação entre o valor máximo e o valor mínimo da condutividade é maior para temperaturas em torno de 130 K. O espectro da fotocondutividade foi medido também em outras temperaturas porém não é apresentado na figura 3, pois a relação entre valores máximo e mínimo ou é muito grande ou muito pequena, ficando difícil de ser

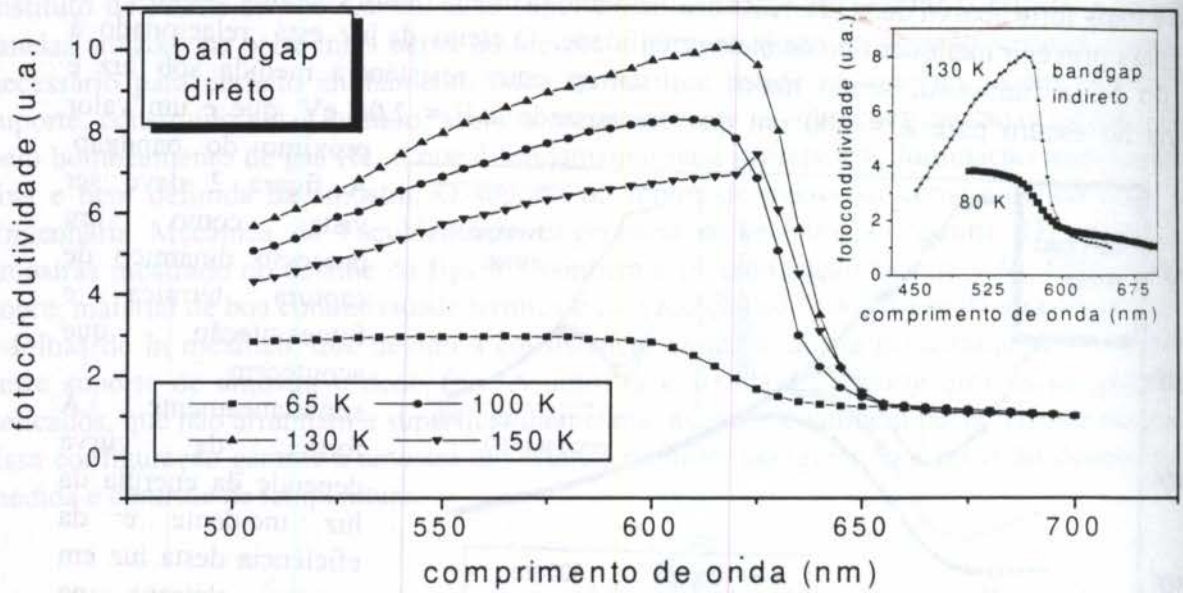


Figura 3 - Fotocondutividade para AlGaAs de bandgap direto em diversas temperaturas. Detalhe - fotocondutividade para AlGaAs de bandgap indireto

representada na figura 3. A 80 K, por exemplo, o sinal é bem maior que a 130 K, porém devido à existência do fenômeno da fotocondutividade persistente (Mooney, 1990), relacionada aos centros DX, a transição não tem um valor de energia bem definido, pois a captura térmica nesta região é menos eficiente, conforme já discutido. Assim sendo, a melhor definição para medidas de fotocondutividade é em torno de 130 K. É possível se estimar a composição de Al na amostra pelo valor do gap de energia, pois a transição de banda proibida aumenta com o aumento na composição de Al na amostra de $Al_yGa_{1-y}As$ (Adachi, 1985). Para amostras de gap direto a fração molar de Al pode ser obtida por (Scalvi et al, 1993):

$$E_g^{\Gamma}(300) = E_g^{\Gamma}(T) - [(3{,}95+1{,}15\,y)] \cdot 10^{-4}\,].(300 - T) \qquad (1)$$

$$E_g^{\Gamma}(T) = 1{,}424 + 1{,}247\,y \qquad (2)$$

onde $E_g^{\Gamma}(T)$ e $E_g^{\Gamma}(300)$ são respectivamente a energia do gap na temperatura T e a 300 K respectivamente, y é a fração de aluminio e T é a temperatura. O superíndice Γ significa que o mínimo da banda de condução se dá no vale Γ (transição direta). O valor médio obtido através da figura e resolução simultânea das equações (1) e (2) foi de $y \cong 34\%$. Para a amostra com gap indireto também realizamos este experimento e está representado no detalhe da figura 3 para 2 temperaturas diferentes. A composição de aluminio pode ser obtida da resolução simultânea das equações abaixo (Adachi, 1985) :

$$E_g^{X}(300) = E_g^{X}(T) - 3{,}6.10^{-4}\,(300 - T) \qquad (3)$$

$$E_g^X(300) = 1{,}900 + 0{,}125\ y + 0{,}143\ y^2 \qquad (4)$$

nestas equações o superíndice X indica que o mínimo da banda de condução ocorre no vale X (transição indireta). O valor médio da composição se dá em y ≅ 57%. No entanto este valor deve ser corrigido, levando em conta o mecanismo da transição indireta. Estamos trabalhando num modelo mais preciso para se obter o bandgap a partir do espectro da fotocondutividade que leva em conta a emissão e absorção de fonons, cujos resultados deverão ser publicados oportunamente.

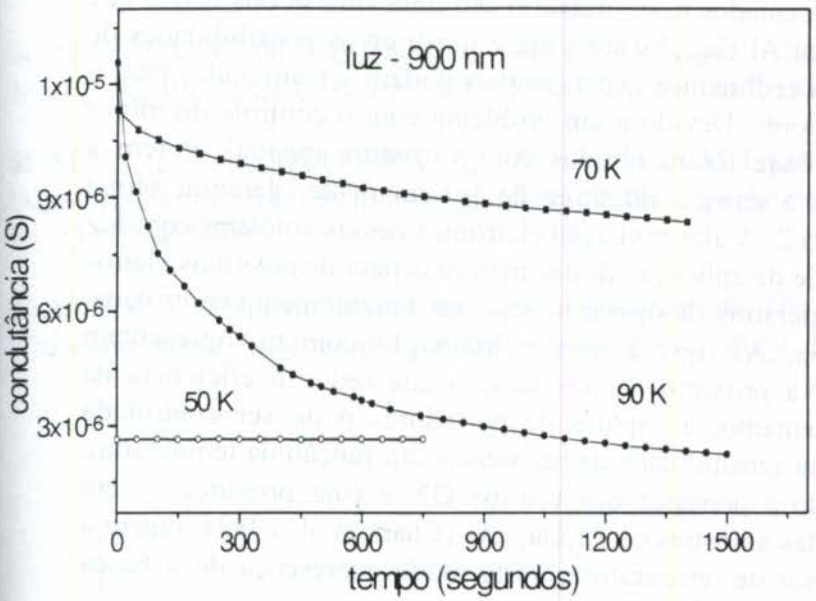


Figura 4 - Decaimento da fotocondutividade persistente em AlGaAs de bandgap indireto em diversas temperaturas

Para ilustrar ainda mais o efeito da temperatura em fenômenos induzidos por luz em $Al_yGa_{1-y}As$, graficamos na figura 4 o decaimento em função do tempo de uma amostra de $Al_xGa_{1-x}As$ de gap indireto que é previamente fotoexcitada. O procedimento é o seguinte (Dobson et al, 1990): a amostra é excitada com luz monocromática por ≅ 5 minutos (condutância praticamente saturada). A luz então é removida e monitora-se o decaimento da condutância. O comprimento de onda da luz incidida na amostra é 900 nm, que corresponde a uma energia de 1,36 eV e que é bem abaixo do gap de energia. Desta forma estamos excitando os elétrons aprisionados nos estados internos ao gap de energia, principalmente os centros DX. Observa-se facilmente que quanto maior a temperatura, mais rápido o decaimento, tendendo a um valor de saturação. A 50 K, o valor permanece constante por um longo tempo. Apesar de cortarmos a medida em 800 segundos, este valor permaneceria por dias. É importante mencionar que a excitação prévia com luz para 50 K consegue excitar a condutância para um valor apenas 20% da excitação em 90 K, o que sugere que os elétrons excitados são capturados metaestavelmente por outros níveis, em acordo com o que foi obtido na figura 2. O decaimento exponencial que ocorre principalmente a 90 K está relacionado à recaptura de elétrons pelos centros DX e a uma possível formação de dipolos elétricos (Scalvi et al, 1995).

4. CONCLUSÃO

O equipamento descrito foi adquirido com auxílio do CNPq e FAPESP e deve ser mantido em funcionamento com auxílio do projeto PRONEX - Núcleo de Ótica Básica de São Carlos. Os principais problemas de ordem mecânica e elétrica já foram resolvidos como instalação de um circuito de proteção para a bomba mecânica, confecção de suportes

adequados para criostato e motor de passo; projeto e construção de um suporte de amostras com material de alta condutividade térmica a baixa temperatura e que garante ótimo controle de temperatura com retardo de tempo mínimo. Curvas de resistência x temperatura mostram que a energia da luz incidente é fundamental na manutenção de um estado condutivo metaestável, havendo regiões de predominância de fotoexcitação e regiões de predominância da captura térmica. Curvas de condutividade em função do comprimento de onda da luz incidente mostram que a transição de banda proibida é mais facilmente observável para temperaturas maiores que ≅120K, ou seja, fora da faixa onde o centro DX é dominante. Fotocondutividade persistente ocorre em $Al_yGa_{1-y}As$ de gap indireto, abaixo de 60 K, porém sua magnitude é bem inferior à obtida em amostras de gap direto (Dobson et al, 1990)

Os resultados experimentais apresentados neste trabalho são uma síntese dos dados que já obtivemos para a liga semicondutora $Al_yGa_{1-y}As$ até aqui, e mostram as possibilidades de estudo dos semicondutores, pois os procedimentos experimentais podem ser utilizados para o estudo de outros materiais semicondutores. Devido a um problema com o controle do motor de passo, os dados de fotocondutividade foram obtidos com varredura manual. Porém a grande sensibilidade dessas amostras à energia do feixe de luz incidente, garantiu ótima precisão nos dados graficados na figura 2. A alta excitação eletrônica dessas amostras com luz monocromática mostra a potencialidade de aplicação destes materiais para dispositivos eletro-óticos, como Lasers, desde que a temperatura de operação seja convenientemente controlada. Lasers de heterojunções GaAs-$Al_yGa_{1-y}As$, que é uma combinação comum, apresentam centros de recombinação não radiativa próximo da interface, o que reduz a eficiência da emissão de luz (Tsang, 1985). No entanto, a captura de portadores pode ser controlada monitorando-se a temperatura. Já a alta sensibilidade da resistência em função da temperatura no escuro, que é um efeito associado à presença dos centros DX e cuja presença é uma característica inevitável da dopagem das amostras de $Al_yGa_{1-y}As$ (Chadi et al, 1989), sugere a possibilidade de aplicação como sensor de temperatura, deste modo a presença de defeitos pode ser utilizada de modo positivo.

5. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao suporte financeiro do CNPq, FAPESP e PRONEX 402/96. Agradecimentos especiais ao professor Dr. Máximo Siu Li do Instituto de Física de São Carlos cuja assessoria ao desenvolvimento deste projeto tem sido fundamental.

6. REFERÊNCIAS

ADACHI, C.A., GaAs, AlAs, $Al_xGa_{1-x}As$: Material Parameters for use in research and device applications, *Journal of Applied Physics*, vol 58, pp. R1-R26, 1985

CHADI, D.J. & CHANG, K.J., Energetics of DX-center Formation in GaAs and $Al_xGa_{1-x}As$ alloys, *Physical Review B*, vol. 39, pp. 10063-10074, 1989

DOBACZEWSKI, L. & KACZOR, P., Photoionization of DX (Te) Centers in $Al_xGa_{1-x}As$: Evidence for a Negative-U Character of the Defect, *Physical Review B*, vol. 44, pp. 8621-8632, 1991

DOBSON, T.W., SCALVI, L.V.A. & WAGER, J.F., Transient Decay of Persistent Photoconductivity in $Al_{0.3}Ga_{0.7}As$, *Journal of Applied Physics*, vol 68, pp. 601-605, 1990

FRENSLEY, W.R., Gallium Arsenide Transistors, *Scientific American*, vol. 257, pp. 68-75, agosto 1987

HEIBLUM, M. & EASTMAN, L.F., Ballistic Electrons in Semiconductors, *Scientific American*, vol 256, pp. 65-73, fevereiro 1987

MOONEY, P.M., Deep Donor Levels (DX centers) in III-V Semiconductors, *Journal of Applied Physics*, vol 67, pp. R1-R25, 1990

SCALVI ,L.V.A., OLIVEIRA, L., MINAMI, E. & SIU LI, M. Dipole Relaxation Current in n-type $Al_xGa_{1-x}As$, *Applied Physics Letters*, vol. 63, pp.2658-2660, 1993

SCALVI, L.V.A., OLIVEIRA, L. & SIU LI, M., Light Induced Relaxing Dipoles in n-type $Al_xGa_{1-x}As$, *Physical Review B*, vol. 51, pp. 13864-13867, 1995

SCALVI, L.V.A., OLIVEIRA, L. & SIU LI, M.,Light and Thermal Exeitation of Depolarization Current in Indirect Bandgap $Al_xGa_{1-x}As$, *Brazilian Journal of Physics*, vol 26, pp. 239- 244, 1996

TSANG,W.T., Semiconductor Lasers and Photodetectors, *The Technology and Physics of Molecular Beam Epitaxy*, ed. by E.H.C. Parker, Penum Press, N. York, 1985

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1042

ESTABILIDADE TÉRMICA DAS LIGAS AMORFAS $Fe_{(85-X)}B_{15}Ge_X$ PROCESSADAS POR "MELT-SPINNING" / *THERMAL STABILITY OF THE AMORPHOUS $Fe_{(85-X)}B_{15}Ge_X$ ALLOYS PRODUCED BY "MELT-SPINNING"*

CARLOS KLEBER N. OLIVEIRA[1] & SEVERINO JACKSON GUEDES DE LIMA[2]
[1]*Departamento de Engenharia de Produção, CCT, URCA*
Rua Cel. Antônio Luiz-1161,Pimenta, fax:(088) 521 0049
63.100-000 - Crato-CE, Brasil.
[2]*Departamento de Tecnologia Mecânica, CT, UFPB*
E-mail: jackson @ vm.npd.ufpb.br , fone/fax: (083) 216 7076
58059-900 - João Pessoa-PB, Brasil.

Abstract

Amorphous alloys $Fe_{(85-X)}B_{15}Ge_X$ (x = 0-10) in the shape of ribbons were obtained by using the process of ultra-rapid "melt-spinning" solidification. The ideal processing parameters were determined and the alloys were produced in a compositions range, according to a theoretical diagram of amorphization compositions. The amorphous state was verified by X-ray difraction, Mössbauer spectroscopy and ductility tests. Differential scanning calorimetry (DSC) was used to determine the thermal stability of the alloys and observe the evolution of the crystallization peaks. Continuous amorphous ribbons were obtained reaching, in some cases, as much as 20m of length, presenting dimensional homogeneity and good superficial finish. The DSC thermograms showed the crystallization peaks which are characteristic of amorphous alloys, whose thermal stability rises with the Ge content.

Keywords

Amorphous alloys, "Melt-spinning", Magnetic anisotropy, Amorphization and Crystallization.

Palavras-chave

Ligas amorfas, "Melt-Spinning", Anisotropia magnética, Amorfisação e Cristalização.

1. INTRODUÇÃO

As ligas amorfas apresentam propriedades promissoras do ponto de vista de aplicações tecnológicas despertando o interesse por parte de muitos pesquisadores, que têm estudado especialmente suas propriedades mecânicas, químicas e magnéticas. Estes materiais apresentam excelente resistência mecânica (300-400 Kgf/mm^2) combinada com uma boa ductilidade (Egami, 1984). A estrutura amorfa consiste de átomos arranjados de forma aleatória e é normalmente considerada isotrópica numa escala de longo alcance. Se por um lado a ausência de contornos de grãos confere alta resistência à corrosão (Li et al., 1992), por outro lado a isotropia estrutural faz com que os domínios magnéticos sejam mais facilmente alinhados a um campo aplicado, já que não existe direção preferencial de magnetização

(Luborsky, 1983). A facilidade de magnetização das ligas amorfas provém da baixa anisotropia magnética. Este comportamento faz com que apresentem alta susceptibilidade magnética e baixo campo coercivo. Os altos valores da resistividade elétrica encontrados nestas ligas reduzem as correntes de Foucault induzidas, e conseqüentemente, as perdas magnéticas (Severino,1993). Desta forma, as ligas amorfas encontram aplicações na fabricação de núcleos de transformadores, sensores, cabeças de gravação magnética e transformadores de alta freqüência. As ligas derivadas do sistema Fe-B ocupam lugar de destaque por apresentarem as características já citadas e pela relativa facilidade de amorfisação. Entretanto, cada sistema de liga requer condições ideais de processamento, dentro de uma faixa de composição de amorfisação (Duwez, 1976 e Guedes de Lima, 1985).

Estas ligas são metaestáveis, e quando submetidas a altas temperaturas tendem a atingir um estado de maior equilíbrio termodinâmico, cristalizando-se. Isto implica na destruição de suas desejadas propriedades, que são inerentes à estrutura amorfa. Assim, é impressindível o conhecimento da sua estabilidade térmica, através da temperatura de cristalização (T_x), não só para determinar a temperatura de uso como também para auxiliar na realização de tratamentos térmicos. Devido as altas taxas de resfriamento em que são produzidas, as ligas amorfas possuem tensões internas que causam anisotropia estrutural e magnética. Estas tensões podem ser aliviadas mediante a realização de tratamentos térmicos adequados que podem promover o alívio de tensões e/ou relaxação estrutural, melhorando assim, as suas propriedades magnéticas, como elevação da susceptibilidade magnética e redução do campo coercivo (Navarro & Hernando, 1994 e Varga et al., 1994). Em determinados sistemas estas melhoras estão relacionadas com a cristalização parcial, que produz estruturas nanocristalinas, não conseguidas por outros meios (Makarov et al., 1992). Por exemplo, em 1988, Yoshizawa et al. apresentaram uma fita amorfa chamada FINEMET e atribuiram à sua estrutura nanocristalina (grãos da ordem de 10nm distribuídos numa matriz amorfa) propriedades como baixas perdas por histerese e elevada temperatura de Curie (T_c).

Neste trabalho foram produzidas ligas Fe-B-Ge mantendo a quantidade de B constante em 15% atômico e variando-se os teores de Ge e Fe. A faixa de composição de amorfisação foi escolhida fazendo-se uso de um diagrama teórico de composições amorfisáveis (Guedes de Lima, 1985). As condições ideais de processamento foram determinadas e a estabilidade térmica destas ligas foi investigada.

2. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

2.1 Materiais Utilizados

Na fabricação das ligas-mãe utilizou-se elementos de pureza P.A.: Ferro (99,98%), boro (superior a 99%) e germânio (99,9999%). A fusão destes elementos foi efetuada sob atmosfera protetora de argônio 5.0 analítico.

2.2 Metodologia

A obtenção das ligas amorfas ocorreu em duas etapas: Fabricação da liga-mãe e têmpera à partir do estado líquido. A liga-mãe foi obtida pela fusão direta dos elementos puros Fe e Ge e do composto Fe_2B, previamente preparado. A fusão destes componentes foi realizada sob atmosfera controlada de argônio, em um forno de aquecimento por indução magnética de alta freqüência, equipado com cadinho de cobre refrigerado (Ribeiro, 1997). As ligas amorfas foram obtidas em forma de fitas contínuas medindo 1-2mm de largura e 25-30μm de

espessura, utilizando uma máquina de têmpera "melt-spinning". Esta máquina é equipada com volante de cobre cujo diâmetro é d=240mm. A fusão das ligas foi efetuada sob atmosfera de argônio em um cadinho de quartzo provido de um furo calibrado na parte inferior. O aquecimento foi feito por indução magnética de alta freqüência e a leitura da temperatura de vazamento (T_v) foi feita por pirômetro ótico.

Na determinação dos parâmetros ideais para a amorfisação, fizemos um planejamento experimental (Oliveira, 1997) para a liga $Fe_{81}B_{15}Ge_4$ avaliando a influência da velocidade do volante (V), da pressão de ejeção (ΔP) e do diâmetro do orifício do cadinho (ϕ), segundo Tabela 1. O ângulo de ejeção, a pressão da câmara, a distância entre a base do cadinho e o volante, a massa de liga e a temperatura de vazamento (dentro das possibilidades de ajuste do processo) foram mantidos constantes.

Tabela 1: Condições de têmpera em que a liga $Fe_{81}B_{15}Ge_4$ foi submetida.

Amostra	ϕ (mm)	V (m/s)	ΔP (cmHg)
4-1	0,8	31,4	20
4-2	0,8	31,4	35
4-3	**0,8**	**37,7**	**20**
4-4	0,8	37,7	35
4-5	0,9	31,4	20
4-6	0,9	31,4	35
4-7	0,9	37,7	20
4-8	0,9	37,7	35

A amostra 4-3 se mostrou amorfa, enquanto as outras apresentaram indícios de frações cristalinas (ver Figura 1). Desta forma, as condições em que esta amostra foi obtida foram escolhidas para fabricar as demais composições de liga: Massa de amostra, m= 5g; pressão da câmara, P_C= -60cmHg (atmosfera de argônio); temperatura de vazamento, $T_v \cong 1350°C$, velocidade do volante, V=37,7m/s (3000 rpm); diâmetro do orifício do cadinho, ϕ = 0,8 mm e pressão de ejeção, ΔP = 20 cmHg.

2.3 Caracterização das Ligas Amorfas

O estado amorfo das ligas foi verificado por difração de raios-X (utilizando radiação de Cu-K_α), espectroscopia Mössbauer de Fe^{57} e testes de ductilidade (dobramento a 180º).

As temperaturas de cristalização das ligas foram determinadas utilizando um analisador térmico DSC-50 da Shimadzu. As amostras brutas de têmpera foram aquecidas da temperatura ambiente até 550ºC sob atmosfera de nitrogênio (fluxo de 30ml/min), a uma taxa de 5ºC/min. Após a cristalização total da liga, sistematicamente foi registrado um novo termograma, sem retirar a amostra do equipamento. Este novo termograma serviu como linha de base. Como referência utilizamos uma amostra previamente cristalizada.

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

3.1 Processamento das Ligas $Fe_{(85-X)}B_{15}Ge_X$

Os difratogramas de raios-X da liga $Fe_{81}B_{15}Ge_4$ obtida sob condições de têmpera diferentes são mostrados na Figura 1. Como podemos observar, a amostra 4-3 apresentou um difratograma totalmente isento de picos, indicando a ausência de cristais. As demais amostras,

embora apresentando uma boa ductilidade, revelaram a presença de pequenos picos. Desta forma, as condições em que a amostra 4-3 foi processada (ver Tabela 1) foram escolhidas para fabricar as demais composições de liga. Este resultado está coerente com o esperado, pois estes parâmetros contribuem para a formação de fitas com menores espessuras, ocasionando portanto, numa maior taxa de resfriamento (Oliveira, 1997).

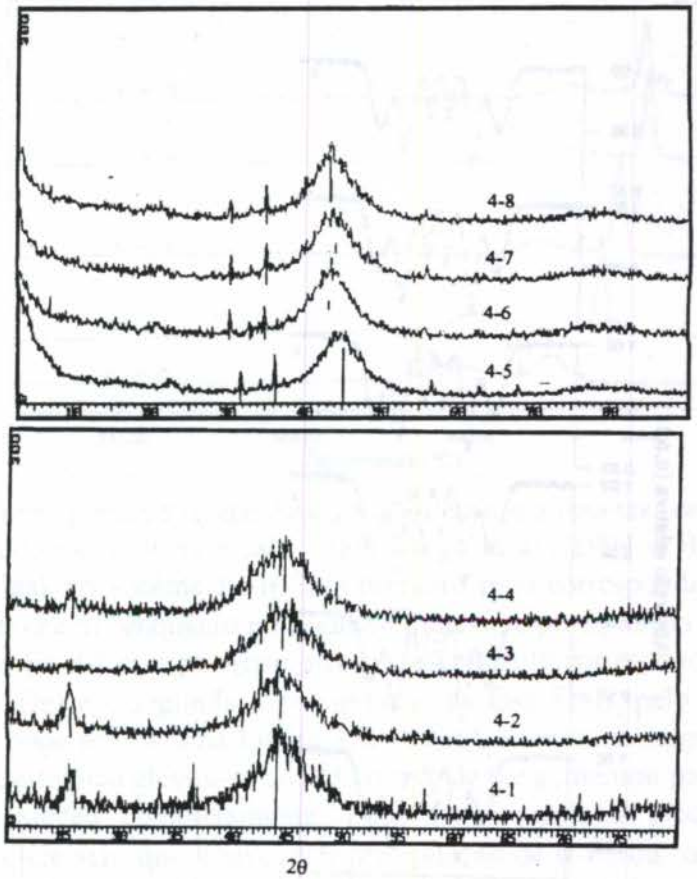


Figura 1: Difratogramas de R-X da liga $Fe_{81}B_{15}Ge_4$ obtida sob condições de têmpera diferentes.

Definidos os parâmetros do processo, estes foram utilizados para produzir as ligas $Fe_{(85-X)}B_{15}Ge_X$ (x = 0, 2, 5, 6, 8 e 10). As ligas contendo de 0 a 8%at.Ge mostraram-se amorfas, como indicado por espectroscopia Mössbauer (Figura 2) e testes de ductilidade. As ligas contendo 6 e 8 %at.Ge apresentaram uma ductilidade levemente menor do que as ligas contendo 0, 2, 4 e 5%at.Ge. Isto pode ser proveniente de flutuações de composição. Já a liga contendo 10%at.Ge apresentou-se frágil, comportamento que indica a presença de cristais (Naka & Masumoto, 1979). Estes resultados estão de acordo com o diagrama teórico de composições amorfisáveis (Guedes de Lima, 1985). Foi observado uma boa reprodutibilidade do processo. Sob as condições adequadas produziu-se fitas com bom acabamento superficial, medindo até 20m de comprimento.

3.2 Cristalização das Ligas $Fe_{(85-X)}B_{15}Ge_X$ Amorfas

A Figura 3 mostra os termogramas de DSC das ligas $Fe_{(85-X)}B_{15}Ge_X$ em função do teor de Ge, onde T_{x1} e T_{x2} são as temperaturas em que se inicia a precipitação da primeira e da segunda fase, respectivamente. Podemos observar a presença dos dois picos exotérmicos, que

são característicos das ligas amorfas Fe-B com um teor de B inferior a 17% at.. A liga $Fe_{85}B_{15}$ (x=0) tem o mesmo comportamento encontrado por Naka & Masumoto (1979). Segundo Guedes de Lima (1985), no primeiro pico tem-se a precipitação da fase α-Fe e no segundo, a precipitação do composto Fe_2B. Resultado similar foi encontrado por Arajs et al. (1982) na cristalização da liga $Fe_{84}B_{16}$.

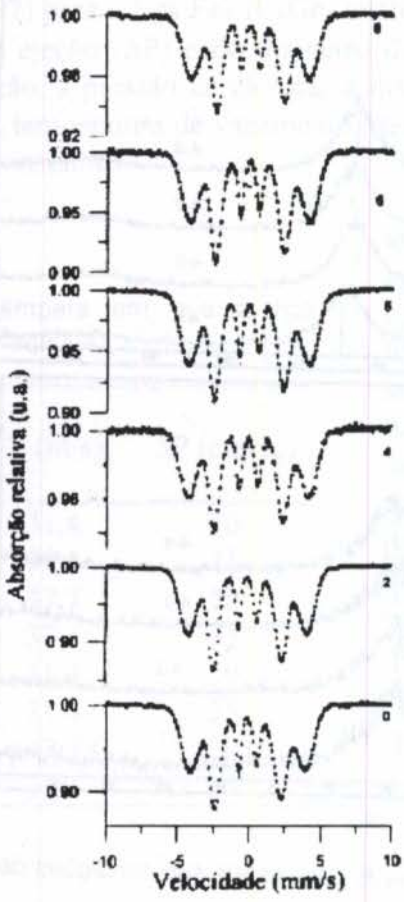


Figura 2: Espectroscopia Mössbauer das ligas $Fe_{(85-X)}B_{15}Ge_X$ (x = 0, 2, 4, 5, 6 e 8).

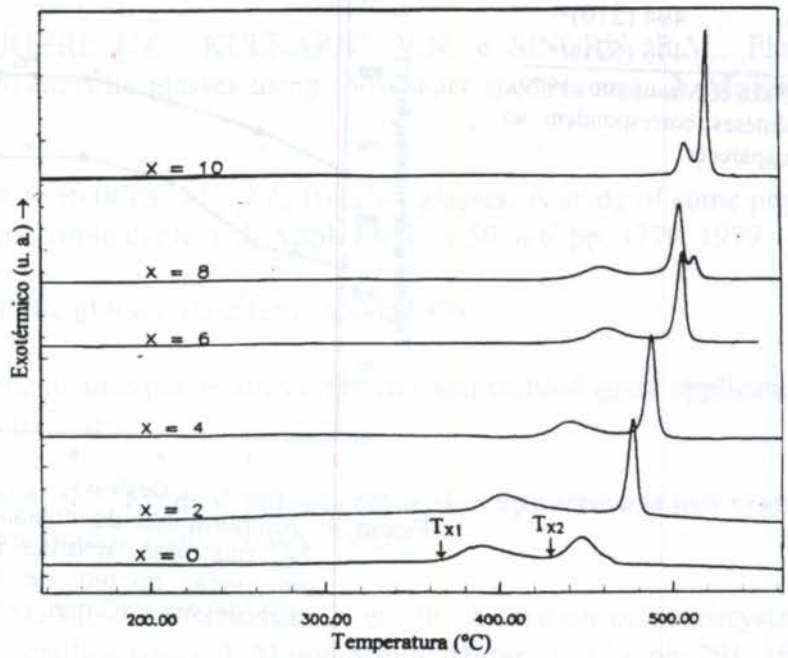


Figura 3: Termogramas das ligas $Fe_{(85-X)}B_{15}Ge_X$ obtidos a uma taxa de 5°C/min.

Alguns pesquisadores (Rawers et al., 1988, Varga et al., 1994 e Banerji et al., 1995) afirmaram que em ligas do sistema Fe-B-Si o primeiro pico correspondia à precipitação de uma solução sólida α-(Fe,Si) enquanto no segundo tinha-se a precipitação do composto Fe_2B. Para ligas do sistema Fe-B-Ge, o primeiro pico provavelmente corresponde à precipitação da solução sólida α-(Fe,Ge) e o segundo à precipitação da fase Fe_2B, pelo menos para baixos teores de Ge. Como pode ser visto na Figura 3, a 8% at.Ge tem-se o surgimento de um novo pico. A intensidade deste pico elevou-se quando o teor de Ge aumentou para 10%, enquanto o primeiro pico desapareceu completamente. Pode ter ocorrido a precipitação direta de compostos Fe-B e Fe-Ge sem que houvesse a precipitação de α-Fe ou α-Fe(Ge). Resultado similar foi obtido por Broeder & Borts (1979) para uma liga Fe-B-Si onde a intensidade do segundo pico aumentou e a do primeiro diminuiu com o aumento no teor de Si.

As temperaturas de cristalização em função do teor de Ge estão na Tabela 2 e na Figura 4. Nesta Tabela observa-se uma diferença nos valores encontrados para a liga $Fe_{85}B_{15}$ em comparação com os publicados por Naka & Masumoto (1979). Esta diferença pode ser atribuída a histórias térmicas diferentes no processo de obtenção. Podemos verificar ainda que a estabilidade térmica das ligas aumenta com o teor de Ge. Luborsky & Walter (1981) associaram este aumento à diferenças entre os tamanhos atômicos do Fe e do átomo que está substituindo-o, que neste caso é o Ge. Segundo estes autores, uma substituição intersticial diminui a estabilidade térmica da liga enquanto uma substitucional (que é o caso do Si e Ge) aumenta esta estabilidade. O fato da estabilidade térmica aumentar com o teor de Ge está de acordo com os resultados publicados por Naka & Masumoto (1979).

Tabela 2: Temperaturas de cristalização, T_{x1} e T_{x2} versus teor de Ge das ligas amorfas $Fe_{(85-X)}B_{15}Ge_X$. 5°C/min.

Liga	T_{X1}(°C)	T_{X2}(°C)
$Fe_{85}B_{15}$	368	432
$Fe_{85}B_{15}$*	377	427
$Fe_{83}B_{15}Ge_2$	382	459
$Fe_{81}B_{15}Ge_4$	424	477
$Fe_{79}B_{15}Ge_6$	438	493

$Fe_{77}B_{15}Ge_8$	436	494 (510)**
$Fe_{75}B_{15}Ge_{10}$	-	498 (521)**

*Valores encontrados por Naka & Masumoto (1979).
** Os valores entre parênteses correspondem ao terceiro pico que começa a aparecer.

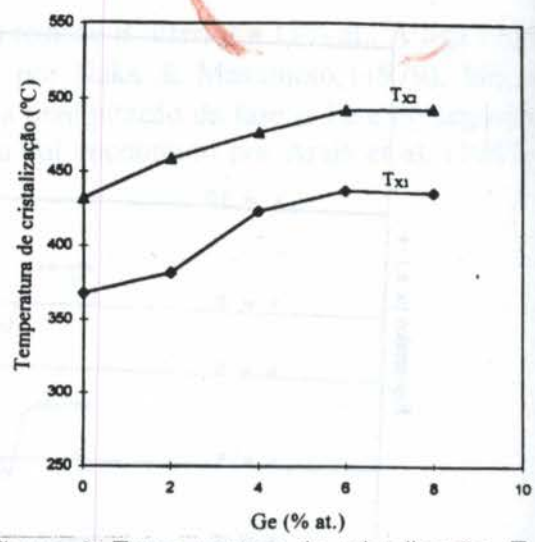


Figura 4: Temperaturas de cristalização, T_{X1} e T_{X2}, das ligas amorfas $Fe_{(85-X)}B_{15}Ge_X$ em função do teor de Ge. Taxa de aquecimento: 5°C/min.

4. CONCLUSÕES

Ligas amorfas $Fe_{(85-X)}B_{15}Ge_X$ (x = 0 - 10) foram obtidas por "melt-spinning". Determinou-se os parâmetros ideais de processamento e produziu-se as ligas escolhendo uma faixa de composição fazendo-se uso de um diagrama teórico.

- Das condições de têmpera sob as quais a liga amorfisável $Fe_{81}B_{15}Ge_4$ foi processada, a que produziu uma amostra totalmente amorfa foi: w=3000rpm (37,7m/s), ΔP=20cmHg e ϕ=0,8mm; O planejamento experimental reduziu o número de experiências na determinação dos parâmetros de amorfisação;
- Ligas $Fe_{(85-X)}B_{15}Ge_X$ foram obtidas no estado amorfo na faixa de composição 0-8 % at.Ge. A liga contendo 10% at.Ge apresentou-se frágil;
- Os termogramas de DSC apresentaram os dois picos caracteristicos das ligas amorfas do sistema Fe-B contendo menos de 17% at.B. A 8%at.Ge um terceiro pico surgiu e a intensidade do primeiro diminuiu;
- A estabilidade térmica das ligas aumentou com o teor de Ge.

5. AGRADECIMENTOS

Ao CNPq/PADCT, ao Prof. Dr. Antônio Gouveia (UFPB) pelas análises térmicas e a Profª Dra. Izabel Cristina (UFC), pela utilização do planejamento experimental e discussão de alguns resultados.

6. REFERÊNCIAS

ARAJS, S. et alli, Crystallization of glassy $Fe_{84}B_{16-X}C_X$ (x=0-10) alloys. **Physical Review B**, v. 25, n. 1, pp. 127, 1982.

BANERJI, N., JOHRI, U.C., KULKARNI, V.N. e SINGRU, R.M., Phase-precipitation tudies of Fe-B-Si metallic glasses using Mössbauer spectroscopy. **J. Mater. Sci.**, v.30, pp. 17, 1995.

BROEDER, F.J.A. e BORTS, J.V., $Fe_{80}B_{20-X}Si_X$ glasses: A study of some physical properties s depending on metalloid content. **J. Appl. Phys.**, v.50 n.6, pp. 4279, 1979.

DUWEZ, P., **Metallic glasses**. Pasadena, ASM, 1976.

GAMI, T., Magnetic amorphous alloys: physics and technological applications. **Rep. Prog. hys.**, v.47, pp.1601, 1984.

GUEDES DE LIMA, S.J., **Etude d'alliages amorphes appartenant aux systemes Fe-B-C et e-B-Al**. Tese (Doutorado), INPL, Nancy, 1985.

GUPTA, A., BHAGAT, N., PRINCIPI, G. et alli, Formation of nanocrystalline phases by rystallization of metallic glasses. **J. Magn. Magn. Mater.**, v. 133, pp. 291, 1994.

I, Q., JOHNSON, E., JOHANSEN, A. e SARHOLT-KRISTENSEN, L., On glass formation rapidly solidified aluminum-based alloys. **J. Mater. Res.**, v. 7, n. 10, pp. 2756, 1992.

LUBORSKY, Fred E., **Amorphous metallic alloys**. London, Butterworth, 1983.

LUBORSKY, F.E. e WALTER, J.L., The Fe-B-Ge amorphous alloys. **IEEE Trans. Magn.**, MAG-17, n.2, pp.1204, 1981.

MAKAROV, V.A., ARCHISHEVSKII, M.A., BALDOKHIN, U.A. et alli, The structure, hase composition and properties of nanocrystalline magnetic alloys. **J.Magn.Magn.Mater.**, 112, pp.290, 1992.

MAKA, M. e MASUMOTO, T., Effect of metalloidal elements on the thermal stability of morphous iron-base alloys. **Sci. Rep. RITU A**, v.27, n.2, pp.118, 1979.

NAVARRO, I. e HERNANDO, A., Magnetic and structural properties of nanocrystalline $e_{77}B_{19}Cu_1Nb_3$ alloy. **J. Magn. Magn. Mater.**, v.133, pp.306, 1994.

OLIVEIRA, C.K.N., **Processamento e caracterização térmica e magnética de ligas $e_{(85-X)}B_{15}Ge_X$ amorfas**. Dissertação (Mestrado), CPGEM/UFPB, João Pessoa, 1997.

RAWERS, J.C., McCUNE, R.A. e ADAMS, A., Crystallization of amorphous $Fe_{78}B_{13}Si_9$. **J. later. Sci.**, v.7, pp.958, 1988.

RIBEIRO, G.M., **Elaboração de arames em liga Ni-Ti com efeito memória de forma**. issertação (Mestrado), CPGEM/UFPB, João Pessoa, 1997.

SEVERINO, A.M., **Magnetostricção e anisotropia induzida em ferromagnetos amorfos**. ese (Doutorado), IFUSP, São Paulo, 1993.

VARGA, L.K. et alli, Time and temperature dependence of nanocrystalline structure formation in a Finemet-type amorphous alloys. **J. Magn. Magn. Mater.**, v.133, pp. 280, 1994.

YOSHIZAWA, Y., OGUMA, S. e YAMAUCHI, K., New Fe-based soft magnetic alloys composed of ultrafine grain structure. **J. Appl. Phys.**, v. 64, pp. 6044, 1988.

UNESP
COBEM 97

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1053

ANÁLISE DE ELASTO-PLASTICIDADE CÍCLICA EM COMPONENTES MECÂNICOS/*CYCLIC ELASTO-PLASTIC ANALYSIS OF MECHANICAL COMPONENTS*

RODRIGO ROSSI & MARCELO KRAJNC ALVES
Departamento de Engenharia Mecânica - UFSC - Florianópolis, C.P. 476, CEP 88010-970 Florianópolis, SC, Brasil - E-mail: Krajnc@grt03.grante.ufsc.br

Abstract

In this work we present a theory and propose a return mapping algorithm for the analysis of cyclic elastoplastic behavior in components. Here, we make use of the elastoplastic equations proposed by Lemaitre (1992). His theory is well-founded in the framework of thermodynamics of irreversible process. The model takes into account a non-linear isotropic and kinematic hardening rule The algorithm proposed for the integration of the set of evolution equations is based in the work presented by Simo & Taylor (1986) and generalized by Benallal et al (1988) and uses the Newton-Raphson method to solve the set of local non-liner equations, as well as the set of global non-liner equations. The finite element method is employed in the discretisation of the body domain. The finite element obtained makes use of the quadratic, nine nodes Lagrangean interpolation functions. A two-dimensional example is solved, where we assume a plane stress state.

Keywords

cyclic plasticity, plasticity

1. INTRODUÇÃO

Durante as últimas décadas muito esforço foi feito para a identificação e verificação de equações constitutivas para a elasto-plasticidade ciclica. Porém, ainda hoje não existe um consenso entre os pesquisadores de uma equação constitutiva que represente de forma satisfatória todas as caracteristicas do comportamento ciclico de um material. Caracteristicas como o endurecimento isotrópico e , principalmente, o endurecimento cinemático são ainda questões abertas.

Dentre as muitas equações propostas, as apresentadas por Chaboche & Rousselier (1983), Lemaitre & Chaboche (1990) e Lemaitre (1992) tiveram destaque ao serem aplicadas a uma certa classe de materiais. Estas equações constitutivas são apresentadas dentro do enfoque da termodinâmica dos processos irreversíveis, Germain (1973) e Lemaitre & Chaboche (1990), no qual os efeitos como endurecimento cinemático e isotrópico são introduzidos como variáveis associadas às suas respectivas variáveis de estado.

- algoritmo proposto neste trabalho para resolver esta classe de problemas esta baseado no trabalho de Benallal et al (1988).

3546

2. FORMULAÇÃO

O modelo de elasto-plasticidade cíclica apresentado por Lemaitre (1992) leva em consideração os efeitos do endurecimento do material. O endurecimento isotrópico, figura 1a, representa a expansão ou redução uniforme da superfície de escoamento, já o endurecimento cinemático, figura 1b, representa a translação da superfície de escoamento. Este modelo considera estes efeitos como não lineares e dependentes da deformação plástica.

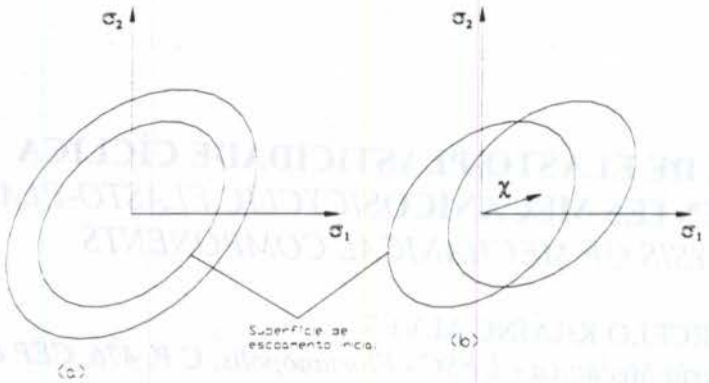


Figura 1 - a) Endurecimento Isotrópico, b) Endurecimento Cinemático

A introdução destes efeitos dentro de um contexto global é feito dentro do enfoque termodinâmico onde assume-se a existência de um potencial, aqui utiliza-se o potencial de energia livre de Helmholtz Ψ, o qual é função das variáveis de estado do problema, i.e., para um processo isotérmico temos que $\Psi(\varepsilon^e, \alpha, r)$, no qual assumimos que a deformação total ε seja a soma da deformação plástica com a elástica, α é a deformação devida ao endurecimento cinemático e r é a deformação proveniente do endurecimento isotrópico.

Através do axioma do estado local e da equação de Clausius-Duhem, Germain (1973), pode-se determinar as equações de estado local como:

$$\sigma = \rho \frac{\partial \Psi}{\partial \varepsilon^e}, \qquad \chi^D = \rho \frac{\partial \Psi}{\partial \alpha} \qquad e \qquad R = \rho \frac{\partial \Psi}{\partial r} \tag{1}$$

na qual, σ é o tensor de Cauchy, χ^D é o tensor endurecimento cinemático no espaço desviatórico, R é o endurecimento isotrópico e ρ é a massa especifica.

A determinação da expressão analitica do potencial Ψ é de fundamental importância e deve estar baseáda em experimentos e na micromecânica. Neste trabalho utiliza-se o seguinte potencial:

$$\rho\Psi = \frac{1}{2}\mathbf{C}\varepsilon^e \cdot \varepsilon^e + R_\infty \left(r + \frac{1}{b}e^{-br}\right) + \frac{1}{3}\chi_\infty \gamma\alpha \cdot \alpha \tag{2}$$

no qual $\mathbf{C}$ é o tensor de quarta ordem da elasticidade e χ_∞, R_∞, b e γ são parâmetros materiais a serem identificados.

Com o uso da Eq.(1) e Eq.(2) pode-se encontrar as equações analíticas para as equações de estado, elas são:

$$\sigma = \mathbf{C}\varepsilon^e \tag{3}$$

para a elasticidade,

$$R = R_\infty (1 - e^{-br}) \tag{4}$$

para o endurecimento isotrópico e

$$\chi^D = \frac{2}{3} \chi_\infty \gamma \alpha \tag{5}$$

para o endurecimento cinemático.

Para descrever o processo dissipativo é necessário introduzir as leis de evolução complementares. Estas leis de evolução são obtidas através da introdução de um pseudo-potencial de dissipação e da aplicação da hipótese de dissipação normal sobre ele.

Este pseudo-potencial é definido de forma que $F = F(\sigma, R, \chi^D; \varepsilon^e, r, \alpha)$. Assim,

$$\dot{\varepsilon}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial F}{\partial \sigma}, \qquad \dot{\alpha} = \dot{\lambda} \frac{\partial F}{\partial \chi^D} \qquad e \qquad \dot{r} = \dot{\lambda} \frac{\partial F}{\partial R} \quad . \tag{6}$$

no qual λ é um multiplicador escalar. Define-se também o escalar p como a deformação plástica acumulada, a qual tem sua evolução dada por

$$\dot{p} = \sqrt{\dot{\varepsilon}^p \cdot \dot{\varepsilon}^p} \ . \tag{7}$$

Assim como para o potencial Ψ, a determinação da expressão analítica de F deve estar baseada sobre experimentos e sobre a micromecânica. O pseudo-potencial utilizado aqui é

$$F = (\sigma^D - \chi^D)_{eq} - R - \sigma_y + \frac{3}{4\chi_\infty} \chi^D \cdot \chi^D \tag{8}$$

onde $(\sigma^D - \chi^D)_{eq} - R - \sigma_y$ é a função escoamento, $(\sigma^D - \chi^D)_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2}(\sigma^D - \chi^D) \cdot (\sigma^D - \chi^D)}$, e o último termo é responsável pela não linearidade do endurecimento cinemático.

É possível agora determinar as equações de evolução para o problema elastoplástico. Através da Eq.(6), pode-se escrever que

$$\dot{\varepsilon}^p = \frac{3\dot{\lambda}}{2} \frac{(\sigma^D - \chi^D)}{(\sigma^D - \chi^D)_{eq}} \tag{9}$$

para a evolução da deformação plástica,

$$\dot{r} = \dot{\lambda} \tag{10}$$

para a evolução relacionada com o endurecimento isotrópico e

$$\dot{\alpha} = \frac{3\dot{\lambda}}{2} \left[\frac{(\sigma^D - \chi^D)}{(\sigma^D - \chi^D)_{eq}} - \frac{\chi^D}{\chi_\infty} \right] \tag{11}$$

para a deformação relacionada com o endurecimento cinemático.

Todavia, para o cálculo incremental é mais conveniente escrever as equações de evolução

Eq.(10) e Eq.(11) em função das variáveis associadas R e χ^D. Isto é feito através da substituição das equações Eq.(10) e Eq.(11) dentro das derivadas da Eq.(4) e da Eq.(5) com relação ao tempo, produzindo

$$\dot{R} = \dot{\lambda} b (R_\infty - R) \tag{12}$$

para a evolução do endurecimento isotrópico e

$$\dot{\chi}^D = \dot{\lambda} \chi_\infty \gamma \left[\frac{(\sigma^D - \chi^D)}{(\sigma^D - \chi^D)_{eq}} - \frac{\chi^D}{\chi_\infty} \right] \tag{13}$$

para a evolução do endurecimento cinemático.

Para fechar o problema de evolução, a última expressão a determinar é a expressão analítica para o multiplicador $\dot{\lambda}$. Esta pode ser determinada com base nas condições de fluxo plástico sobre a função de escoamento, i.e., $f = 0$ e $\dot{f} = 0$. Aplicando estas duas condições chega-se a

$$\dot{\lambda} = \frac{\frac{3}{2}(\sigma^D - \chi^D) \cdot \dot{\sigma}}{(\sigma^D - \chi^D)_{eq} \left[\chi_\infty \gamma + b(R_\infty - R) \right] - \frac{3}{2} \gamma (\sigma^D - \chi^D) \cdot \chi^D} . \tag{14}$$

3. ALGORITMO

Nesta seção será apresentado um algoritmo da classe de mapeamento de retorno para a integração das equações constitutivas elastoplásticas. Este algoritmo, apresentado por Benallal et al (1988) é uma generalização do algoritmo proposto por Simo et al (1986). Ele divide o problema em duas etapas. A primeira, consiste nas equações de equilíbrio globais do problema, as quais são apresentadas dentro do enfoque do método dos elementos finitos (MEF). Já a segunda parte trata da integração local das equações constitutivas para a determinação do valor das variáveis de evolução no instante de tempo t_{n+1}, para cada ponto de integração. Porém, para a solução das equações globais torna-se necessária a identificação do operador tangente $\boldsymbol{J}$. A sua identificação é feita com base nas equações de equilíbrio locais, como mostrado no ítem 3.3.

3.1 Equações de Equilíbrio Locais

Segundo Bathe (1992), o problema básico de uma análise não linear em MEF é o de encontrar um estafo de equilíbrio do corpo com as correspondentes forças aplicadas. Como as forças externas , $\vec{Fe}_{n+1}$, são geralmente uma função do tempo, a condição de equilíbrio de um sistema de elementos finitos, representando o domínio em consideração, pode ser expresso por $\vec{Fe}_{n+1} - \vec{Fi}_{n+1} = 0$, no qual $\vec{Fi}_{n+1}$ é o vetor de forças internas.

Um dos mais utilizados procedimentos interativos para a solução de sistemas não lineares é o método de Newton-Raphson, bem como as suas variações. Pode-se escrever o equilíbrio em MEF como

$$\vec{h}(\vec{u}^*) = 0, \tag{15}$$

onde $\vec{h}(\vec{u}^*) = \vec{Fe}_{n+1}(\vec{u}^*) - \vec{Fi}_{n+1}(\vec{u}^*) = 0$.

Basicamente, o método consiste em expandir $\vec{h}(\vec{u}^*)$ em uma série de Taylor mantendo apenas o termo de primeira ordem. Utilizando a equação Eq.(15) juntamente com a suposição que $\vec{Fe}_{n+1}$ não depende dos deslocamentos.e definindo $\Delta\vec{u}^i_{n+1} = (\vec{u}^* - \vec{u}^i_{n+1})$ e $\mathbf{K}^i_{n+1} = \dfrac{\partial \vec{Fi}(\vec{u}^i_{n+1})}{\partial \vec{u}}$ pode-se chegar a

$$\mathbf{K}^i_{n+1}\Delta\vec{u}^i_{n+1} = \vec{Fe}_{n+1} - \vec{Fi}^{\,i}_{n+1} \tag{16}$$

na qual **K** é geralmente chamada de matriz tangente. Note que para encontrar o elemento $\vec{u}^{\,i+1}_{n+1}$ pode-se fazer

$$\vec{u}^{\,i+1}_{n+1} = \Delta\vec{u}^i_{n+1} + \vec{u}^i_{n+1}. \tag{17}$$

O critério de parada pode ser feito por $\left\|\vec{h}(\vec{u}^{\,i+1}_{n+1})\right\| \le$ *tolerância*, o que leva a $\vec{u}^{\,i+1}_{n+1} \approx \vec{u}^*$.

Dentro do contexto incremental e do enfoque do MEF é possível escrever que

$$\mathbf{K}^i_{n+1} = \int_{\Omega} \mathbf{B}^T \boldsymbol{J}^i_{n+1}\mathbf{B}\ \ d\Omega, \tag{18}$$

na qual **B** é a matriz deformação-deslocamento e $\boldsymbol{J}^i_{n+1}$ é uma aproximação de $\left(\partial\sigma/\partial\varepsilon\right)^i_{n+1}$. Para a interação inicial utiliza-se $\vec{u}^{\,0}_{n+1} \approx \vec{u}^*_n$.

3.2 Equações de Equilíbrio Locais

Afim de simplificar a notação e a escrita do algoritmo define-se dois vetores os quais contém o conjunto de incógnitas do problema. Estes vetores são $\vec{Q} = (\varepsilon^p, \chi^D, R)$ e $\vec{q} = (\sigma, \vec{Q}, \lambda)$. Desta forma, as equações de evolução apresentadas anteriormente podem ser escritas de forma compacta da seguinte maneira

$$\dot{\vec{Q}} = \dot{\lambda}\vec{G}(\sigma, \vec{Q}) \tag{19}$$

e colocando na forma incremental

$$\Delta\vec{Q} = \Delta\lambda\vec{G}(\sigma_{n+\theta}, \vec{Q}_{n+\theta}) = 0.^{1} \tag{20}$$

3.2.1 Algoritmo local

(i) Conhecido ε_{n+1}, considera-se que o incremento é puramente elástico, assim $\Delta Q = 0$ e $\Delta\lambda = 0$, e calcula-se a tensão teste utilizando

$$\sigma = \mathbf{C}\varepsilon^* \tag{21}$$

na qual $\varepsilon^* = \varepsilon_{n+1} - \varepsilon^p_n$.

---

[1] $\Delta(\mathrm{o}) = (\mathrm{o})_{n+1} - (\mathrm{o})_n$ *e* $(\mathrm{o})_{n+\theta} = (1-\theta)(\mathrm{o})_n + \theta(\mathrm{o})_{n+1}$ *com* $\theta \in [0,1]$.

Eq.(10) e Eq.(11) em função das variáveis associadas R e χ^D. Isto é feito através da substituição das equações Eq.(10) e Eq.(11) dentro das derivadas da Eq.(4) e da Eq.(5) com relação ao tempo, produzindo

$$\dot{R} = \dot{\lambda} b (R_\infty - R) \tag{12}$$

para a evolução do endurecimento isotrópico e

$$\dot{\chi}^D = \dot{\lambda} \chi_\infty \gamma \left[\frac{(\sigma^D - \chi^D)}{(\sigma^D - \chi^D)_{eq}} - \frac{\chi^D}{\chi_\infty} \right] \tag{13}$$

para a evolução do endurecimento cinemático.

Para fechar o problema de evolução, a última expressão a determinar é a expressão analítica para o multiplicador $\dot{\lambda}$. Esta pode ser determinada com base nas condições de fluxo plástico sobre a função de escoamento, i.e., $f = 0$ e $\dot{f} = 0$. Aplicando estas duas condições chega-se a

$$\dot{\lambda} = \frac{\frac{3}{2}(\sigma^D - \chi^D) \cdot \dot{\sigma}}{(\sigma^D - \chi^D)_{eq} \left[\chi_\infty \gamma + b(R_\infty - R) \right] - \frac{3}{2} \gamma (\sigma^D - \chi^D) \cdot \chi^D} . \tag{14}$$

3. ALGORITMO

Nesta seção será apresentado um algoritmo da classe de mapeamento de retorno para a integração das equações constitutivas elastoplásticas. Este algoritmo, apresentado por Benallal et al (1988) é uma generalização do algoritmo proposto por Simo et al (1986). Ele divide o problema em duas etapas. A primeira, consiste nas equações de equilíbrio globais do problema, as quais são apresentadas dentro do enfoque do método dos elementos finitos (MEF). Já a segunda parte trata da integração local das equações constitutivas para a determinação do valor das variáveis de evolução no instante de tempo t_{n+1}, para cada ponto de integração. Porém, para a solução das equações globais torna-se necessária a identificação do operador tangente $\boldsymbol{J}$. A sua identificação é feita com base nas equações de equilíbrio locais, como mostrado no item 3.3.

3.1 Equações de Equilíbrio Locais

Segundo Bathe (1992), o problema básico de uma análise não linear em MEF é o de encontrar um estafo de equilíbrio do corpo com as correspondentes forças aplicadas. Como as forças externas , $\vec{Fe}_{n+1}$, são geralmente uma função do tempo, a condição de equilíbrio de um sistema de elementos finitos, representando o domínio em consideração, pode ser expresso por $\vec{Fe}_{n+1} - \vec{Fi}_{n+1} = 0$, no qual $\vec{Fi}_{n+1}$ é o vetor de forças internas.

Um dos mais utilizados procedimentos interativos para a solução de sistemas não lineares é o método de Newton-Raphson, bem como as suas variações. Pode-se escrever o equilíbrio em MEF como

$$\vec{h}(\vec{u}^*) = 0, \tag{15}$$

nde $\vec{h}(\vec{u}^*) = \vec{Fe}_{n+1}(\vec{u}^*) - \vec{Fi}_{n+1}(\vec{u}^*) = 0$.

Basicamente, o método consiste em expandir $\vec{h}(\vec{u}^*)$ em uma série de Taylor mantendo penas o termo de primeira ordem. Utilizando a equação Eq.(15) juntamente com a suposição ue $\vec{Fe}_{n+1}$ não depende dos deslocamentos.e definindo $\Delta\vec{u}^i_{n+1} = (\vec{u}^* - \vec{u}^i_{n+1})$ e $\mathbf{K}^i_{n+1} = \dfrac{\partial \vec{Fi}(\vec{u}^i_{n+1})}{\partial \vec{u}}$ pode-se chegar a

$$\mathbf{K}^i_{n+1}\Delta\vec{u}^i_{n+1} = \vec{Fe}_{n+1} - \vec{Fi}^{\,i}_{n+1} \tag{16}$$

a qual **K** é geralmente chamada de matriz tangente. Note que para encontrar o elemento $\vec{u}^{i+1}_{n+1}$ ode-se fazer

$$\vec{u}^{i+1}_{n+1} = \Delta\vec{u}^i_{n+1} + \vec{u}^i_{n+1}. \tag{17}$$

) critério de parada pode ser feito por $\left\|\vec{h}(\vec{u}^{i+1}_{n+1})\right\| \le$ *tolerância*, o que leva a $\vec{u}^{i+1}_{n+1} \approx \vec{u}^*$.

Dentro do contexto incremental e do enfoque do MEF é possível escrever que

$$\mathbf{K}^i_{n+1} = \int_{\Omega} \mathbf{B}^T \boldsymbol{J}^i_{n+1} \mathbf{B}\ d\Omega, \tag{18}$$

a qual **B** é a matriz deformação-deslocamento e $\boldsymbol{J}^i_{n+1}$ é uma aproximação de $\left(\partial\sigma/\partial\varepsilon\right)^i_{n+1}$. Para a nteração inicial utiliza-se $\vec{u}^0_{n+1} \approx \vec{u}^*_n$.

.2 Equações de Equilíbrio Locais

Afim de simplificar a notação e a escrita do algoritmo define-se dois vetores os quais ontém o conjunto de incógnitas do problema. Estes vetores são $\vec{Q} = (\varepsilon^p, \chi^D, R)$ e $= (\sigma, \vec{Q}, \lambda)$. Desta forma, as equações de evolução apresentadas anteriormente podem ser scritas de forma compacta da seguinte maneira

$$\dot{\vec{Q}} = \dot{\lambda}\vec{G}(\sigma, \vec{Q}) \tag{19}$$

colocando na forma incremental

$$\Delta\vec{Q} = \Delta\lambda\vec{G}(\sigma_{n+\theta}, \vec{Q}_{n+\theta}) = 0.^{1} \tag{20}$$

.2.1 Algoritmo local

(i) Conhecido ε_{n+1}, considera-se que o incremento é puramente elástico, assim $\Delta Q = 0$ e $\Delta\lambda = 0$, e calcula-se a tensão teste utilizando

$$\sigma = \mathbf{C}\varepsilon^* \tag{21}$$

na qual $\varepsilon^* = \varepsilon_{n+1} - \varepsilon^p_n$.

$^{1}\Delta(\mathrm{o}) = (\mathrm{o})_{n+1} - (\mathrm{o})_n$ *e* $(\mathrm{o})_{n+\theta} = (1-\theta)(\mathrm{o})_n + \theta(\mathrm{o})_{n+1}$ *com* $\theta \in [0,1]$.

(ii) Com a tensão teste calculada em *(i)* verifica-se o critério de escoamento. Se $f(\sigma_{n+1},\vec{Q}_{n+1}) < 0$ então a hipótese inicial está correta e o procedimento local pode ser encerrado atualizando as componentes de q. Porém se $f(\sigma_{n+1},\vec{Q}_{n+1}) \geq 0$ deve fazer as correções plásticas.

(iii) Realizar as correções plásticas. As variáveis no instante t_{n+1} devem satisfazer: o critério de escoamento, a lei da elasticidade e as equações de evolução. Com estas três condições é possível montar o seguinte sistema não linear:

$$\begin{aligned} g_1(\vec{q}_{n+1}) &= f(\sigma_{n+1},\vec{Q}_{n+1}) = 0; \\ g_{2..4}(\vec{q}_{n+1}) &= \Delta\vec{Q} - \Delta\lambda\vec{G}(\sigma_{n+\theta},\vec{Q}_{n+\theta}) = 0; \\ g_5(\vec{q}_{n+1}) &= \varepsilon^e_{n+1} - \mathbf{C}^{-1}\sigma_{n+1} = 0. \end{aligned} \tag{22}$$

Este sistema é também resolvido numericamente através do método de Newton-Raphson, i.e.

$$\mathbf{M}^k_T \Delta\vec{q}^{\,k}_{n+1} = -\vec{g}(\vec{q}^{\,k}_{n+1}) \tag{23}$$

com $\vec{q}^{\,0}_{n+1} = (\sigma_n,\vec{Q}_n,0)$ para a primeira interação e sendo $M^k_{ij} = {}^{\partial g_i}\!/_{\partial q_j}$. O critério de erro é dado pela norma do resíduo, $\|\vec{g}_{n+1}\|$, assim como feito nas equações globais e a atualização é feita da seguinte forma

$$\vec{q}^{\,k+1}_{n+1} = \Delta\vec{q}^{\,k}_{n+1} + \vec{q}^{\,k}_{n+1}.$$

3.3 Determinação do Operador Tangente J

Após o algoritmo local convergir, é possível determinar o operador tangente $\mathbf{J}^l_{n+1}$, consistente com o algoritmo proposto, considerando uma variação das variáveis em torno da solução convergida no instante t_{n+1}. Logo,

$$\delta\sigma = \boldsymbol{J}\delta\varepsilon,$$

onde

$$\boldsymbol{J}^l_{n+1} = \left.\frac{\partial\sigma(\sigma_n,\varepsilon_n,\varepsilon^p_n,D_n,\varepsilon(\boldsymbol{u})-\varepsilon_n)}{\partial\varepsilon}\right|_{\boldsymbol{u}^l_{n+1}}. \tag{24}$$

Para a devida diferenciação da equação acima, é necessário a imposição das equações de evolução. Estas equações de evolução podem ser expressas na forma incremental como:

$$\sum_i\sum_j\left[\left(\frac{\partial g_i}{\partial q_j}\right)_{n+1}\delta q_j + \left(\frac{\partial g_i}{\partial\varepsilon}\right)_{n+1}\delta\varepsilon\right] = 0. \tag{25}$$

4. EXEMPLOS

Será agora analisado o comportamento de uma placa "T" submetida a um carregamento cíclico de deslocamento. Na figura 2 está representada a geometria desta placa submetida a análise com a hipótese de estado plano de tensões. Nesta problema utilizou-se a condição de simetria, portanto apenas ¼ da placa foi modelada. Ainda nesta figura pode-se encontrar as

dimensões da placa, as condições de contorno e a direção do carregamento. O deslocamento cíclico prescrito foi de $\Delta\bar{u} = 20mm$. O elemento finito obtido é o quadrilátero completo de nove nós, da classe Lagrangeana.

As propriedades materiais são as do aço AISI 316, i.e., E = 200.000 *MPa*, ν = 0.3, σ_y = 260 *MPa*, χ_∞ = 200 *MPa*, b = 1, γ = 2 e R_∞ = 300 *MPa*. As tolerâncias utilizadas no critério de convergência foram de 10^{-5} para as equações globais e 10^{-6} para as equações locais.

Os resultados, figura 3, são apresentados por meio de isofaixas e o campo escalar utilizado para a visualização foi a deformação plástica acumulada, *p*. Este campo foi escolhido por representar as características físicas essenciais para descrever o processo evolutivo da deformação plástica.

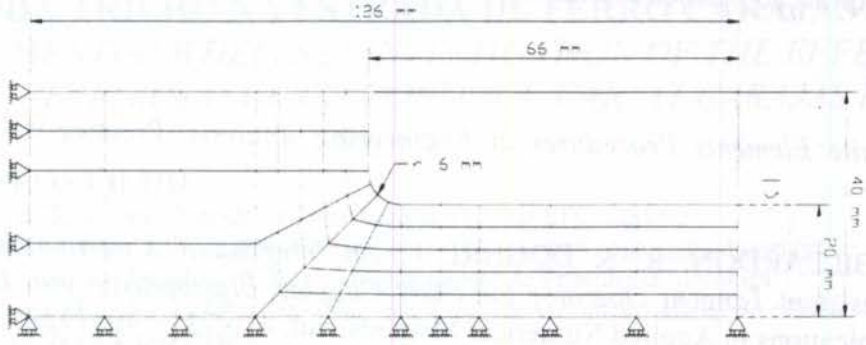


Figura 2 - Geometria discretizada

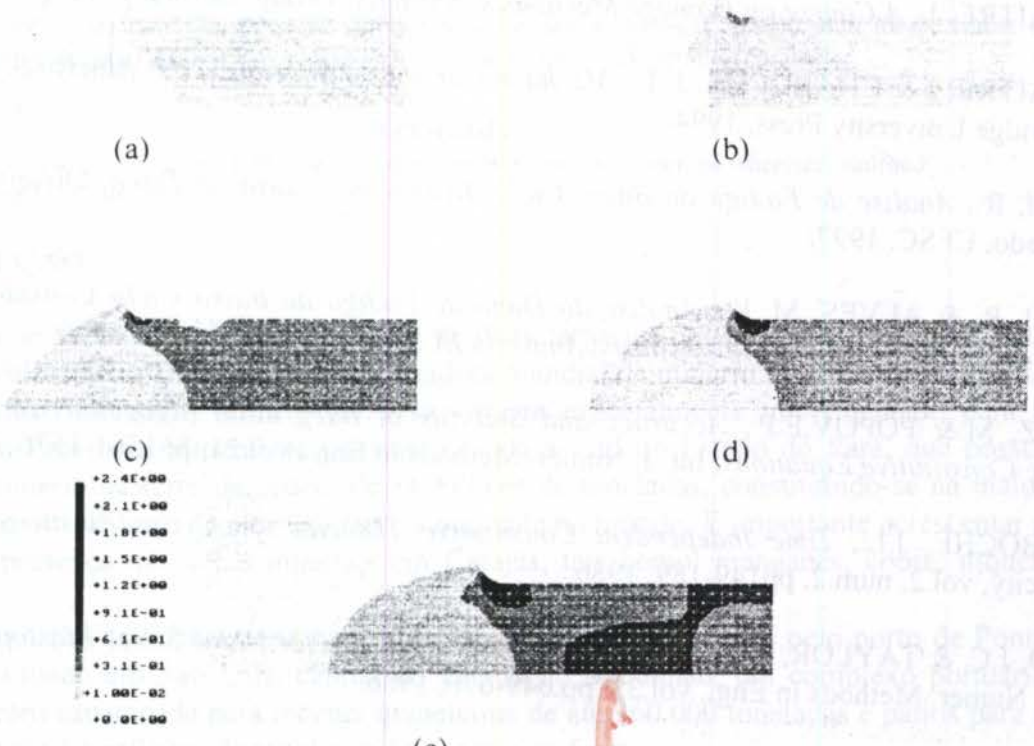


Figura 3 - Evolução de *p*. a) Ciclo 4, b) Ciclo 24, c) Ciclo 44, d) Ciclo 64, e) Ciclo 84.

Em Rossi & Alves (1996) é possível encontrar resultados obtidos da particularização destas equações para o estado uniaxial de tensões.

5. CONCLUSÕES

Neste trabalho é apresentado um conjunto de equações não lineares capazes de representar o comportamento mecânico do material sob carregamento cíclico. Verificou-se que o algoritmo proposto para a solução deste conjunto de equações apresentou-se bastante robusto. Tanto na convergência do problema local quanto na convergência do problema global o número de interações necessárias foi baixo. Os resultados apresentados dão uma idéia de como a frente de deformação plástica acumulada se desenvolve durante o processo.

6. REFERÊNCIAS

BATHE, K. J., *Finite Elements Procedures in Engineering Analysis*, Prentice-Hall, New Jersey, 1982.

BENALLAL, A., BILLARDON, R. & DOGHRI, I., *An Integration Algorithm and the Corresponding Consistent Tangent Operator for Fully Coupled Elastoplastic and Damage Equations*, Communications in Applied Numerical Methods, vol. 4, p.731-740, 1988.

CHABOCHE, J. L. & ROUSSELIER, G., *On the Plastic and Viscoplastic Constitutive Equations - Part I and II, Journal of Pressure Vessel Technology*, vol.105, p.153-164, 1983.

GERMAIN, P., *Cours de Mècanique des Milieux Continus*, Masson & Cie, Paris, 1973.

LEMAITRE, J., *A Course on Damage Mechanics*, Springer-Verlag, Germany, 1992.

LEMAITRE, J & CHABOCHE, J. L., *Mechanics of Solid Materials*, First paperback edition, Cambridge University Press, 1994.

ROSSI, R., *Análise de Fadiga de Baixo Ciclo Através da Teoria de Dano*, Dissertação de Mestrado, UFSC, 1997.

ROSSI, R. & ALVES, M. K., *Análise do Dano de Fadiga de Baixo Ciclo Consideranto o Efeito do Fechamento das Microtrincas, Anais do IX Sibrat*, Rio de Janeiro, 1996.

ORTIZ, M.& POPOV,E.P., *Accuracy and Stability of Integration Algorithms for Elasto-plastic Constitutive Equations*, Int. J. Numer. Methods in Eng., vol.21, pp1561-1576, 1985.

CHABOCHE, J.L., *Time Independent Constitutive Theories for Cyclic Plasticity*, Int. J. Plasticity, vol.2, num.2, pp149-189, 1986.

SIMO, J.C. & TAYLOR, R.L., *a Return Mapping Algorithm for Plane Stress Elastoplasticity*, Int. J. Numer. Methods in Eng., vol.31, pp.649-670, 1986.

UNESP COBEM 97

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1056

MEDIÇÃO E ANÁLISE DOS ESFORÇOS DE CONTATO RODA/TRILHO NA ESTRADA DE FERRO CARAJÁS / *AN INSTRUMENTED WHELLSET INVESTIGATION OF THE EFFECTS OF DYNAMIC PERFORMANCE ON GONDOLA CAR AT CARAJÁS RAILROAD*

ADAIL BARROS FILHO
Companhia Vale do Rio Doce, Estrada de Ferro Carajás - CVRD/EFC/GIMAQ
Av. dos Portugueses 1000 , CEP 65085-580 São Luis – MA - E-mail : adail@cvrd.com.br
Universidade Estadual do Maranhão -UEMA – Departamento de Engenharia Mecânica
Cidade Universitária Paulo VI – CEP 65000-000 – São Luis – MA- E-mail : adail@elo.com.br
SÉRGIO INÁCIO FERREIRA
Divisão de Tecnologia dos Transportes, Instituto de Pesquisas Tecnológicas - IPT/DITT
CEP01064-970 - Caixa Postal 7141 - SÃO PAULO - SP - E-mail: ferreira@ipt.br
Departamento de Engenharia Mecânica
CEP 08701-970 - Caixa Postal 411 - Mogi das cruses - SP

Abstract

This paper presents a instrumented wheelset development for lateral, vertical and position measurement at **Estrada de Ferro Carajás(EFC)**. It may identity better track, rolling stock iteration parameter.

Keywords

Rodeiro instrumentado , manutenção ferroviária , contato roda trilho , instrumented wheelset , railroad maintenance, wheel rail contact.

1. INTRODUÇÃO

A Estrada de Ferro Carajás - EFC, é uma de duas ferrovias pertencentes e operadas pela Companhia Vale do Rio Doce, a maior exportadora mundial de minério de ferro. Ela faz parte de um complexo integrado ***mina – ferrovia - porto*** especialmente implementado para a exploração da Província Mineral de Carajás, situada ao sul do Estado do Pará, que possui reservas de minério de ferro da ordem de 18 bilhões de toneladas, constituindo-se na maior reserva de minério de ferro de alto teor (66%) existente no mundo. É importante acrescentar a significativa presença de outros minerais em Carajás, tais como: manganês, cobre, niquel, ouro, etc.

Toda a produção de Carajás destinada ao mercado externo é escoada pelo porto de Ponta da Madeira, situado em São Luis, capital do Estado do Maranhão, um complexo portuário mecanizado com capacidade para receber graneleiros de até 360.000 toneladas e pátios para a estocagem de até 3,6 milhões de toneladas de minério de ferro.

Para a ligação entre a mina e o porto, foi construída a Estrada de Ferro Carajás, uma ferrovia de linha singela, com 43 pátios de cruzamento, bitola de 1,6 metros, 30,5 t de carga

3554

por eixo e aproximadamente 892 km de extensão. O traçado se desenvolve em terreno predominantemente plano, o que representou baixo volume de terraplanagem, e eliminou a necessidade de túneis. As pontes e viadutos não ultrapassam 11,2 km, sendo a mais importante a ponte sobre o Rio Tocantins, com 2.310 m de extensão. A ferrovia é inteiramente sinalizada, com todo o seu tráfego controlado a partir do Centro de Controle Operacional, localizado em São Luís, Maranhão.

Três tipos de trens operam na Estrada de Ferro Carajás: o trem-tipo de minério, constituído por 3 locomotivas e 198 vagões, o trem cargueiro, com cerca de 90 vagões, e o trem de passageiros com aproximadamente 17 carros.

O trem-tipo de minério transporta em torno de 20.604 toneladas, atingindo mais de 2 km de comprimento, caracterizando assim a Estrada de Ferro Carajás como uma típica ferrovia *heavy haul*. A EFC se encontra entre as mais modernas do seu gênero no mundo, senão vejamos: 73% de sua extensão em retas; raio mínimo de curva de 860 metros; rampa máxima no sentido exportação (trens carregados) de 0,4%, ou seja, uma variação de cota vertical de 40 cm em 100 metros.

Estas são as principais características da Estrada de Ferro Carajás. Uma ferrovia moderna, altamente produtiva, capacitada atualmente a escoar uma produção de minério da ordem de 45 milhões de toneladas por ano.

A Estrada de Ferro Carajás começou a exportar minério de ferro no ano de 1985, na ocasião os trens eram formados com 160 vagões. Posteriormente a quantidade foi aumentada para 180, atualmente está em 198 e existem estudos para passar para 240 vagões. Para aumentar sua performance, além do aumento do comprimento do trem, a EFC aumentou a quantidade de minério de ferro transportado por vagão. Começou inicialmente com 30 t por eixo, estando atualmente com 31 t , e existem estudos para passar para 32,5 t.

O ritmo de transporte na Estrada de Ferro Carajás é bastante elevado, diariamente circulam pela ferrovia 7 trens de minério carregados e 7 trens de minério vazios, além dos trens de carga geral e de passageiros. A velocidade máxima dos trens de minério vazio é de 80 Km/h e carregado de 70 Km/h. Perfazendo os vagões uma quilometragem anual superior a 220.000 Km.

A EFC, procurando melhorar ainda mais seu desempenho, investe continuamente em novas tecnologias. Visando minimizar os problemas com material rodante, em especial com as rodas e trilhos, e aumentar a segurança do tráfego ferroviário, a EFC adquiriu junto ao Instituto de Pesquisas Tecnológicas (IPT) o equipamento denominado Rodeiro Instrumentado.

2. PROBLEMAS EM RODAS E TRILHOS

Em decorrência do elevado ritmo de transporte na EFC, ocorreram defeitos superficiais nas rodas e nos trilhos. O problema nas rodas, começou a ser percebido em meados de 1986, após os vagões terem percorrido aproximadamente 70.000 Km. As rodas dos vagões apresentam um problema de fadiga na superfície de rolamento caracterizado, conforme jargão, de "*shelling*" e/ ou "*spalling*". Estes problemas podem causar a redução da performance dos vagões, da via permanente e das locomotivas, comprometendo a segurança do transporte se não tratados adequadamente.

O *Spalling* (Fragmentação) em rodas ferroviárias tem sua origem presumida no encontro de fissuras térmicas que resultam no desprendimento e perda de um pedaço de material na superfície de rolamento das rodas. O *Shelling* (lascamento) tem origem presumida na fadiga originada das tensões produzidas pelo contato de rolamento entre a roda e o trilho.

Visualmente os dois fenômenos são muito parecidos, sendo que, exceto pela modalidade de iniciação, a deformação (*Shelling*) e a fragmentação (*Spalling*) consistem no mesmo processo modificado pela presença ou não do aquecimento por frenagem.

O processo da perda de pedaços de material relativamente grandes (maiores que 5 mm) na superfície de rolamento das rodas e dos trilhos, é governado pelas tensões geradas pelo contato de rolamento entre os mesmos, sendo que estas tensões são influenciadas e/ou modificadas por outros fatores, tais como o escorregamento relativo.

3. O RODEIRO INSTRUMENTADO

Existem três maneiras de caracterizar a influência do comportamento dinâmico do veículo nos esforços de interação roda/trilho: uma é usando o modelamento matemático, onde através do estabelecimento das condições de contorno e medição de alguns parâmetros, como deslocamentos relativos e acelerações, determinam-se os esforços; outra é a medição diretamente nos trilhos colocando-se sensores nos mesmos; e a outra é a medição diretamente nas rodas e/ou eixo que compõem o rodeiro, com instrumentação específica. Dependendo do caso, e resultados desejados, podem ser utilizadas uma das três.

As medições de esforços através de rodeiros, são caracterizadas por dois tipos principais de sistemas de instrumentação [1]. Ambos os tipos utilizam extensômetros elétricos para medir tensões em vários pontos do rodeiro, dos quais os esforços são determinados, sendo seguintes os sistemas:

1) Um tipo utiliza extensômetros para medir o momento fletor em duas posições no eixo e os esforços verticais, que passam pelos mancais. Os esforços laterais e verticais que agem na interface roda/trilho, são deduzidas dessas medições.
2) O outro utiliza pontes de extensômetros montadas sobre a roda e essas medições são usadas na dedução dos esforços.

O sistema de roda instrumentada(2) tem a capacidade de fazer medições mais exatas, pois mede os esforços junto à interface roda/trilho. Com isso existe menor efeito de atenuação dinâmica de massa, além do que, instrumentado a roda obtém-se também a posição lateral de contato roda/trilho. Porém, o tipo(1) também é utilizado em alguns casos, devido a maior facilidade no posicionamento dos sensores e menor suscetibilidade à interferências devido a variações de temperatura na roda.

Através dos rodeiros instrumentados, podem ser medidos dinamicamente os esforços entre roda e trilho e a posição de contato relativa entre os mesmos. Através desses parâmetros, podem ser avaliados muitos aspectos da interação dinâmica entre veículo e via : a força vertical V, a força lateral L, a relação entre a força lateral e vertical (L/V), velocidades críticas dos veículos, conhecimento da dinâmica do veículo, avaliação da via juntamente com o carro controle, aumento da carga por eixo e suas conseqüências, segurança quanto ao descarrilamento etc.

A segurança , durante o movimento de um veículo ferroviário depende, essencialmente, dos esforços transversais e verticais transmitidos por um eixo à via nos pontos de contato roda/trilho[2]. A figura 1.1 caracteriza estes esforços, a terminologia é da ORE(Escritório de Pesquisas e Ensaios da União Internacional de Estradas de Ferro).

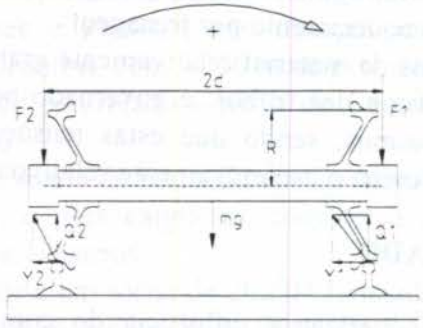


Figura 1: Equilíbrio de um Rodeiro (duas rodas e um eixo ferroviários).

F1, F2 H	Forças verticais no eixo
Q1 ,Q2 Y1 Y2	Forças verticais e transversais nos pontos de contato roda/trilho
m*g	Peso do eixo
2d	Distância transversal entre as forças de suspensão
2e	Distância transversal entre pontos de contato
R	Raio das rodas
S	Resistência transversal da via

A relação instantânea dos valores de Y e Q (L e V), por exemplo, caracteriza a segurança de uma roda (motriz ou movida na curva) em relação ao trilho. Para que a segurança de um veiculo seja total é necessário que outras rodas não atuem completamente descarregadas.

Os esforços transversais são, a qualquer instante, iguais à soma vetorial das forças geradas pelo movimento da caixa do vagão e dos rodeiros.

Os esforços nos pontos de contato roda/trilho são pequenos quando o veiculo está em movimento instável, e podem atingir valores criticos (para efeito de descarrilamento).

Em curva, a componente continua da força centrifuga não compensada é freqüentemente preponderante. As variações de cargas verticais são, sobretudo, provocadas pelos movimentos de balanço devido aos defeitos de nivelamento, alinhamento e a inclinação da via.

A mais simples equação para se obter o valor critico da relação Y/Q (L/V) foi aquela desenvolvida por NADAL[3], em 1908. Ela foi baseada na simples analogia de um bloco deslizando para baixo, em um plano inclinado.

Figura 2 : Vista em corte do ponto de contato Roda/Trilho

A metodologia básica para estudo do fenômeno de descarrilamento esta calcada na observação da relação entre as cargas desenvolvidas pela roda quando em contato com o trilho. As cargas estáticas vertical (V) devido ao peso próprio do veículo podem ser majoradas por fatores dinâmicos de tal forma que, em conjunto com forças laterais (L) oriundas do processo de direcionamento do veículo (através do friso da roda), possam produzir relação L/V elevadas diminuindo a segurança de circulação do veículo.

Esta relação possui um limite estabelecido pela fórmula proposta por NADAL expressa por:

$$\frac{L}{V} = \frac{\tan(\alpha) - \mu}{1 - \mu \cdot \tan(\alpha)} \qquad (1)$$

Esta expressão é bastante conhecida no meio ferroviário e traz um indicador objetivo da segurança contra o descarrilamento de veículos ferroviários. Este limite depende exclusivamente do formato da roda e do trilho e do coeficiente de atrito entre a superfície como pode ser observado na equação 1. Dentre os termos explicitados nesta equação, os fatores dinâmicos de variação das cargas lateral e vertical desenvolvidas no contato roda trilho governam a tendência ao descarrilamento devendo ser conhecidas e controladas.

A norma americana AAR C-II-401 da *Association of American Railroads*, admite os seguintes valores limites para o veículo em curva de raio constante (vazio e carregado):

- Máximo L/V (para roda).....0.8
- Máximo L/V no eixo (somatória das duas rodas).....1.3
- Mínima carga vertical V (% da carga nominal) 10

A importância da medição da posição lateral do contato roda/trilho está na medição do "*hunting*" (instabilidade lateral), que está relacionado com a velocidade a partir da qual existe uma transição do sistema estável para instável.

3.1 Rodeiro Instrumentado Utilizado na EFC

O uso de rodeiros instrumentados para avaliação do comportamento dinâmico dos vagões e da segurança de tráfego das ferrovias e dos metrôs, já esta difundido já faz algum tempo.

O Rodeiro Instrumentado desenvolvido pelo IPT para a EFC, é o primeiro desenvolvido com tecnologia nacional a ser utilizado por uma ferrovia *heavy haul* brasileira. O mesmo é composto pela instrumentação das duas rodas de um rodeiro ferroviário, com 40 extensômetros elétricos dispostos em 10 pontes de weatstone em cada roda.

O posicionamento dos extensômetros é baseado na modelagem por Elementos Finitos, de maneira a obter a maior sensibilidade e o menor efeito cruzado na obtenção dos esforços verticais, laterais e posição lateral de contato roda/trilho.

Os sinais das pontes de extensômetros servirão para suprir um conjunto de equações não lineares para obter estes parâmetros.

O sistema completo é composto por sensores soldados nas rodas, amplificador de sinais, "slip rings" (anéis deslizantes) para transmissão dos sinais ao interior do carro laboratório, condicionador de sinais, placa A/D e Hardware/Software para o seu tratamento.

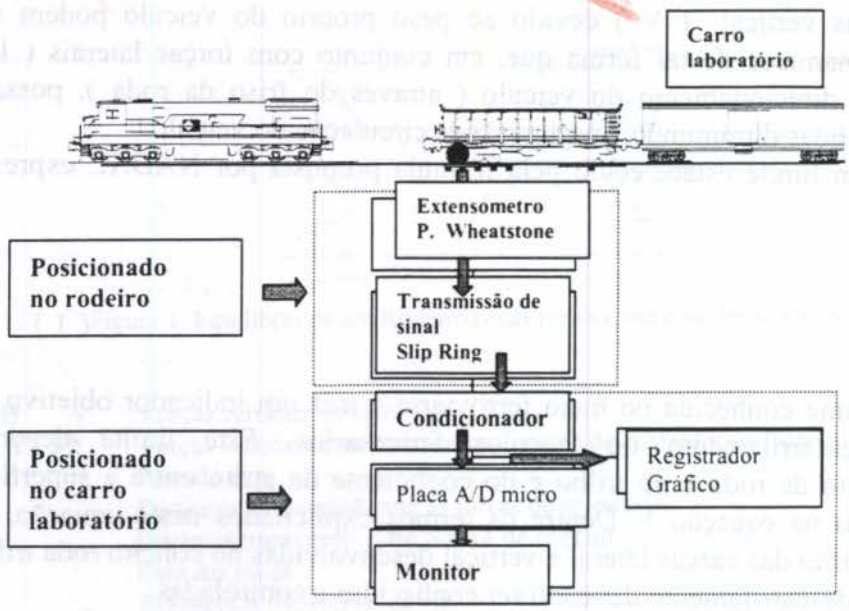


Figura 3 : diagrama de blocos da instrumentação do rodeiro

4. AVALIAÇÃO DA VIA PERMANENTE ATRAVÉS DO CARRO CONTROLE

A avaliação das condições da via permanente pode também ser feita através de um equipamento ferroviário autopropulsor denominado carro controle. A EFC possui um fabricado pela empresa austríaca Plasser, modelo EM 80.

O carro controle mede a geometria da via e suas irregularidades, e com base nas medições dos parâmetros geométricos é que são determinados os pontos que deverão sofrer intervenção através dos equipamentos de manutenção da via (socadoras , niveladoras de lastro etc.).

Os parâmetros adotados pela EFC para determinação dos pontos irregulares da via através do carro controle são : (norma FRA – *Federal Railroad Association – Track Safety Standard*)

Nível 4 Classe C

Nivelamento direito e esquerdo	= 9,69
Alinhamento direito e esquerdo	= 10,00
Bitola (+)	= 20,00
Bitola (-)	= 8,01
Bitola relativa	= 10,00
Superelevação	= 6,02
Empeno (3,5)	= 9,69

Os 890 Km da EFC são divididos em regionais e distritos administrativos, cabendo a cada uma a responsabilidade pela manutenção da infra-estrutura e superestrutura da via permanente.

A 1ª regional é responsável pela manutenção entre os Km 0 e 300 (1º e 2º distritos); a 2ª ente Km 301 e 600 (3º e 4 º distritos) e a 3ª entre Km 601 – 890 (5º e 6º distritos).

As condições geométricas da ferrovia são inspecionadas rotineiramente a cada dois meses. Os dados são analisados, sendo gerado relatórios de não conformidade que são entregues às equipes de manutenção de cada distrito.

5. RESULTADOS OBTIDOS COM O RODEIRO INSTRUMENTADO

O Rodeiro Instrumentado é um equipamento muito útil, quando se deseja estabelecer limites para velocidade de segurança ao descarrilamento do trem, assim como obter subsídio para manutenção do material rodante e via permanente.

Em relação a via permanente, permite determinar o ponto onde há irregularidades na via, que poderá sofrer intervenção em sua geometria para resolver problemas localizados.

Observa-se no gráfico ao lado o registro de 10 pontos com o valor da Relação L/V > 0,8

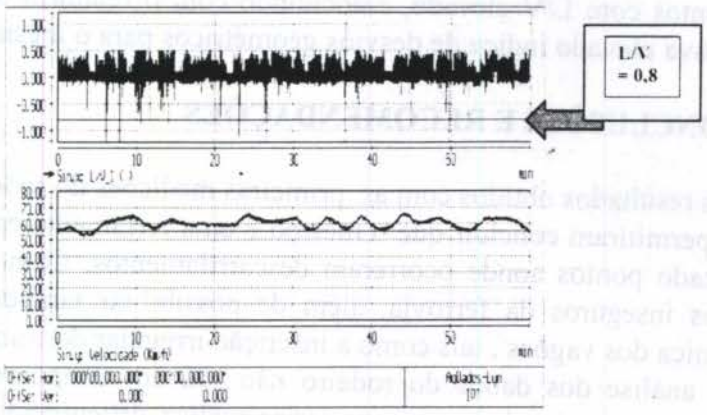


Figura 4 : relação L/V e velocidade entre os Km 369 e 302

Os resultados aqui apresentados são relativos à relação L/V obtidos em uma viagem realizada em agosto de 1997. Durante a mesma o rodeiro registrou 39 pontos da ferrovia com a relação L/V > 0,8. Sendo os mesmos localizados em tangente, em curvas e em entradas e saídas de AMV's. Sendo seguinte os Km: 813; 776; 746; 737; 671; 666; 648; 456; 451; 370; 395; 346; 343; 340; 334; 330; 319; 317; 314; 297; 295; 277; 277; 274; 267; 252; 247; 229; 219; 205; 181; 131; 117; 107; 90; 51; 11; 08; 06.

Observa-se no gráfico ao lado, o registro de 8 pontos com L/V >= 0,8

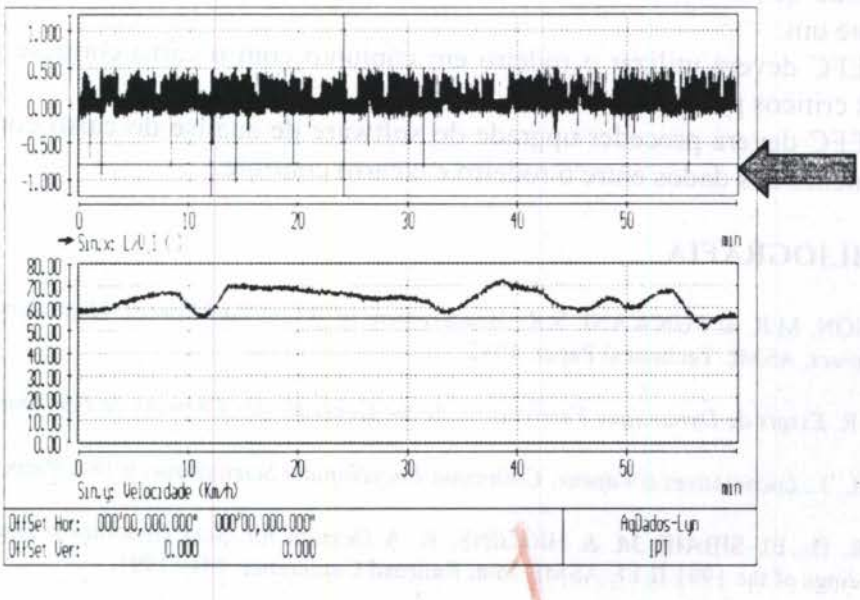


Figura 5 : relação L/V e velocidade entre os Km 303 e 240

5.1. DESCARRILAMENTOS OCORRIDOS NA EFC

Entre os meses de janeiro a agosto de 1997, ocorreram mais de oito descarrilamentos na EFC. Tendo cinco dos mesmos ocorridos entre os Km 369 e 302. (Km 346; 345; 336; 323; 314). O ponto de descarrilamento ocorrido no Km 314 foi identificado pelo rodeiro como um ponto com L/V > 1,2.

Foi observado através do rodeiro, que o trecho compreendido entre os Km 395 a 240, é o que possui maior numero de pontos com L/V > 0,8, no mesmo, foi registrado 46 % do total de pontos com L/V elevado, coincidindo com o relatório de medição do carro controle que apontava elevado índice de desvios geométricos para o mesmo trecho.

6. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Os resultados obtidos com as primeiras medições do rodeiro instrumentado, fabricado pelo IPT, permitiram concluir que o mesmo é uma ferramenta confiável, tendo o mesmo inclusive replicado pontos aonde ocorreram descarrilamentos. Com o mesmo foi possivel identificar pontos inseguros da ferrovia, além de possibilitar também outras análises com relação à dinâmica dos vagões , tais como a inscrição irregular do truque nas curvas.

A análise dos dados do rodeiro não são em tempo real, o que implica em tempo de processamento dos dados para posterior análise, dificultando a identificação rápida dos pontos críticos. Apesar do preço do rodeiro desenvolvido pelo IPT ser de aproximadamente um décimo dos similares fabricados nos EUA, Canadá e Alemanha, melhorias de hardware e do software de análise poderiam ser implementadas para reduzir o tempo de tratamento e análise dos dados.

Os estudos que estão sendo realizados pela EFC para determinação da viabilidade econômica do aumento de carga por eixo de 31 para 32,5 t, possuem agora um instrumento de medição que permitirá analises mais confiáveis.

Para uma melhor determinação das condições de inscrição dos rodeiros nas curvas, foi verificado que o ideal seriam dois rodeiros instrumentados em um mesmo truque em vez de somente um.

A EFC deverá utilizar o rodeiro em conjunto com o carro controle para determinação de pontos críticos periodicamente.

A EFC deverá proceder upgrade do software de análise do carro controle, para facilitar o cruzamento dos dados entre o rodeiro e o carro controle.

7. BIBLIOGRAFIA

JOHNSON, M.R. & PUNWANI, S.K. *Measurement of Wheel/Rail Forces, High Performance Covered Hepper Car Project*, ASME Technical Paper, 1982.

JOLY, R. *Essais de Dynamique Ferroviaire, Revue Generale des Chemins de Fer*, Dumond, Paris, 1975.

NADAL, J., *Locomotives à Vapeur, Collection Encyclopidie Scientifique*, p.186, Paris, 1908.

OTTER, D., EL-SIBAIE, M. & HIGGINS, R. A *Dessign for Next Generation Load Measuring Wheel Sets*, Proceedings of the 1991 IEEE/ASME Joint Railroad Conference, May 1991.

BARBOSA, R. S. *Análise do Contato Roda/Trilho – Caso da Estrada de Ferro Carajás – CVRD*, Relatório IPT-DITT-ADF nº 32.554, Setembro/1994

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1058

UN METODO ALTERNATIVO PARA LA ELABORACION DE MOLDES EN UN PROCESO DE FUNDICION DE PRECISION

AN ALTERNATIVE METHOD FOR MAKING SHELLS OF INVESTMENT CASTING

NELSON COTELLA, OSVALDO OVIEDO, PABLO VARELA, OMAR RADEVICH, RODOLFO KOHL
Facultad de Ingeniería - Universidad Nacional de Río Cuarto
5800 Río Cuarto - Argentina - E-mail: ncotella@ing.unrc.edu.ar

Abstract

Investment casting is the process whereby pieces with high dimensional accuracy and very good surface quality are made using ceramic shell molds and lost patterns. In this work evaluations were made in order to replace ethyl-silicate or colloidal silica with sodium-silicate as binder for mold manufacturing. By using sodium-silicate the following advantages are obtained: their utilization is usual in casting, it produces minimal gass emission during the pouring of the molten metal, the mechanical strength and permeability values reach or exceed those obtained with other binders, it is water-soluble, it has a low cost and molding time is markedly shorter than that of traditional binders. In order to study the feasibility of their use as a binder, several tests of the variables involved in the process were made. To this aim, green and calcined strength, drying, permeability, molding time, permeabiliy variation with temperature, slurries lifetime, shell thermal properties and cooling of the pieces in the molds, were evaluated.

Keywords

Fundición, Silicato de sodio, Microfusión, Investment Casting, Ceramic Shell, Sodium Silicate.

1. INTRODUCCION

La técnica de fundición a la cera perdida provee gran cantidad de piezas a la industria, que requiere de estas una perfecta terminación superficial y estrechas tolerancias dimensionales (Mullers et al., 1992).

Este proceso consiste en recubrir un modelo fusible con materiales cerámicos, luego extraer el modelo por fusión del mismo y llenar el espacio dejado por este con metal fundido, posteriormente a su solidificación se elimina el molde y se obtienen las piezas terminadas.

El molde sin calcinar deberá soportar la presión del material del modelo al extraerlo. Una vez calcinado, la del metal fundido y el choque térmico, por lo que es de fundamental importancia el control de la resistencia mecánica del mismo, en ambos casos, a fin de lograr valores adecuados para que no se vea comprometida su integridad y sus dimensiones.

Durante el llenado de los moldes es necesario desalojar el aire contenido en él, se debe considerar además, que en el proceso de solidificación los metales pueden desprender gases disueltos que también son necesarios evacuar al exterior a fin de que no queden ocluidos en el interior del metal malográndolo. Para ello es de capital importancia la presencia de porosidad en el molde - debe ser permeable - el control de este parámetro caracteriza la bondad del molde y hace a la calidad de las piezas obtenidas.

La cáscara cerámica está compuesta por un barro aglomerante que es aplicado en sucesivas capas alternando con material de relleno hasta lograr un molde de espesor adecuado.

El barro refractario esta construido por dos fases, una sólida y una liquida. La fase liquida esta compuesta de aglomerantes, tensioactivos y antiespumantes (Metals Handbook, 1988).

El aglomerante provee sol de sílice que por acción química y térmica cohesiona los granos de arena de relleno a fin de lograr la resistencia mecánica requerida del molde.

Como aglomerante es usual la utilización en la industria del sílice coloidal o el silicato de etilo, (BICTA, 1984) estos aglomerantes, ampliamente difundidos poseen ventajas e inconvenientes que se discutirán mas adelante. Este trabajo propone la utilización de silicato de sodio como aglomerante en barros refractarios para la obtención de moldes para microfusión.

2. DESARROLLO

El uso del silicato de sodio en la fundición de precisión, promete optimizar costos y tiempos, dando un método alternativo para la construcción de moldes cerámicos.

La razón de emplear silicato de sodio se debe a que posee las siguientes ventajas: es un producto de uso habitual por en la fundición tradicional para la construcción de noyos y moldes, por lo tanto de fácil acceso para los fundidores, produce mínimos desprendimientos de gases durante la colada del metal fundido, los valores de resistencia mecánica y permeabilidad alcanzan y/o superan los obtenidos con otros aglomerantes, es soluble en agua lo que permite limpiar con facilidad los equipos utilizados, es de costo relativamente bajo respecto a los otros aglomerantes citados y los tiempos de moldeo se ven reducidos a una fracción de los necesarios al utilizar los aglomerantes tradicionales (Kohl et al., 1993).

Para evaluar la factibilidad de su uso como aglomerante en moldes para fundición de precisión se realizaron ensayos de las variables que intervienen en el proceso, a saber: secado y resistencia mecánica de las cáscaras en verde y calcinado, permeabilidad y su variación con la temperatura, vida útil de los barros y su corrección, y propiedades térmicas de las cáscaras, entre otras.

Para ello se utilizaron los siguientes materiales y procedimientos:

- Como ligante se empleó silicato de sodio módulo 2,0/2,7, agente humectante y antiespumante;
- Se utilizaron como materiales refractarios harina de circonio #325, arena de circonio con índice de fineza AFS 110 y chamote de distintas granulometrías;
- Para la construcción de los barros se empleó una mezcladora rotativa a paletas y el estucado se aplicó en todos los casos por lluvia de refractario.

Todos los ensayos fueron realizados en una sala de moldeo acondicionada a 20/21ºC y 50/55 % de HR.

Al conjunto de piezas y sistema de llenado en cera, se le aplicó el barro refractario por inmersión y se lo estucó con arena de circonio, procediéndose a continuación al fraguado del mismo en una atmósfera de dióxido de carbono durante cuatro minutos, éste procedimiento se repitió en las sucesivas capas aplicadas. La capa primaria, que influye en la terminación superficial de la pieza, fue construida con un barro compuesto por ligante y harina de circonio, viscosidad 60/70 seg. Copa Ford Nº4.

Para los sucesivos revestimientos o capas secundarias, que determinan la resistencia mecánica, se empleó un barro con viscosidad 20/25 seg. Copa Ford Nº 4, estucándose la primera, segunda y tercera capa con chamote # 50/70 y las capas cuarta, sexta con chamote # 12/30.

Fraguada la última capa se dejó secar el molde en aire tranquilo y en aire forzado, procediéndose a continuación a descerar los mismos empleando método flash.

Posteriormente al descerado de los moldes se procedió a calcinar los mismos a 900°C. Los moldes calcinados se precalentaron y fueron llenados con distintas aleaciones de aluminio, cobre y acero.

3. Resultados Experimentales

3.1 Secado y Resistencia Mecánica de los Moldes

Para los ensayos de secado y resistencia mecánica de los moldes previo a calcinar y calcinado se utilizo el siguiente procedimiento experimental.

Consistió en el moldeo de grupos de quince probetas a las cuales se les aplicaron seis capas de refractario. Las probetas fueron secadas en aire tranquilo y posteriormente en aire forzado, siguiendo el proceso previamente determinado para el moldeo con silicato de sodio (Kohl et al., 1993).

Se realizaron ensayos cada 24 hs con los que se determinaron: resistencia mecánica a la flexión, humedad por secado y resistencia eléctrica.

Para la confección de las probetas se utilizaron modelos de cera para microfusión de 70 mm x 30 mm x 10 mm de los que se obtuvieron dos probetas de cerámica de 70 x 30 mm, destinadas a ensayos de flexión y humedad por secado.

Para efectuar la medición de la variación de la resistencia eléctrica que presenta el molde se procedió a colocar en una de las probetas de ensayo dos electrodos cilíndricos de platino de 0,3 mm de diámetro, separados 15 mm, con una longitud de 70 mm (7), los mismos se alimentaron con una fuente de tensión estabilizada de corriente alterna a través de una resistencia limitadora. La resistencia eléctrica se calculó mediante la ley de Ohm, midiéndose valores de tensión y corriente con los instrumentos respectivos (Boccalini et al., 1993).

Se consideró además que la producción de calor por efecto Joule durante la medición (0,18 mW durante 30 seg.) no afecta los parámetros de secado.

Para determinar la resistencia a la flexión se utilizó una máquina universal de ensayos digital para masas de moldeo según A.F.S. con montaje para flexión, apoyos flotantes y carga aplicada en su centro, siendo la luz entre apoyos de 50 mm. La resistencia a la flexión se calculó como el cociente entre el momento flexor y el módulo resistente.

Para determinar el contenido de humedad se procedió a secar en estufa a 120 °C, hasta peso constante.

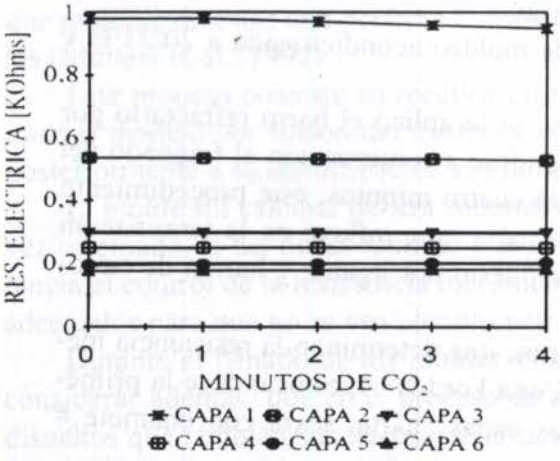


Gráfico N°1 - Variación de la resistencia eléctrica durante el moldeo.

Los resultados obtenidos en las experiencias se muestran en el gráfico N° 1.

En este grafico se presenta la variación de la resistencia eléctrica en función del tiempo durante el proceso de moldeo para cada una de las capas del revestimiento. Se observa que la humedad permanece sensiblemente constante durante el proceso de ejecución de cada capa, incrementándose al realizar una nueva. Esto se debe a que en el proceso de gelificación del silicato de sodio no se altera el contenido de agua, lo que hace que la resistencia eléctrica del mismo permanezca constante. Las sucesivas capas aportan mayor contenido de humedad, lo que conlleva a una disminución de la resistencia eléctrica.

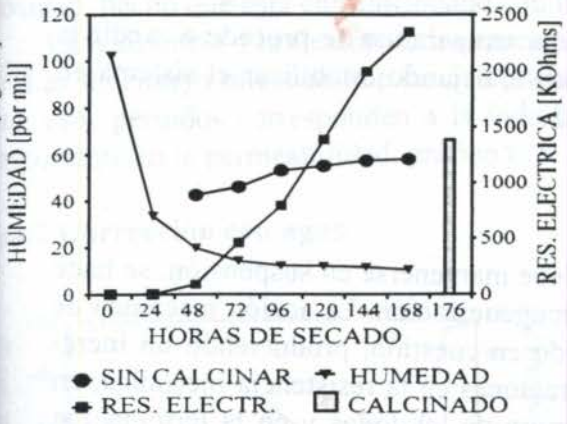


Gráfico N° 2 - Parámetros durante el proceso de secado de la cascara

En el gráfico N° 2 se muestran los valores obtenidos para el ensayo de secado, resistencia eléctrica, resistencia a la flexión del molde sin calcinar y calcinado a partir de someter al molde a la acción del aire. En la etapa de secado en aire tranquilo la humedad contenida en el molde disminuye rápidamente, esto se ve reflejado por una resistencia eléctrica creciente.

Durante el secado en aire forzado se observa que continúa disminuyendo la humedad hasta alcanzar valores próximos al uno por ciento a las 160 horas de permanencia, elevándose la resistencia mecánica a la flexión hasta los 60 kg/cm^2.

.2 Permeabilidad de los Moldes y su Variación con la Temperatura

La permeabilidad se determina midiendo el tiempo que necesita un volumen de aire dado ara atravesar una probeta, por unidad de superficie y de área de la misma.

El modelo empleado fue una pelota de tenis de mesa adosada al extremo de un tubo de ilimanita; a la misma se le aplicó una capa primaria y cinco capas secundarias, siguiendo el roceso descripto con anterioridad para la construcción de moldes cerámicos.

Esta probeta se introdujo en el interior de un horno eléctrico, para variar su temperatura urante la medición de permeabilidad.

La medición de la permeabilidad se realizó con un permeámetro digital de acuerdo a las ormas AFS, que indican realizar la determinación de la permeabilidad según la fórmula (1).

$$Pb = \frac{Vs.Q.D}{P.A} \qquad (1)$$

Pb = Permeabilidad, Vs = Viscosidad del aire [N seg m $^{-2}$], Q = Caudal aire [m^3 seg $^{-1}$].
D =Espesor de probeta [m], P = Presión diferencial [N m $^{-2}$], A = Área de probeta [m ^{2}].

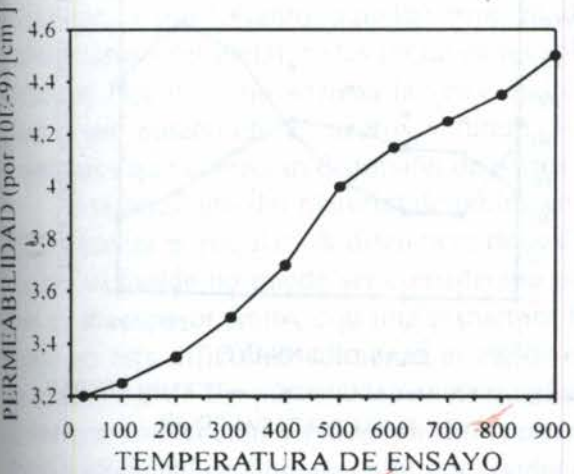


Gráfico N° 3 - Variación de la permeabilidad con la temperatura

Las temperaturas a las cuales se evalúa la permeabilidad son determinadas mediante una termocupla tipo K ubicada en el centro de dicha probeta. En razón de los distintos valores de temperatura a los cuales se hicieron las mediciones, fue necesario hacer correcciones de la permeabilidad relativas a la variación del volumen del aire de ensayo.

El aire que procede del permeámetro contiene humedad, la que a temperatura de ensayo se transforma en vapor alterando los resultados. Para secar el aire se colocó un dispositivo en base a sílica gel en su trayecto (Hendricks, 1990).

Al volumen de aire provisto por el per-

meámetro digital le debemos descontar la humedad absorbida por el desecador, la que determinamos por pesadas sucesivas del mismo.

Las probetas se calcinaron a 900°C, a partir de esta temperatura se procede a medir la permeabilidad cada 100°C, hasta la temperatura ambiente, dejando estabilizar el sistema en cada paso. Los resultados se muestran en el gráfico N° 3.

3.3 Vida Util de los Barros y su Corrección

Como, durante el moldeo, el refractario del lodo debe mantenerse en suspensión, se hace necesario agitarlo continuamente para mantener su homogeneización. La acción mecánica de agitar, altera los parámetros físicos y químicos del lodo en cuestión, produciendo un incremento en la viscosidad. Esta variación conduce a alteraciones en la resistencia mecánica, en la permeabilidad del molde, en la capacidad de cobertura de los lodos y en la terminación superficial de las piezas obtenidas (BICTA, 1974).

En primer lugar, se estudió el comportamiento de los lodos agitados en recipiente abierto y en recipiente cerrado. Los ensayos realizados para estas dos condiciones, pusieron en evidencia los efectos de la variación en la viscosidad del lodo que se agitó en recipiente abierto.

En segundo termino el análisis que se hizo en recipiente abierto llevó a determinar el procedimiento de control y corrección.

Los ensayos se realizaron de la siguiente manera:

Se preparó un lodo refractario según lo expresado precedentemente. Se dividió la muestra en dos partes de igual volumen las que fueron sometidas simultáneamente, en sendas mezcladoras, a similares condiciones de agitación ajustando la viscosidad de ambas partes cada 48 horas, una con agua destilada y la otra con aglomerante.

Cada 96 horas se construyeron probetas con los lodos en estudio, para realizar ensayos de flexión y permeabilidad, Las que se dividieron en dos grupos; uno se ensayó luego de calcinadas a 900ºC y el otro sin calcinar.

Se llevó registro de la evaporación sufrida por los baños durante el agitado, mediante la diferencia de peso antes y después de agitar, a fin de conocer el liquido evaporado de cada uno de ellos. Los gráficos siguientes muestran los resultados de los ensayos realizados:

3.3.1 Corrección con aglomerante

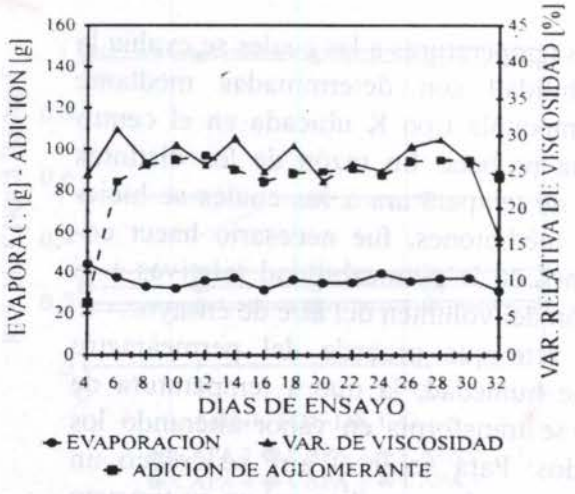


Gráfico N° 4 - Parametros del baño con correccion por adicion de aglomerante.

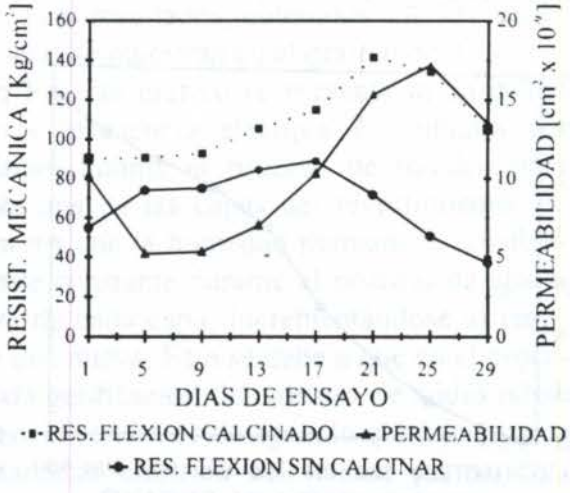


Gráfico N° 5 - Parametros mecánicos con corrección por adicion de aglomerante.

Del análisis del gráfico Nº 4, surge que durante el ensayo se produce variación de la viscosidad, hecho que está correlacionado con la evaporación y con la adición de aglomerante.

La resistencia a la flexión de las cáscaras sin calcinar presenta un máximo a los diecisiete días de ensayo mientras que las calcinadas, lo presentan a los veintiún días, lo que indica que esos periodos corresponden a la vida útil del lodo. Además se observa un incremento importante en la permeabilidad, gráfico n°5.

3.3.2 Corrección con agua

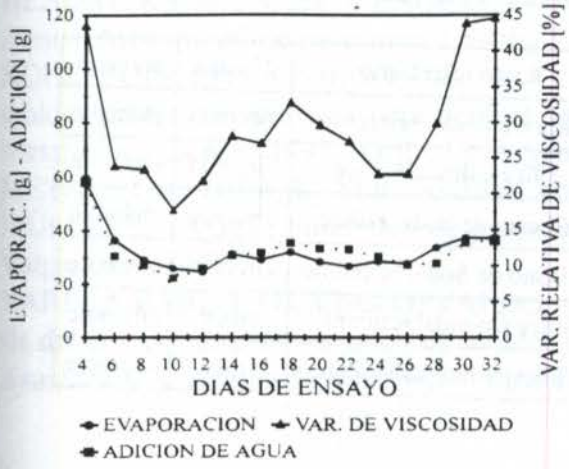


Gráfico N° 6 - Parámetros del baño con corrección por adición de agua.

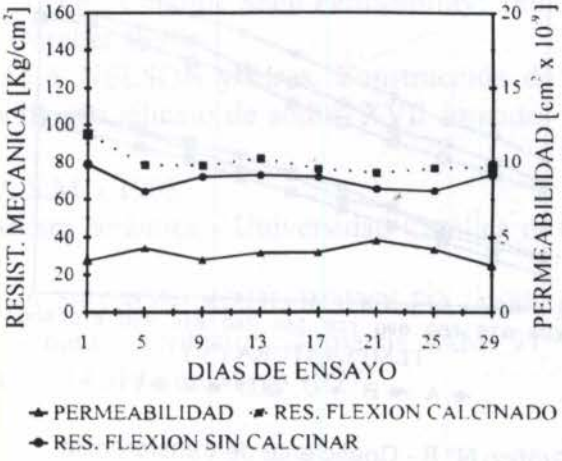


Gráfico N° 7 - Parámetros mecánicos con corrección por adición de agua.

El gráfico nº 6 muestra una variación relativa máxima de la viscosidad de 25 por ciento, en concordancia con la evaporación y con el agregado de agua.

En el gráfico nº 7 se observa que los parámetros del molde se mantienen constantes durante el ensayo y por lo tanto presentan mayor vida útil que en el caso anterior.

3.4 Propiedades Térmicas de las Cáscaras

El estudio del comportamiento térmico del molde es de suma importancia, por cuanto, las propiedades del molde controlan la velocidad de enfriamiento de piezas de fundición de precisión, y por lo tanto, aquellas propiedades de la pieza que dependen de la velocidad de enfriamiento del metal. Estas incluyen no sólo la nucleación y el crecimiento del metal sólido desde el líquido, sino además la velocidad de reacciones de estado sólido (tales como transformación eutectoide en aceros y fundiciones de hierro) y el establecimiento de tensiones residuales que controlan distorsión de partes.

El tratamiento del material de molde en cáscaras cerámicas de fundición de precisión es un problema particular. A diferencia de los métodos de moldeo en arena y fundición en coquilla, el molde no puede ser considerado como un sólido homogéneo semi-infinito. El mismo es de espesor finito, con una estructura formada por capas con propiedades variantes. Se presenta otra dificultad adicional: el molde es poroso, lo cual lo hace permeable. En razón de la existencia de los poros, además de conducción, existen dentro del molde transferencias de calor por convección y radiación. En razón de ello, no puede aplicarse directamente la ecuación tradicional de flujo de calor por conducción.

En razón de lo expuesto, se utilizó un método diseñado específicamente para la determinación del coeficiente de transferencia térmica de moldes cáscara con fines meramente com-

parativos (Varela et al, 1997), a fin de relacionar el comportamiento térmico de moldes aglomerados con silicato de sodio, con aquellos construídos con una tecnología tradicional (sílice coloidal). Se determinó entonces la variación del coeficiente de transferencia térmica en función de la temperatura, para distintas combinaciones de sistemas de moldeo dados en tabla I, arrojando los resultados expuestos en el gráfico N° 8. En las curvas se observa un comportamiento general para los sistemas ensayados, destacándose la influencia que ejercen los materiales con que se construye la cáscara.

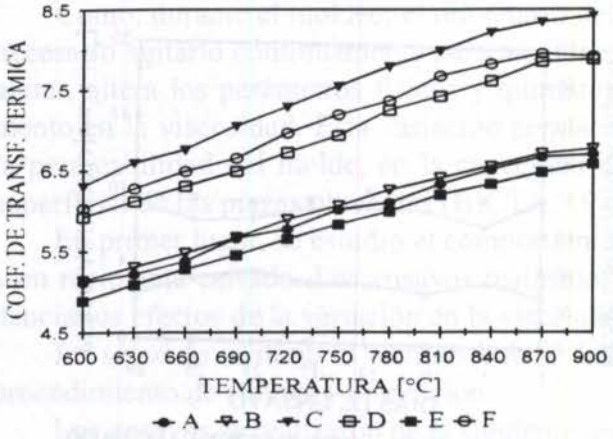


Gráfico N° 8 - Coeficiente de transferencia térmica en función de la Temperatura (unidades arbitrarias)

Tabla I: Sistemas cáscara utilizados

	Barro refractario	1° capa	Relleno
A	Sílice coloidal+circonio	circonio	chamote
B	Sílice coloidal+sílice	circonio	chamote
C	Silicato de Sodio+sílice	circonio	chamote
D	Silicato de Sodio+circonio	circonio	chamote
E	Sílice Coloidal+circonio	sílice	chamote
F	Silicato de Sodio+silice	sílice	chamote

De la figura anterior se desprende que la utilización de silicato de solio promueve valores de coeficiente de transferencia térmica mayores que los provistos al utilizar sílice coloidal. La sílice electrofundida, al utilizarse como refractario del barro, incrementa el coeficiente de transferencia térmica frente a la harina de circonio. Por último, la influencia del refractario utilizado en la primera capa no se manifiesta tan evidente, presentando resultados dispersos.

4. CONCLUSIONES

Podemos concluir que el método de secado utilizado se presenta como adecuado, ya que la resistencia del molde sin calcinar se aproxima a la resistencia del molde calcinado, siendo esta resistencia adecuada para las solicitaciones mecánicas y térmicas que operan en el proceso de microfusión.

A medida que se incrementa la temperatura, la cáscara presenta una mayor permeabilidad a los gases. Las cáscaras cerámicas que utilizan como ligante el silicato de sodio presentan mayor permeabilidad que las que utilizan como ligante sílice coloidal o silicato de etilo.

La variación de viscosidad se debe fundamentalmente a la evaporación de agua, y la corrección de esta variable, no altera de manera significativa las propiedades fundamentales de la cascara cerámica presentando los lodos una vida útil de 30 dias como mínimo.

En cuanto al comportamiento térmico, se puede decir que la utilización de silicato de solio como aglomerante promueve valores de coeficiente de transferencia térmica ligeramente mayores que los provistos al utilizar sílice coloidal.

5. REFERENCIAS

B.I.C.T.A., INVESTMENT CASTING: DATA SHEETS ON SLURRY CONTROL - The British Investment Casters Technical Association - 1974.

B.I.C.T.A., SHELL Technology - The British Investment Casters Technical Association 1984.

BOCCALINI, MARIO (J) - CORREA, EDISON Resistencia e permeabilidade a quente de moldes ceramicos para fundicao de precisao - efeitos do tipo de reffratario e da relacao refratário/ligante. - I Workshop Brasileiro de Fundiçao de Precisao, 1993, Porto Alegre, Brasil.

HENDRICKS MICHAEL J, ENGELHARDT DONALD R., Ceramic Shell Permeability: 38th Annual Meeting of the Invesment Casting Institute. October 1990

KOHL RODOLFO, OVIEDO OSVALDO, COTELLA NELSON y otros, Construcción de moldes para fundición a la cera perdida aglomerados con silicato de sodio, XVII Jornadas Metalúrgicas S.A.M 1993, Bariloche, Argentina.

METALS HANDBOOK, Ninth edition - Vol. 15 - A.S.M. - 1988

MÜLLERS, TAGLE, Fundición de precision en cascara cerámica - Universidad Católica de Valparaíso - 1992.

VARELA PABLO, OVIEDO OSVALDO, COTELLA NELSON, KOHL RODOLFO, Análisis del comportamiento térmico de moldes cerámicos para microfusión.: Jornadas SAM '97. Asociación Argentina de Materiales. Tandil, Argentina, 14 al 16 de Mayo 1997.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1059

MEDIDAS DE TAMANHOS DE GRÃOS AUSTENÍTICOS ORIGINAIS EM AÇOS TEMPERADOS / *PRIOR AUSTENITIC GRAIN SIZE MEASUREMENT IN QUENCHED STEEL*

Andrei Barban do Patrocínio, Luiz Carlos Casteletti
Departamento de Engenharia de Materiais, Escola de Engenharia de São Carlos- EESC/USP
Av. Dr. Carlos Botelho, 1465
CEP 13560-250 São Carlos, SP - Brasil - E-mail: Castelet@sc.usp.br

Abstract

Special surface chemical treatments were performed on samples of hardened martensitic steel to show the original austenitic grains prior to quenching and tempering. Although the samples had a wide carbon content variation a high quality image of the austenitic grains was achieved, allowing computerized measurements. Considering all the formulas used, the compound with picric acid (6g), ether (100ml), water (100ml), hydrochloric acid (2ml) and neutral detergent (25ml) presented the best performance.

Palavras Chave

Tamanhos de Grãos/Grains Size, Contornos de Grãos Grain Boundary, Impacto/Impact, Ataques Metalográficos Metallograpic Etching, Têmpera Quenching.

1. INTRODUÇÃO

As resistências ao impacto apresentadas pelos aços temperados, são influenciadas pelos tamanhos de grãos produzidos durante a austenitização. Quanto menor o tamanho de grão, maior será esta resistência.

Tal fato pode ser verificado pela equação original de Hall Petch que relaciona a tensão de fratura do material com o seu tamanho de grão:

$$\sigma_F = \sigma_i + K_f . d^{-\frac{1}{2}} \qquad (1)$$

σ_F = tensão de fratura;
K_f = valor crítico da tensão local necessária para fraturar um segundo grão;
d = diâmetro médio do grão.

Foram desenvolvidos vários métodos visando a revelação de contornos de grãos austeníticos originais, sendo o tipo de aço e sua estrutura os responsáveis pelo uso de cada método, e algumas de suas limitações (Crnkovic *et al.*, 1983).

Métodos disponíveis como o de oxidação, baseado na oxidação preferencial dos contornos de grãos austeníticos, ou o de aquecimento e resfriamento lento, fundamentado na formação de uma rede de ferrita proeutetóide ou cementita nos contornos de grãos da austenita, são eficientes somente sobre faixas limitadas de teores de carbono e tratamentos de revenido (Voort *et al.*, 1984). Em alguns casos, conduzem a resultados errôneos.

Neste contexto, o método de ataque por meio de reagentes químicos adequados é o mais oportuno, em termos de facilidade e confiabilidade, para a detecção dos contornos de grãos através da delineação clara das colônias de martensita, sendo o método de ataque com o reagente Vilella o mais efetivo para aços constituídos principalmente de martensita "lath", ou através da delineação do próprio contorno de grão austenítico.

A delineação de contornos de grãos austeníticos pode ser facilitada se o aço for fragilizado no revenido. Ocorre segregação de fósforo nos contornos de grãos durante a austenitização e segregação adicional durante o revenido na faixa de temperaturas de 350 °C a 575 °C, tornando-os suscetíveis a ataques com soluções saturadas de ácido pícrico.

A série de aços selecionada em nosso trabalho apresentava ampla faixa de teores de carbono, com ou sem elementos de liga, visando-se o desenvolvimento de um procedimento de ataque que atendesse a faixa mais ampla possível de composições químicas de aços.

Nos aços comerciais, o fósforo constitui-se numa impureza comum, em quantidade suficiente para permitir a fragilização e consequentemente facilitar o ataque dos contornos (Wiedermann *et al.*, 1988).

2. MATERIAIS E MÉTODOS

2.1. Reagentes Utilizados

As composições químicas dos reagentes utilizados nos ataques metalográficos estão apresentadas na tabela 1.

Tabela 1: Composições Químicas dos Reagentes.

Reagentes	Composição
1	6g ácido pícrico 100ml éter 100ml água 2ml ácido clorídrico 25ml detergente neutro
2	3g ácido pícrico 250ml água 3ml ácido clorídrico 25ml detergente neutro
3	6g ácido pícrico 100ml éter 100ml água 2ml ácido clorídrico 25ml Upsilom

A composição básica de todos os reagentes, constituiu-se de ácido pícrico, ácido cloridrico e água, que variaram em suas proporções, de acordo com o reagente

Com o objetivo de verificar a efetividade de aditivos em promover o molhamento da amostra durante o ataque, variou-se os tipos e proporções dos agentes destencionantes adicionados.

Acrescentou-se também éter etílico à algumas composições.

2.2. Materiais

São apresentados na tabela 2 os aços utilizados nos ataques metalográficos e os tratamentos térmicos aos quais os mesmos foram submetidos.

Tabela 2: Aços e Tratamentos Térmicos Utilizados

Aço AISI	Tratamento Térmico
8620	Têmpera de 860 °C em óleo Revenido por 1h a 300 °C
4340	Têmpera de 860 °C em óleo Revenido por 1h a 300 °C
8640	Têmpera de 860 °C em óleo Revenido por 1h a 300 °C
5160	Têmpera de 850 °C em óleo Revenido por 1h a 300 °C
1080	Têmpera de 815 °C em óleo Revenido por 1h a 300 °C

3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

As amostras foram preparadas manualmente sendo polidas até a pasta de diamante com 0,25 μm.

O procedimento de ataque constituiu-se de imersão das amostras, com agitação moderada, e intervalos de tempo variando entre 3 e 15 minutos, seguindo de limpeza em água corrente e álcool e posterior secagem com ar quente.

As amostras foram então fotografadas utilizando-se um microscópio metalográfico marca Carl Zeiss - Axiotech.

Utilizou-se flme preto e branco Kodak TMAX100 e papel fotográfico Kodabrome Print RC F3.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Entre as composições testadas, a de número 1 foi a mais adequada, destacando perfeitamente os contornos de grãos austeníticos de todos os aços em estudo, enquanto que as demais adequaram-se à apenas uma composição em particular de aço, não delineando por completo e com continuidade os contornos de grãos dos demais.

São apresentadas nas figuras a seguir as fotomicrografias obtidas no caso de cada aço.

Figura 1: Fotomicrografia do Aço AISI 8620, mostrando o perfeito destaque dos contornos de grãos austeníticos.

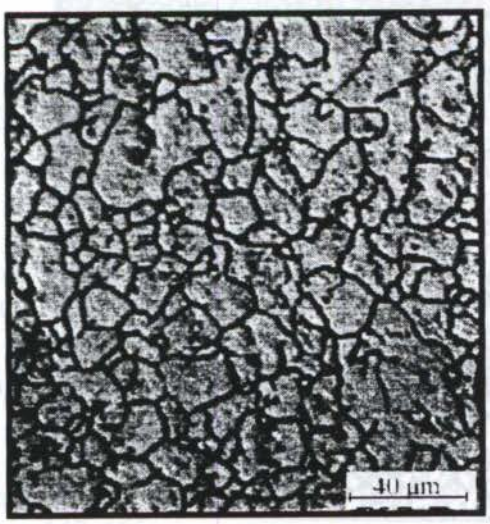


Figura 2: Fotomicrografia do Aço AISI 4340, mostrando o perfeito destaque dos contornos de grãos austeníticos.

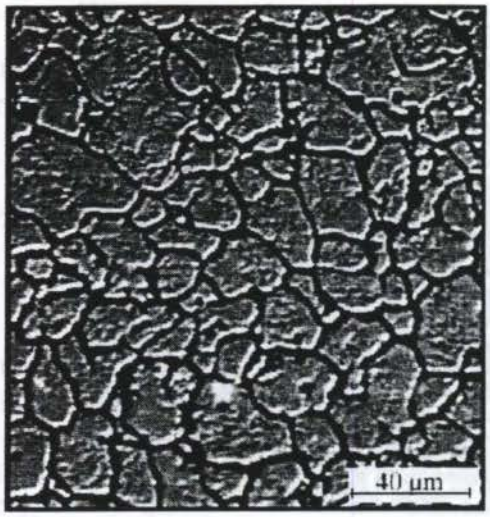


Figura 3: Fotomicrografia do Aço AISI 8640, mostrando o perfeito destaque dos contornos de grãos austeníticos.

Figura 4: Fotomicrografia do Aço AISI 5160, mostrando o perfeito destaque dos contornos de grãos austeníticos.

Figura 5: Fotomicrografia do Aço AISI 1080, mostrando o perfeito destaque dos contornos de grãos austeníticos.

CONCLUSÃO

O reagente utilizado produziu um perfeito destaque dos contornos de grãos austeníticos riginais em aços ligados e não-ligados, com teores de carbono variando em uma ampla faixa. quantificação metalográfica automatizada dos tamanhos de grãos exige um perfeito estaque desses grãos para produção de resultados confiáveis. O reagente N° 1 apresentou-se erfeitamente adequado a este objetivo.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à FAPESP pela bolsa de Mestrado concedida ao aluno Andrei arban do Patrocínio - EESC - USP.

REFERÊNCIAS

rnkovic, O.R., *et al. Delineamento de contornos de grãos austeníticos originais em aços mperados e revenidos*, Metalurgia ABM, vol.39, pp.607-609, n°.312, 1983.

oort, G.F.V. Metallography *Principles and Pratice*, Mc Graw-Hill Book Company, USA, p.436, 1984.

iedermann, J. et al - *Etchant for Revealing Prior Austenite Grain in Alloy Steel*. Praktische letallographie, V. 25, 1988, p.449-455.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1076

MATERIAIS COM EFEITO DE MEMÓRIA DE FORMA, CARACTERÍSTICAS PRINCIPAIS E POSSÍVEIS APLICAÇÕES / *MATERIALS WITH SHAPE MEMORY EFFECT, MAIN CHARACTERISTICS AND POSSIBLE APPLICATIONS*

Jorge Otubo [1, 2], Paulo Roberto Mei [1] e Sadamu Koshimizu [2]
(1) FEM, DEMA, UNICAMP, 13084-970, CP 6122, Campinas, SP.
(2) IPEN, CNEN, 05508-900, S. Paulo, SP - E-mail: jotubo@fem.unicamp.br

Abstract

Shape Memory Effect is the term used to describe the ability of certain materials to recover its original shape upon plastic deformation. Conventional materials when plastically deformed beyond the elastic limit present plastic deformation. This work will present the main characteristics of these kind of materials such as the reversibility of martensitic transformation, one way and two way shape memory and pseudoelasticity. Also it will be shown how these peculiar properties can be or are used in practical applications in areas such as naval, aerospace, automobile, nuclear, medicine, etc. Beside that this group, which is working with the development of shape memory alloy since 1994, intend to interact with the engineering community aiming mainly the possibility of exploring practical applications.

Keywords

Efeito de Memória de Forma (shape memory effect), transformação martensítica(martensitic transformation), pseudo-elasticidade (pseudo-elasticity), atuadores (actuators).

1. INTRODUÇÃO

Este trabalho pretende dar uma visão geral sobre o que seja o fenômeno do Efeito Memória de Forma (EMF), suas caracteristicas e principais aplicações sem a pretensão de ser original. O grupo vem trabalhando com ligas que apresentam este tipo de comportamento desde 94 e a intenção é interagir com a comunidade da área de Engenharia visando principalmente desenvolver aplicações práticas.

2. CARACTERÍSTICAS PRINCIPAIS DO EMF

O EMF poderia ser definido da seguinte forma: o *EMF é a capacidade de certos materiais voltarem ao estado ou à forma original com o aquecimento em temperaturas acima de A_F (temperatura de fim da transformação da martensita em austenita) após serem deformados plasticamente no estado martensítico.* Ligas convencionais quando deformadas além do seu limite elástico apresentam deformação plástica permanente.

3547

Fisicamente, o EMF está relacionado à transformação martensítica cristalograficamente reversível. Apesar de não ser uma condição necessária, a transformação martensítica associada ao EMF é geralmente termoelástica. Ligas a base de ferro que apresentam o EMF são geralmente do tipo não termoelástico. A figura 1 (Wayman, 1983) mostra esquematicamente todo o processo de transformação. Se um monocristal na fase austenítica for resfriado abaixo da temperatura M_F (temperatura de fim da transformação da austeni5ta em martensita), este se transformará em até 24 variantes (24 planos de hábito cristalograficamente equivalentes) de martensita auto-acomodante, sem mudança de forma macroscópica. No entanto, se uma tensão (por exemplo, tração) for aplicada, essa multiorientação tenderá a desaparecer resultando em uma martensita de orientação única. Schroeder e Wayman (Schroeder, 1977a), estudando monocristal de Cu-Zn, mostraram que isto era causado pela reorientação das maclas na direção preferencial e também devido à conversão de certas placas de martensita orientadas desfavoravelmente para aquelas orientadas favoravelmente. Isto é, a placa com orientação preferencial cresce às custas de outra com a movimentação da interface martensita-martensita. Como resultado final, das 24 variantes, restará aquela cuja componente de cisalhamento da deformação de forma permita o máximo de alongamento da amostra como um todo na direção do eixo de tração. A recuperação de forma ou a reversão do monocristal de martensita em austenita é obtida com o aquecimento da amostra acima da temperatura A_I (temperatura de início da transformação da martensita em austenita) e na temperatura A_F o ciclo é completo. A esta recuperação de forma é dado o nome de *Efeito de Memória de Forma.*

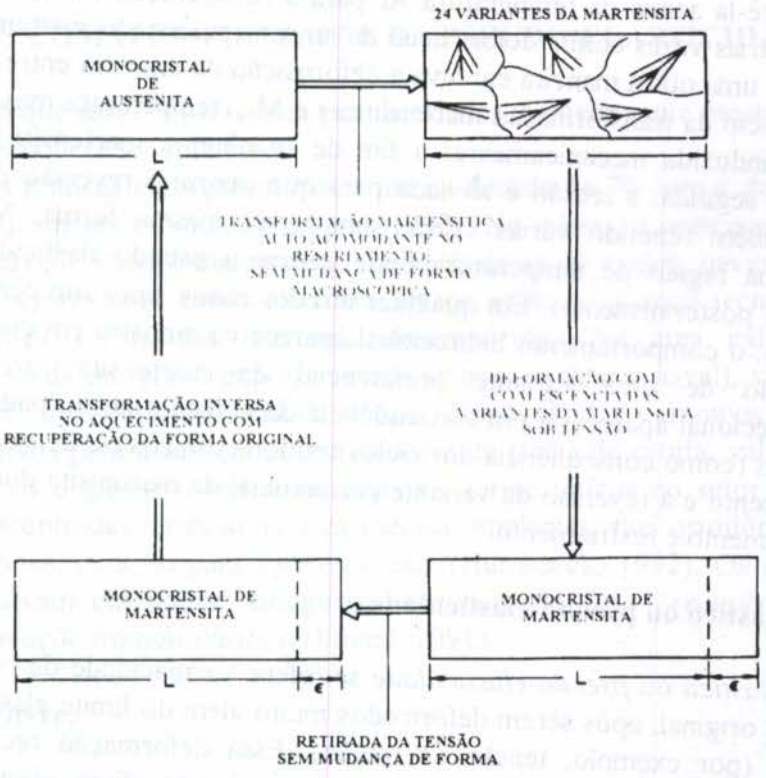


Figura 1. Representação esquemática do processo de deformação associado com EMF (Wayman, 1983).

2.1 Efeito de memória de forma unidirecional (one way shape memory), bidirecional forçado e bidirecional (two way shape memory)

Deve se observar que, geralmente, após a recuperação da forma a alta temperatura, posterior resfriamento não traz o material ao estado deformado. Isto é, o efeito de memória de forma é irreversível no sentido de que novo ciclo se consegue somente com nova deformação no estado martensítico e novo aquecimento em temperatura acima de A_F. Estes materiais que apresentam memória em um único sentido são denominados de *"ligas com memória de forma unidirecional"* ou *"one way shape memory alloys"*.

Agora, se uma força externa for aplicada a cada ciclo, ter-se-á *o efeito de memória de forma bidirecional forçado* como acontece em muitas aplicações práticas.

Várias ligas que apresentam memória de forma unidirecional podem ser condicionadas ou treinadas a possuírem memória de forma reversível. Isto é, atingido este condicionamento, o objeto "estica" quando ocorre a transformação austenita → martensita (resfriamento) e "encurta" quando ocorre a transformação inversa martensita → austenita (aquecimento) podendo repetir o processo a cada ciclo. É dito que essas ligas possuem *" memória de forma bidirecional"* ou *"two way shape memory"*. Segundo Schroeder e Wayman (Schroeder, 1977b), que trabalharam com monocristal de Cu-39,8Zn, existem duas maneiras de condicionar ou treinar as ligas a terem um EMF bidirecional: a primeira consiste me esfriar a amostra abaixo da temperatura M_F e deformá-la (por tração, compressão, torção, etc.) para produzir uma variante de martensita preferencial, como descrito anteriormente. Posteriormente, aquecê-la acima da temperatura A_F para a recuperação da deformação. Este processo é repetido várias vezes com a deformação da amostra no estado martensítico sempre feita da mesma forma; uma outra maneira envolve a deformação da amostra entre temperaturas M_I (temperatura de início da transformação martensítica) e M_D (temperatura máxima na qual a martensita pode ser induzida mecanicamente) a fim de se obter a martensita induzida por tensão mecânica. Em seguida, a tensão é aliviada para que ocorra a reversão da martensita. Este processo é também repetido várias vezes, sempre da mesma forma. Neste caso, o treinamento é feito na região de temperatura onde ocorre a pseudo-elasticidade (pseudo-elasticidade será vista posteriormente). Em qualquer um dos casos, após um certo número de ciclos ou treinamento, o comportamento bidirecional aparece na amostra em conseqüência da formação e reversão de uma variante preferencial da martensita "treinada". Esse comportamento bidirecional apareceria em conseqüência da geração de um padrão de campo de tensões ou defeitos (como conseqüência dos ciclos termomecânicos ou de treinamento) que favoreceria o crescimento e a reversão da variante preferencial da martensita durante os ciclos posteriores de aquecimento e resfriamento.

2.2 Efeito pseudo-elástico ou pseudo-elasticidade

Efeito pseudo-elástico ou *pseudo-elasticidade* se refere à capacidade de certos materiais recuperarem a forma original, após serem deformados muito além do limite elástico, quando o vínculo é removido (por exemplo, tensão de tração). Essa deformação recuperável pode chegar a 8% (NiTi) e acontece a temperatura constante. É um efeito elástico não linear presente na maioria das ligas que apresentam transformação martensítica termoelástica. Nessas ligas, se uma tensão mecânica é aplicada em uma temperatura entre M_I e M_D, portanto na fase austenítica, a martensita elástica pode ser induzida. Essa martensita induzida mecanicamente desaparece quando a tensão é removida. Esse comportamento poderia ser descrito como *efeito de memória de forma mecânica.* Uma curva típica de comportamento superelástico é mostrado na figura 2 (Schroeder,1979). O gráfico apresenta dois platôs: o superior

correspondente a transformação austenita → martensita e o inferior à transformação inversa martensita → austenita. No platô superior são nucleadas placas paralelas de martensita induzida por tensão (formação de uma variante preferencial que permite o máximo de alongamento) que se alongam na direção do eixo de tração e na região final, eventualmente, coalescem formando um monocristal de martensita. Com o alívio da tensão, a curva segue o platô inferior, nucleando placas paralelas de uma única variante da fase mãe austenítica recuperando a forma original. A recuperação de forma ocorre porque na temperatura de ensaio, a fase estável é a austenítica.

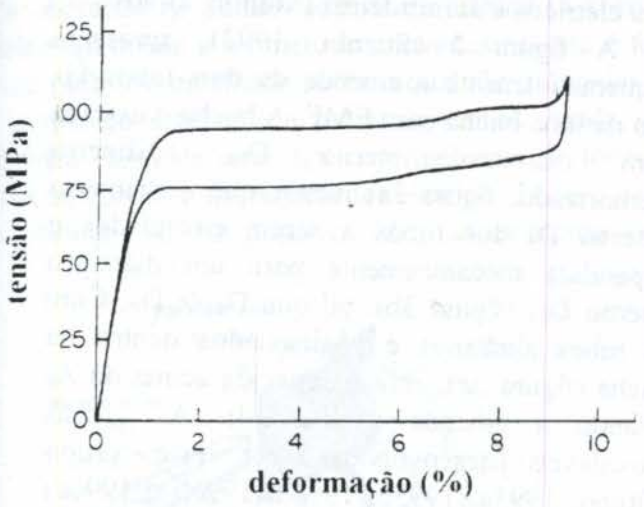


Figura 2. Curva de tensão em função da deformação para um material que apresenta pseudo-elasticidade.

Mais detalhes sobre EMF e pseudo-elasticidade podem ser encontrados na referência (Otubo, 1996c)

3. APLICAÇÕES COM O USO DO EMF E DA PSEUDO-ELASTICIDADE

Tendo visto o que seja o EMF e suas peculiaridades, é interessante mostrar também como essas propriedades podem ser aplicadas.

As aplicações práticas começaram realmente na década de 70 com a descoberta da liga NiTi, mais especificamente o Nitinol (Jackson, 1972). No início, as principais aplicações com essa liga se destinavam a acoplamento de tubos hidráulicos de aviões, navios e submarinos e confecção de conectores para cabos elétricos. Desde então, o avanço tecnológico tem sido grande e aplicações sofisticadas têm sido desenvolvidas. Na área industrial, além do acoplamento sem solda de tubos (importante nos setores nuclear e naval), vários dispositivos utilizando o EMF e pseudo-elasticidade foram desenvolvidos: grampos, rebites, molas, fixadores, dispositivos para irradiação, controladores de janela de estufa, válvulas de radiador termostáticas, vários dispositivos termomecânicos e termostáticos no setor automotivo, etc. Aplicações são encontradas também na área médica: implantes, fios ortodônticos, sistema de correção da escoliose, guia fio para catéteres, etc. (Humbeeck, 1992). Os modos como são utilizados se encaixam em quatro categorias: *recuperação livre; recuperação vinculada; atuadores e deformação pseudo-elástica* (Friend, 1991).

3.1 Recuperação livre.

Existem poucas aplicações nessa modalidade, pois ligas com EMF operam normalmente contra cargas resistivas. Uma aplicação de sucesso comercial é o seu uso para haste de óculos. A liga de NiTi no estado martensítico torna o seu uso bastante confortável por causa da sua baixa tensão mecânica (a resistência mecânica da liga NiTi no estado martensítico é mais baixa do que no estado austenítico). Quando "amassado" acidentalmente, basta que se coloque em água morna para que a forma original seja restaurada.

3.2 Recuperação vinculada

Recuperação vinculada inclui aplicações na qual o elemento de memória é impedido de mudar de forma desenvolvendo portanto uma tensão mecânica. Como dito anteriormente, tem sido usado para acoplamento de tubos, conectores elétricos e abraçadeiras (Melton, 1990).

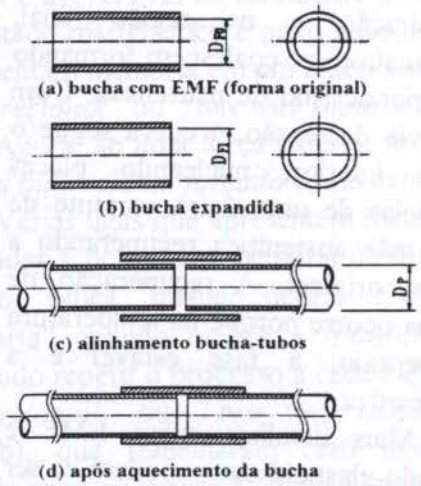


Figura 3 Representação de emendas de tubos utilizando bucha com EMF ([Suzuki, 1992).

A figura 3 (Suzuki, 1992), apresenta esquematicamente a emenda de dois tubos via uso de uma bucha com EMF. A bucha é usinada com diâmetro interno D_{F0} (diâmetro memorizado, figura 3a) menor que o diâmetro externo D_p dos tubos a serem emendados e expandida mecanicamente para um diâmetro interno D_{F1} (figura 3b), tal que $D_{F1} > D_P$. Com os tubos alinhados e posicionados dentro da bucha (figura 3c), esta é aquecida acima de A_F selando a emenda (figura 3d). As ligas inoxidáveis desenvolvidas por este grupo (Otubo, 1995a, 1995b, 1996a, 1996b e 1996c) que apresentam recuperação de forma próxima de 4% serviriam muito bem para este tipo de aplicação que necessitam uma recuperação de forma de 2 a 3%.

3.3 Atuadores

Atuadores de memória de forma são utilizados em uma grande gama de aplicações pois, neste tipo de sistema existe movimento resultante da tensão aplicada e, portanto, trabalho mecânico pode ser realizado quando da recuperação da forma do elemento. São basicamente de dois tipos: aqueles ativados por aquecimento resistivo do elemento (*atuadores elétricos*) e aqueles ativados por mudança na temperatura ambiente (*atuadores térmicos*).

A figura 4 (Suzuki, 1990) mostra um exemplo de um *atuador elétrico*. É um diagrama esquemático de um micromanipulador de dois "dedos" feito com um fio de NiTi de 0,2 mm de diâmetro cujo estado memorizado é a forma circular. Sobre o fio é colocada uma camada de borracha silicone de modo que à baixa temperatura (na qual o fio de NiTi se encontra no estado martensítico de baixa resistência mecânica) obedece a forma imposta pela mesma que é a posição aberta. O aquecimento resistivo faz com que o fio passe para o estado austenítico, de maior resistência mecânica, superando a força contrária da camada de borracha e os "dedos" se fecham. A pressão que os "dedos" exercem pode ser controlada, dimensionando-se adequadamente a espessura da capa de borracha e o diâmetro do fio.

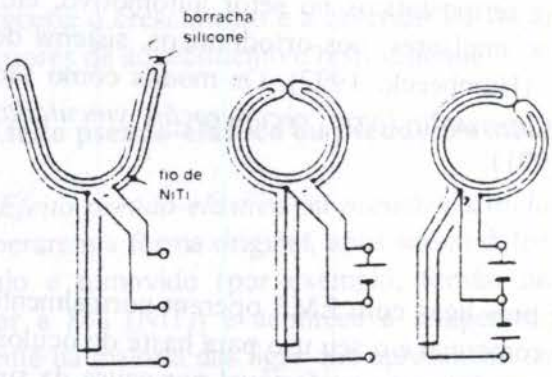


Figura 4. Representação esquemática de um micromanipulador feito de fio de NiTi (Suzuki, 1990).

Como *atuadores térmicos*, vários exemplos podem ser citados: dispositivos para proteção contra incêndio, aparelhos para abertura de janelas, direcionador de ar para aparelhos de ar condicionado, válvula para controle de fluxo de óleo, etc.. Um exemplo de atuador térmico se encontra na área espacial. A figura 5 (Busch, 1992) mostra esquematicamente um dispositivo para liberação de painéis solares de satélite (a abertura dos painéis deve ocorrer uma vez o satélite em orbita e no método convencional isto é feito por explosivos). O dispositivo consta de um parafuso entalhado sobre o qual são montadas duas placas de modo que uma fique presa ao corpo do satélite e a outra ao painel. Ainda sobre o parafuso é montada uma bucha cilíndrica (feita de uma liga com memória de forma) no estado comprimido. Envolvendo a bucha se encontra um aquecedor elétrico. Todo o conjunto é preso por uma porca e, uma vez em órbita, o dispositivo de aquecimento é acionado, a bucha se expande (estado ou forma memorizada) rompendo o parafuso na região entalhada e o painel é liberado. Para este tipo de aplicação é necessária uma recuperação de forma da ordem de 3%. Portanto, mais uma vez, as ligas inoxidáveis desenvolvidas por este grupo (Otubo, 1995a, 1995b, 1996a, 1996b e 1996c) poderiam ser candidatas para tal uso. Nesse sentido, está em andamento a viabilização de um projeto conjunto entre o IPEN, INPE, ITA e UNICAMP com o objetivo de desenvolver o dispositivo acima para satélites nacionais.

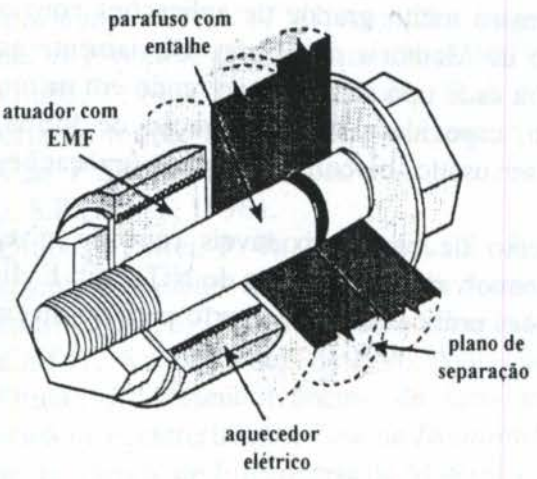


Figura 5. Dispositivo para liberação de painel solar atuado por uma bucha com EMF (Busch, 1992)

3.4 Pseudo-elasticidade

As ligas com EMF tem aplicações também nas áreas médica e odontológica com o uso do fenômeno da pseudo-elasticidade. Dentre as inúmeras ligas que apresentam pseudo-elasticidade, somente a liga de NiTi é utilizada em consequência de sua biocompatibilidade (Oshida, 1991 e Dutta, 1993). Um uso bastante conhecido é na ortodontia para a correção da arcada dentária (Burstone, 1985; Miura, 1986 e Humbeeck, 1992). A figura 6 mostra o fio já

Figura 6. Fio ortodôntico após aplicação na arcada dentária (Furukawa, 1995)

adaptado sobre a arcada dentária (Furukawa, 1995). A grande vantagem desse fio, comparado ao tradicional feito em aço inoxidável, é a possibilidade de se ter alta deformação recuperável (até 8%) com baixa tensão mecânica. Para o paciente isto significa: menor tensão mecânica aplicada (portanto maior conforto), atuação com tensão constante por um longo período (menor número de idas ao ortodontista para a manutenção) e, o mais importante, diminuição no tempo total de tratamento. Outras aplicações que envolvem pseudo-elasticidade são: marcador de tumor em seios para posterior cirurgia, guia fio para catéteres, implantes para correção da escoliose, âncoras para suturas, haste de óculos, etc. (Humbeeck, 1992; Stoeckel, 1989 e Stoeckel, 1991).

4. CONCLUSÕES

Do exposto pode-se concluir que existe um número muito grande de aplicações com o uso das ligas que apresentam o fenômeno de Efeito de Memória de Forma. Obviamente as ligas devem ser adaptadas, ou melhor, elaboradas para cada tipo de aplicação tendo em mente parâmetros como as temperaturas de transformação, capacidade de recuperação de forma, tensão de recuperação de forma, tipo de ambiente a ser usado, biocompatibilidade (aplicações médicas), etc.

Este grupo vem trabalhando no desenvolvimento de ligas inoxidáveis (que ao nível mundial começou na década de 90) e também no desenvolvimento das ligas de NiTi com EMF visando tanto o caráter acadêmico bem como aplicações práticas estando aberto para possíveis interações.

5. AGRADECIMENTOS

Ao CNPq pela bolsa de Recém-Doutor a um dos autores (J. Otubo)

Ao IPEN, INPE, ITA e UNICAMP pelo apoio ao Projeto: Desenvolvimento de dispositivo para liberação de painel solar de satélites com atuador de EMF.

A Villares Metals S.A. e em especial ao Eng. Celso Barbosa pela elaboração de amostras de ligas inoxidáveis com EMF e apoio a este projeto.

Ao Prof. Dr. Sérgio Frascino Müller de Almeida (ITA) e ao MSc. Antonio Claret Palerosi (INPE) pelo apoio no projeto mecânico do dispositivo de liberação de painel solar.

6. BIBLIOGRAFIA

Burstone, C. J., Qin, B. & Morton, J. Y.; Chinese NiTi wire - A new orthodontic alloy, *American Journal of Orthodontics*, 87, 445-452, 1985.

Busch, J. D., Purdy, W. E. & Johnson, A. D.; Development of a non-explosive device for aerospace applications, *26th Aerospace Mechanisms Syposium*, 1-16, 1992.

Dutta, R. S., Madangopal, K. Gadiyar, H. S. & Banerjee, S.; Biocompatibility of NiTi shape memory alloy, *British Corrosion Journal*, 28, 217-221, 1993.

Friend, C. M.; Have memory alloys been forgotten?, *Materials & Progress*, 7, 376-377, 1991.

Furukawa NT Alloys; catálogo, *The Furukawa Electric Co. Ltd.*, 1995.

Humbeeck, J. Van; From a seed to a need: The growth of the shape memory applications in Europe, *Material Research Society Proceedings*, 246, 377-387,1992.

Jackson, C. M., Wagner, H. J. & Wasilewski, R. J.; 55-Nitinol - The alloy with memory: its physical metallurgy, properties, and applications, *NASA-SP 5110,* 1972.

Melton, K. & Duerig, T.; Shape memory alloys for connectors and couplings, *Advanced Materials Technology International*, Ed. Greville e Brook, 165-166, 1990.

Miura, F., Mogi, M., Ohura, Y. & Hamanaka, H.; The super-elastic property of the Japanese NiTi alloy wire for use in orthodontics, *American Journal of Orthodontics and Dentofacial Orthopedics*, 90, 1-10, 1986.

Oshida, Y, & Miyazaki, S.; Corrosion and biocompatibility of shape memory alloys, *Corrosion Engineering*, 40, 1009-1025, 1991,

Otubo, J.; Mei, P. R. & Koshimizu, S.; Desenvolvimento de aços inoxidáveis com efeito de memória de forma, Anais do *50º Congresso Anual da ABM*, São Pedro, SP, 01 a 04 de agosto de 1995, 1, 15-27, 1995a.

Otubo, J.; Mei, P. R. & Koshimizu, S.; Production and characterization of stainless steel based Fe-Cr-Ni-Mn-Si(-Co) shape memory alloys, *International Conference on Martensitic Transformation, ICOMAT'95*, Aug. 20 - Aug. 25, 1995, Lausanne, Switzerland e publicado no *Journal de Physique IV*, Colloque C8, 5, 427-432, 1995b.

Otubo, J.; Mei, P. R. Koshimizu, S. & Martinez, L. G.; Ligas inoxidáveis com efeito de memória de forma: relação entre tratamento termomecânico, teor de martensita ε e dureza, Anais do *V Seminário Brasileiro do Aço Inoxidável, Inox'96,* 20 a 22 de nov. de 1996, S. Paulo, S.P., 27-33, 1996a.

Otubo, J.; Mei, P. R. Koshimizu, S. & Martinez, L. G.; Influência da temperatura de treinamento no efeito de memória de forma e na resistência mecânica da liga inoxidável Fe-Mn-Si-Cr-NiCo, *12º Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais, CBECIMAT*, 8 a 11 de dez. de 1996, Águas de Lindóia, S.P., 1996b.

Otubo, J.; Desenvolvimento de ligas inoxidáveis com efeito de memória de forma: elaboração e caracterização, *Tese de Doutorado*, 19 de dez. de 1996, Faculdade de Engenharia Mecânica, Depto. de Engenharia de Materiais, UNICAMP, 1996c.

Schroeder, T. A. & Wayman, C. M.; The formation of martensite and the mechanism of the shape memory effect in single crystal of Cu-Zn alloys, *Acta Metallurgica*, 25, 1375-1391, 1977a.

Schroeder,T. A. & Wayman, C. M.; The two-way shape memory effect and other "training" phenomena in Cu-Zn single crystal, *Scripta Metallurgica*, 11, 225-250, 1977b.

Schroeder,T. A. & Wayman, C. M.; Pseudoelastic effect in Cu-Zn single crystals, *Acta Metallurgica*, 27, 405-417, 1979.

Stoeckel, D.; Fabrication and properties of Ni-Ti shape memory alloy wires, *Wire Journal International*, april, 30-40, 1989.

Stoeckel, D. & Yu, W.; Superelastic Ni-Ti wire, *Wire Journal International*, 24, 45-50, 1991.

Suzuki, N., Ono, Y., Homma, H., Moriya, Y. & Morioka, Y.; Development of pipe fittings using stainless steel based shape memory alloy, *NKK Technical Review*, 66, 25-34, 1992.

Suzuki, Y.; Shape memory alloy actuators, *Advanced Materials Techonology International*, ed. Greville & Brook, 153-156, 1990.

Wayman, C. M.; Phase transformations, nondiffusive", Physical Metallurgy, editores: R. W. Cahn e P. Haasen, North-Holland Physics Publising, Parte II, cap. 15, 1983.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1081

DETERMINAÇÃO DE PROPRIEDADES DO PÓ DE NIÓBIO METÁLICO / *DETERMINATION OF PROPERTIES OF NIOBIUM POWDER*

JOSÉ NILSON FRANÇA DE HOLANDA[1], GUILHERME PARENTE SOUZA[1], HUGO RICARDO SANDIN[2] & DALTRO GARCIA PINATTI[2]

(1) Laboratório de Materiais Avançados, Universidade Estadual do Norte Fluminense, 28015-620, Campos-RJ
(2) Departamento de Engenharia de Materiais, Faculdade de Engenharia Química de Lorena, 12600-000, Lorena-SP

Abstract

This work presents the results of the determination of properties of niobium powder classified in four fractions of particle size. The properties studied are: particle size, morphology, particle size distribution, crystal structure (X-ray diffraction), specific surface, apparent density and compactability. The niobium powder studied presents high purity. The lattice parameter determined is 3.3067 Å. The morphology of the particles is tipically irregular, as well as presents average particle size between 10.27 - 26.84 μm, specific surface between 0.463 - 0.630 m^2/g, apparent density between 2.46 - 3.14 g/cm^3 and fractional porosity in the range of 63.36 - 71.29 %. The obtained results show that there is a close relationship among the investigated properties of the niobium powder and its particle size.

Keywords

Niobium powder (pó de nióbio), properties (propriedades), compacting (compactação).

1. INTRODUÇÃO

O nióbio é um metal refratário que apresenta propriedades como alto ponto de fusão e boa resistência ao desgaste e corrosão ácida (Sisco & Epremium, 1963), que o torna atrativo para aplicação em diversas áreas de atuação. Dentre as mais importantes podemos destacar a indústria eletro-eletrônica, ligas especiais, catalisadores, ferramentas de corte e materiais compósitos (Sisco & Epremium, 1963; Krehl et al., 1984). Dentre as técnicas comumente utilizadas em seu processamento podemos incluir a Metalurgia do Pó, objeto do presente trabalho.

A importância de se conhecer as propriedades dos pós metálicos em serviço, está relacionada ao fato de que essas propriedades influenciam fortemente o processamento e as propriedades finais de partes e peças obtidas via a rota da Metalurgia do Pó. O conjunto de propriedades dos pós que se deve conhecer é bastante flexível e depende basicamente do processo que se está trabalhando.

Neste trabalho utilizamos pó de nióbio classificado em quatro diferentes faixas granulométricas. O pó de nióbio foi caracterizado sob os seguintes aspectos: tamanho de

partículas, morfologia das partículas, estrutura cristalina (difração de raios X), superfície específica, massa específica aparente e a compactabilidade.

2. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

O pó de nióbio utilizado neste trabalho foi fornecido pela FAENQUIL-DEMAR (Lorena/SP). O pó de nióbio foi classificado através de peneiras em quatro diferentes faixas de tamanho de partículas: -325+400, -400+500, -500+635 e -635 mesh. A Tabela 1 mostra a composição química do pó de nióbio, fornecida pelo fabricante.

Tabela 1: Composição Química do Pó de Nióbio Utilizado.

	Composição química, (ppm-peso)				
Fração (mesh)	Al	Si	C	O	N
-325 +400	<10	<30	<30	2806±120	154±6
-400 +500	<10	<30	<30	3395±184	161±15
-500 +635	<10	<30	<30	3955±17	207±19
-635	<10	<30	<30	4370±35	268±55

A morfologia das partículas do pó utilizado neste trabalho foi determinada com o auxílio de um microscópio eletrônico de varredura, marca Zeiss, modelo DSM 960.

A distribuição de tamanho de partículas do pó foi determinada com o auxílio de um sedigrafo a laser, marca CILAS, modelo HR-850B. O tamanho médio de partículas, para as diferentes faixas granulométricas do pó de nióbio, foi determinado a partir da análise do valor do tamanho de partículas para 50% de massa acumulada nas curvas de distribuição de tamanho de partículas.

O experimento de difração de raios X foi obtido de uma amostra do pó de nióbio, em um equipamento marca SEIFERT & CO, modelo URD 65.

A superfície específica do pó foi determinada através do método BET, utilizando-se N_2 como gás de adsorção.

A densidade aparente do pó de nióbio foi determinada utilizando-se um medidor de vazão Hall, de acordo com o padrão ASTM B212-48 (Chiaverini, 1992).

A etapa de prensagem uniaxial do pó foi realizada numa matriz de aço temperado com cavidade cilíndrica e diâmetro interno de 8 mm, com o auxílio de uma máquina de ensaios universal, marca Panambra-Wolpert, modelo 20 TUZ 750, com capacidade de 20 tf.

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

A Figura 1 mostra o difratograma de raios X do pó de nióbio utilizado neste trabalho. Os principais picos são bem definidos e de alta intensidade em relação ao "background" demonstrando um alto grau de cristalinidade. Os principais picos do difratograma do pó de nióbio estão mostrados na Tabela 2, juntamente com os picos correspondentes do difratograma de uma amostra padrão de nióbio de alta pureza. A comparação dos difratogramas, dada na Tabela 2, demonstra claramente que os espectros do pó de nióbio usado neste trabalho e o nióbio padrão são semelhantes. A partir dos dados experimentais apresentados na Tabela 2 (valores medidos), obtém-se que o valor do parâmetro de rede do

nióbio puro utilizado neste trabalho é de 3,3067 Å. O erro fracional em relação a amostra padrão é da ordem de 0,20%. Este resultado confirma a alta pureza do pó de nióbio.

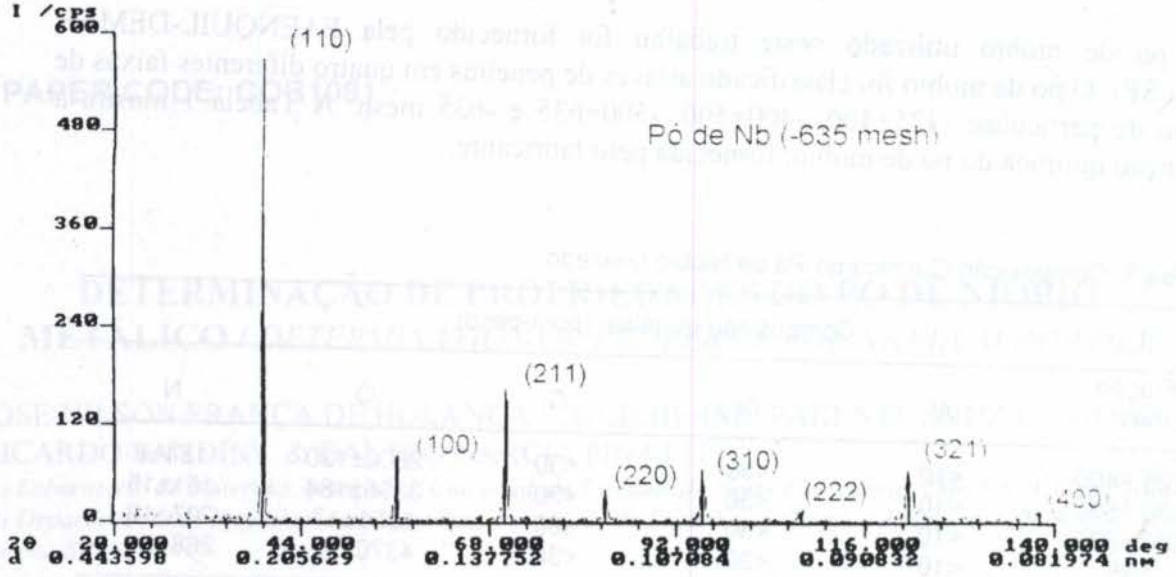


Figura 1: Difratograma de raios X do pó de nióbio (-635 mesh).

Tabela 2: Mostra a Comparação entre os Difratogramas do Pó de Nióbio Utilizado e uma Amostra Padrão de Nióbio.

	Valores Medidos			Padrão de Nb			Diferença	
Linha	2θ (Grau)	d (nm)	I (%)	2θ (Grau)	d (nm)	I (%)	Δ(2θ) (Grau)	Δd (nm)
1	38.800	0.2319	100	38.551	0.2333	100	0.249	-0.0014
2	56.000	0.1641	21	55.660	0.1650	16	0.340	-0.0009
3	70.062	0.1342	31	69.747	0.1347	29	0.315	-0.0005
4	82.918	0.1163	8	82.633	0.1167	8	0.285	-0.0004
5	95.390	0.1042	13	95.149	0.1044	12	0.241	-0.0002
6	108.000	0.0952	2	107.919	0.0953	3	0.081	-0.0001
7	121.627	0.0882	14	121.711	0.0882	19	-0.084	0.0000
8	138.000	0.0825	3	138.037	0.0825	3	-0.037	0.0000

I - Intensidade Relativa (I/I_0).

A morfologia das particulas do pó de nióbio e sua topografia superficial podem ser observadas através das micrografias mostradas nas Figuras 2 e 3. As particulas, para todos os tamanhos, apresentam uma forma tipicamente irregular. Nota-se que as particulas apresentam uma topografia suave com baixas rugosidade e porosidade. Observa-se também uma apreciável quantidade de particulas com tamanho inferior a 10 μm.

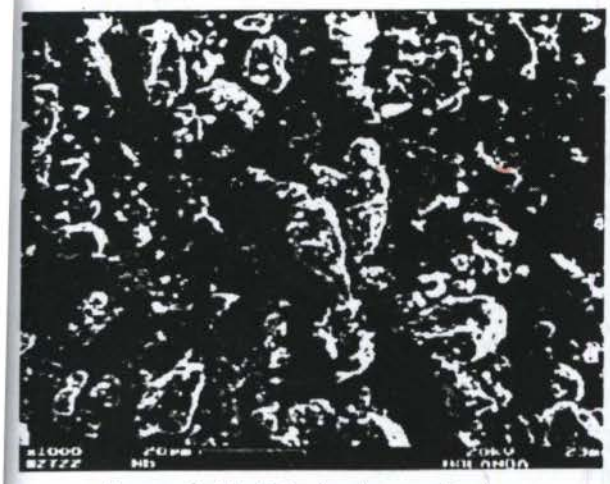


Figura 2: Morfologia das partículas do pó de nióbio (1000x).

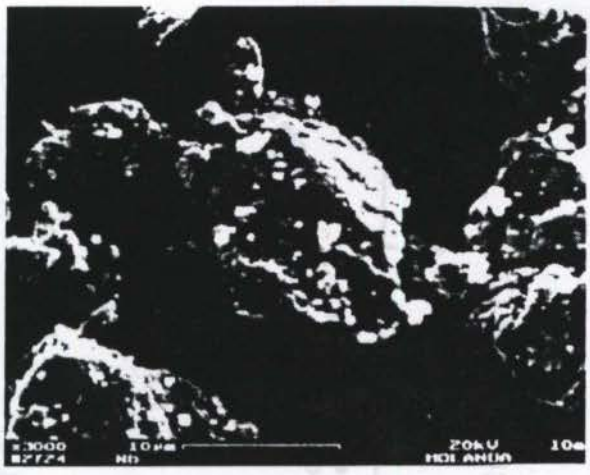


Figura 3: Morfologia das partículas do pó de nióbio (3000x).

A Tabela 3 mostra os resultados de massa específica aparente, tamanho médio de partículas, superfície específica e porosidade fracional para as diversas faixas granulométricas do pó de nióbio. A partir dos tamanhos médios de partículas, foram calculados os valores da superfície específica utilizando-se a equação (Lowell & Shields, 1984):

$$S_P = 6/d_m.\rho \qquad (1)$$

onde d_m é o diâmetro médio de partícula e ρ é a massa específica teórica do material. Pode ser observado que a superfície específica aumenta à medida que o tamanho de partículas diminui, como esperado. Contudo, deve-se ressaltar que a equação (1) não leva em consideração a distribuição de tamanho de partículas, a morfologia irregular e a rugosidade das partículas individuais do pó de nióbio. Na verdade, na aplicação deste modelo foi considerado que as partículas do pó são esféricas e lisas. Isto explica a disparidade entre os valores medidos da superfície específica do pó de nióbio (método BET) e aqueles determinados com o uso da equação (1).

Tabela 3: Mostra os Valores do Tamanho de Partículas; Diâmetro Médio de Partículas, d_m; Superfície Específica das Partículas, S_P; Massa Específica Aparente, ρ_a; e Porosidade Fracional, PF; para o pó de nióbio.

Amostras	Malha da Peneira (mesh)	d_m (μm)	$S_p^{(a)}$ (m^2/g)	$S_p^{(b)}$ (m^2/g)	ρ_a (g/cm^3)	PF (%)
Nb-1	-325,+400	26,84	0,0261	0,4629	3,14	63,36
Nb-2	-400,+500	18,41	0,0380	0,4566	3,00	64,99
Nb-3	-500,+625	13,24	0,0529	0,5438	2,82	67,09
Nb-4	-635	10,27	0,0682	0,6305	2,46	71,29

[a] calculado pela expressão (1)
[b] medido pelo método BET (Sandim & Padilha, 1995)

A Figura 4 mostra as curvas de distribuição de tamanho de partículas para duas faixas granulométricas do pó de nióbio. O maior tempo de moagem aplicado ao pó mais fino é responsável pela sua distribuição de tamanho mais estreita.

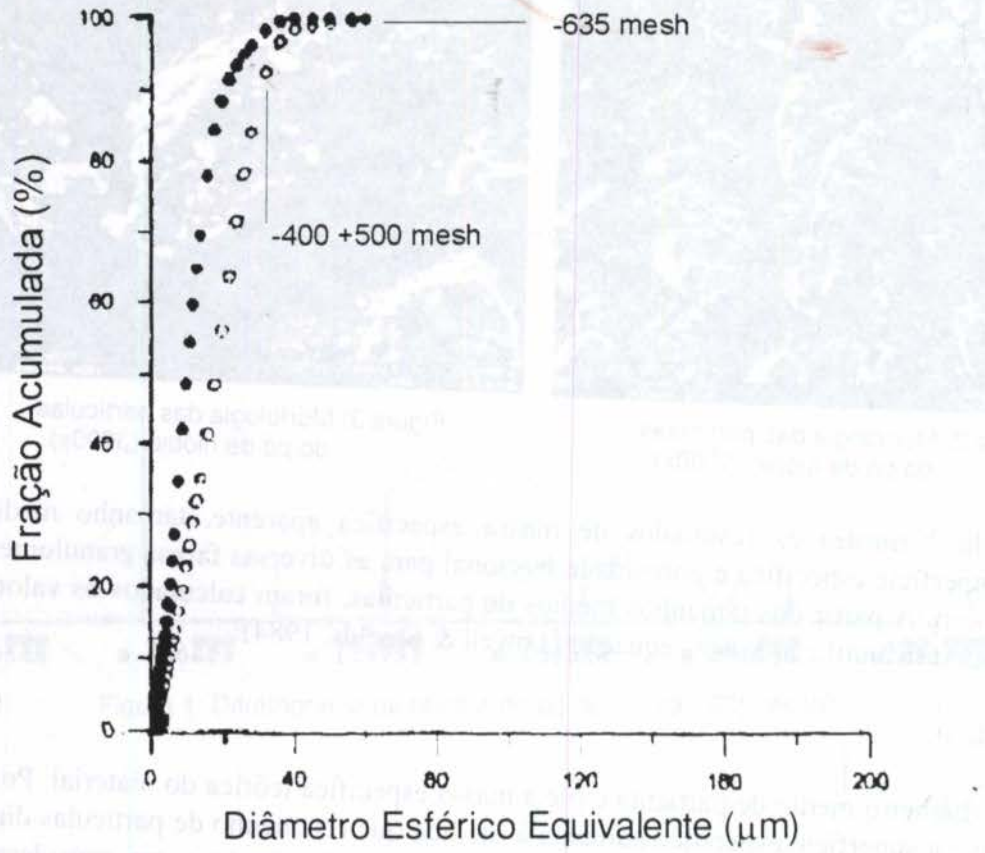


Figura 4: Distribuição de tamanho de partículas para duas frações granulométricas do pó de nióbio.

A relação entre a massa especifica aparente e o tamanho de particula pode ser visualizada na Tabela 3. O pó mais fino apresenta uma menor massa especifica aparente e, em conseqüência, uma maior área superficial. Isto acarretará uma maior área de atrito interparticulas, dificultando o deslizamento entre as particulas e minimizando o empacotamento do pó solto.

Qualquer agregado de particulas de forma singular implica numa porosidade fracional menor do que a unidade, conforme mostrado na equação (Hirshchorn, 1969):

$$PF = 1 - FE \qquad (2)$$

onde PF é a porosidade fracional do pó e FE é o fator de empacotamento, definido como a razão entre a massa especifica aparente do pó e a massa especifica teórica do material. O fator de empacotamento varia com a morfologia e a distribuição de tamanho de particulas. A Tabela 3 apresenta ainda os valores de porosidade fracional do pó de nióbio. Observa-se que o pó mais fino apresenta maior porosidade fracional. Tendo em vista que as quatro faixas granulométricas do pó de nióbio utilizado neste trabalho apresentam a mesma morfologia irregular, é plausível considerar que a distribuição de tamanho de partículas foi o fator predominante para os diferentes valores de porosidade obtidos.

A Figura 5 mostra a relação entre a massa especifica verde e a pressão de compactação para o pó de nióbio em diferentes granulometrias.

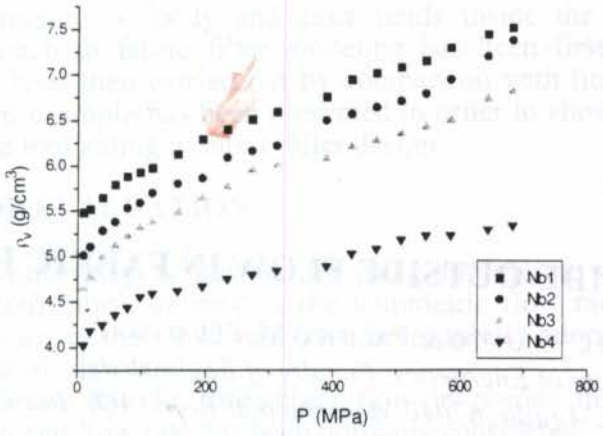


Figura 5: Relação entre a pressão de compactação e a massa específica verde para o pó de nióbio.

Nota-se, na Figura 5, que a massa específica verde aumenta com o tamanho de partículas em toda a faixa de pressão aplicada. Isto ocorre devido a capacidade de pós com granulometria mais grossa sofrerem um menor efeito do atrito entre as partículas, empacotando-se mais eficientemente. Sendo assim, quanto maior for o tamanho de partículas do pó maior será a sua compactabilidade.

4. CONCLUSÕES

Os resultados obtidos no presente trabalho permitem as seguintes conclusões:

- O pó de nióbio estudado apresenta alta pureza, assegurada pela equivalência entre os dados experimentais de difração e valores teóricos.
- Existe uma estreita relação entre as várias faixas de tamanhos de partículas do pó de nióbio e as propriedades investigadas.
- É possível a obtenção de corpos prensados com determinadas características esperadas à partir da escolha correta da faixa granulométrica do pó e da pressão de compactação.

5. REFERÊNCIAS

Chiaverini, V. *Metalurgia do Pó: Técnicas e Produtos*, ABM, 33ª edição, São Paulo, 1992.

Hirshchorn, J. S. *Introduction to Powder Metallurgy*, APMI, Princeton - New Jersey, 2ª edition, 1969.

Krehl, M., *et al.* The Influence of Gas Atmosphere on the First-Stage Sintered of High-Purity Niobium Powder, *Metallurgical Transaction A*, Vol. 15A, pp. 1111-1116, 1984.

Lowell, S. & Shields, J. E. *Powder Surface Area and Porosity*, Edited by B. Scarlett, London, 2ª edition, 1984.

Sandin, H. R. Z. & Padilha, A. F. Processamento do Pó Metálico para Obtenção da Liga Nb-0,5%TiO_2 (ODS), *Anais do IV Seminário de Metalurgia do Pó*, pp. 29-41, São Paulo - SP, 1995.

Sisco, F.T. & Epremium, E. *Columbium and Tantalum*, John Willey & Sons, 1963.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB126

MODELING OF INSIDE-OUTSIDE FLOW IN FABRIC FILTERS

ANTONIO C. CAPUTO & PACIFICO M. PELAGAGGE
Department of Energetics, Faculty of Engineering
University of L'Aquila, 67040 Monteluco di Roio (AQ), Italy
E-mail: caputo@ing.univaq.it

Abstract

Direction of the gas flow from inside the bag towards the outside is representative of shaker type and some reverse-air fabric filter cleaning methods. In this paper, after a short description of the general characteristics of fabric filters, the literature methods to evaluate pressure drop are briefly reviewed. In order to give a contribution toward a more detailed characterization of fabric filters performances, an one-dimensional time-dependent mathematical model has been developed suitable for a fairly precise estimation of pressure, velocity and cake fields inside the filter. The iterative use of this mathematical tool allows for an economic optimization of fabric filters design. Having this in mind, an application example is presented with the aim of highlighting the capabilities of the proposed methodological approach.

Keywords

Fabric filter, mathematical model, computer simulation

1. INTRODUCTION

This paper represents a first contribution to a research programme directed towards the selection criteria optimization of high efficiency gas cleaning systems, based on technical-economical comparison between the main types of equipment for air pollution control. In this study specific reference will be made to fabric filters which allow for obtaining very high degree of particle collection. Fabric filters are widely employed for removing dust from ever increasing sizes industrial process installations, for istance power stations, chemical industries, waste treatment plants (Croom, 1995; Gage, 1976; Hobson, 1976; Payton, 1976). Fabric filter consists of isolated compartments containing cylindrical oblong bags of natural or synthetic fibers. Filtration is usually accomplished by passing particle-laden gas up along the fabric surface and then radially through the bag. Particles are retained in the interstices of the fabric filter building a dust layer (cake) on the bag surface. Fabric filter provides collection of particles sizes ranging from submicron to several hundreds microns. Furthermore, very high dust loading may be controlled giving rise to efficiencies in excess of 99 percent (Croom, 1996). Such a high efficiency primarily arises from the dust cake collected on the bag surface. However, as the dust stratification phenomena progress, at the same time the gas flow resistance increases. As a consequence, the dust cake has to be periodically removed by cleaning of the cloth in order to limit pressure drop at practical economical values. The cleaning method strongly affects fabric filters behaviour also in term of flow direction (Turner et al., 1987). Shaker type and some reverse-air devices impose a gas flow from inside to outside the filter, the opposite instead for pulsed-jet devices (Carr et al., 1988).

Mathematical models based on different degrees of accuracy in fabric filter schematizing may be found in the literature, especially oriented to pressure drop evaluation (Ensor et al., 1984; Nierman and Hood, 1996; Pontius et al., 1988; Turner et al., 1987; Viner et al., 1984). However, a general and reliable simulation model, suitable for a precise estimation of sizing parameters, has not yet been completely developed. With the aim to overcome the actual

2591

limits, a mathematical model of inside-outside flow fabric filters has been developed in this study. The model is based on one-dimensional time-dependent approach, able to fairly precisely estimate pressure, velocity and cake fields inside the filters. In the paper the methodological approach in fabric filter modeling has been firstly illustrated. Simulation result evaluation has been then carried out by comparison with literature experimental data. Finally, an application example has been presented in order to show the mathematical model capabilities as flexible tool aiding in fabric filter design.

2. PRESSURE DROP EVALUATION

Pressure drop control may be pursued by using appropriate values for the permeation velocity (or gas-to-cloth ratio), defined as the volumetric flow rate divided by fabric area. Permeation velocities lower than 0.02 m/s have been usually adopted in inside-outside flow fabric filters (Winch et al., 1984).

According to Darcy's law for streamline flow in porous media, a linear correlation between pressure drop and flow rate has been normally considered:

$$\Delta P = K_1 \cdot V_P + K_2 \cdot W \cdot V_P \qquad (1)$$

where ΔP is the pressure drop [Pa], V_P is the permeation velocity [m/s], W is the dust loading on filter [kg/m^2], K_1 and K_2 are respectively the specific resistance of fabric [kg/(m^2 s)] and of cake [1/s]. A value for K_1 may be determined from fabric permeability, defined as the gas velocity through clean fabric at an applied pressure drop of 125 Pa (Koehler and Leith, 1983).

Since part of the dust layer remains on the filter after cleaning producing a permanent or residual cake which strongly increases K_1 value, equation (1) is often rewritten as (Dennis et al., 1980; Dirgo et al., 1983):

$$\Delta P = S_T \cdot V_P = \left(S_E + K_2 \cdot W\right) \cdot V_P \qquad (2)$$

where S_T is the total normalized drag of the system and S_E is the effective residual drag.

Value for S_E are usually determined by extrapolation to the beginning of a filtering cycle from the nearly linear part of the curve that relates the drag at constant flow rate to the elapsed time (Pontius et al., 1988). The slope of the linear part of this curve represents also the K_2 value. However, such a procedure needs for measurements in filtration experiments.

When experimental data are unavailable, S_E value may be estimated by:

$$S_E = K_1 + K_{2R} \cdot W_R \qquad (3)$$

where W_R is the residual dust loading on filter and K_{2R} is the specific resistance of the residual cake. Wr ranges from 100 and 1000 [g/m^2] and K_{2R} may be approximated to K_2 value (Dennis et al., 1981; Cushing et al., 1988; Vandewalle et al., 1988). In some cases K_{2R} may be greater than K_2 depending on compacting and cohesivity effects during filtration cycles.

Cake resistance may be evaluated resorting to the classical Carman-Kozeny formulation (Carman, 1937), which still represents the best compromise between ease of use and accuracy, that for sherical particles is:

$$K_2 = \frac{18 \cdot \mu}{\rho_P \cdot d^2} R \qquad (4)$$

where μ is the gas viscosity [cP], ρ_P is the particle density [kg/m^3], d is the particle diameter [μm] and R the resistance factor.

The R factor may be expressed as:

$$R = \frac{10\,(1-\varepsilon)}{\varepsilon^3} \qquad (5)$$

where ε is the porosity (or void volume) of the dust cake.

A modified correlation between R and ε has been proposed by Happel (1958) based on solution of the cell or free surface model:

$$R = \frac{3 + 2\cdot(1-\varepsilon)^{5/3}}{3 - 4.5\cdot(1-\varepsilon)^{1/3} + 4.5\cdot(1-\varepsilon)^{5/3} - 3\cdot(1-\varepsilon)^{2}} \quad (6)$$

The two models yield different resistance factor for porosity greater of about 0.7 (high porosities).

Some authors propose also semi-empirical aproaches for predicting K_2 from a volume-surface mean particle diameter for a lognormal size distribution (Dirgo et al., 1983).
A comparison of K_2 evaluated from Carman-Kozeny and Happel models with experimental values (Dennis et al., 1980) is shown in Table I.

Table I: Comparison of experimental and evaluated K_2 values

Dust type	Average diameter μm	Porosity	Experimental K_2 (N-s)/(kg-m)	Carman-Kozeny (N-s)/(kg-m)	Happel (N-s) (kg-m)
Coal Fly Ash (cyclone fired)	5.0	0.59	137400	143734	145444
"	6.38	0.59	84000	88279	89329
"	3.8	0.53	381000	393570	419520
Coal Fly Ash (stoker fired)	11.3	0.56	63000	71386	74198
Coal Fly Ash (Mun. Incin.)	3	0.5	1800000	1066667	1100358
Coal Fly Ash (Mun. Incin.)	10	0.59	50000	47900	54310
Lignite Flyash (Pulverized)	8.85	0.48	80400	83628	86253

Equation (2) may be modified obtaining pressure drop as a function of the filter working time (Dirgo et al., 1983; Turner et al., 1987):

$$\Delta P = S_E \cdot V_P + K_2 \cdot C \cdot V_P^2 \cdot \theta_F \quad (7)$$

where C is the particles concentration in the gas stream [kg/m^3] and θ_F is the filtration time [s]. This expression directly derives from dust loading definition as:

$$W = \frac{C \cdot S \cdot V_P \cdot \theta_F}{S} \quad (8)$$

where S is the fabric surface area (m^2).

3. INSIDE-OUTSIDE FLOW MODEL

Since a dust cake is building up on the filter, the inherent collection efficiency is so high that, for practical purposes, the precise level has not commonly been the subject of much concern. Therefore, attention has been focused on the definition of optimal levels for filtering surface, pressure drop and filtration time, to be obtained in order to minimize capital and operating costs of the overall pollution control system.

The mathematical model is based on a schematization of the filter in which the bag is assumed of cylindrical shape, with diameter D and length L, open at an extremity and closed at the other (figure 1). The gas flow, laden with particles, enters axially from the open extremity, with velocity V_{xin}, and exits radially through the cylindrical fabric surface. The axial velocity decreases along the filter, assuming null value at the closed end. At the same time, the pressure increases axially, from the upstream value P_{in}, and then decreases abruptly inside the cake and fabric, assuming finally the downstream value P_{out} at the outside surface.

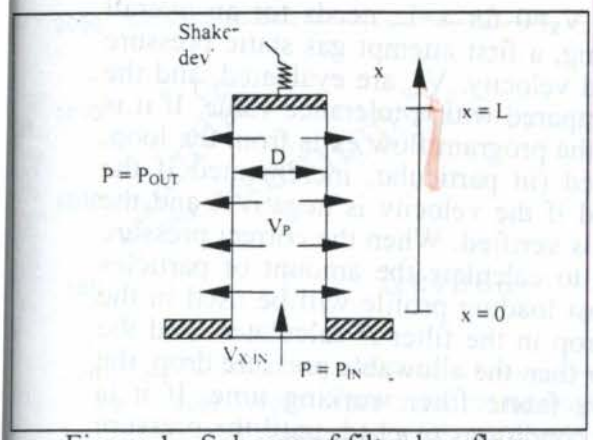


Figure 1 - Scheme of filter bag flow

The following assumptions were taken in the model implementation:

- the gas flow is unidimensional inside the fabric filter (i.e., fields of V_x and V_P depend only on x coordinate);
- the field of pressure is unidimensional;
- the gas pressure downstream the fabric filter is constant;
- the shape of dust particles is spherical.

Under these hypotheses, the continuity requirement gives:

$$\frac{\partial V_x(x)}{\partial x} = -4 \cdot \frac{V_p(x)}{D} \tag{9}$$

The boundary conditions at the bottom and at the top of the fabric filter are:

$$\begin{cases} x = 0 \;\Rightarrow\; V_x = V_{xin} \\ x = L \;\Rightarrow\; V_x = 0 \end{cases} \tag{10}$$

For the conservation of energy, the Bernoulli equation may be applied along the x coordinate:

$$\frac{\partial P(x)}{\partial x} = -\rho_G \cdot V_x(x) \frac{\partial V_x(x)}{\partial x} \tag{11}$$

where ρ_G is the gas density [kg/m^3].

Deriving permeation velocity from eq. (2), one has:

$$V_p(x,\theta) = \frac{P(x,\theta) - P_{out}}{S_E + K_2 \cdot W(x,\theta)} \tag{12}$$

where $P(x,\theta)$ represents the local pressure inside the filter at time θ, P_{out} the overall constant pressure outside the filter and $W(x,\theta)$ the local dust loading.

Introducing eq. (12), flow and energy conservation equations may be rewritten as:

$$\begin{cases} \dfrac{\partial V_x(x,\theta)}{\partial x} = -\dfrac{4\left[P(x,\theta) - P_{out}\right]}{D \cdot \left[S_E + K_2 \cdot W(x,\theta)\right]} \\ \dfrac{\partial P(x,\theta)}{\partial x} = \rho_G V_x(x,\theta) \dfrac{4\left[P(x,\theta) - P_{out}\right]}{D \cdot \left[S_E + K_2 \cdot W(x,\theta)\right]} \end{cases} \tag{13}$$

From this set of differential equations, the fields of pressure and velocity inside the fabric filter may be evaluated when the dust loading profile in x and θ is know.

A numerical solution based on Runge-Kutta method has been adopted. At each integration step $\Delta\theta$, solving firstly equation set (13), $V_x(x,\theta_i)$ and $P(x,\theta_i)$ at generic time θ_i may be calculated. The corresponding permeation velocity profile, $V_P(x,\theta_i)$, may be therefore evaluated from equation (12). At this point the new dust loading profile is given by:

$$W(x,\theta_i) = W(x,\theta_{i-1}) + C \cdot \Delta\theta \cdot V_p(x,\theta_i) \tag{14}$$

That is, an equivalent system drag is introduced, depending on time and x coordinate (Schmidt et al., 1991):

$$S_T^*(x,\theta_i) = S_E + K_2 \cdot W(x,\theta_i) \tag{15}$$

The requirement to satisfy the boundary condition $V_x=0$ for x=L, needs for an overall iterative procedure, following described. At the beginning, a first attempt gas static pressure upstream, P_{in}, is assumed. The fields of pressure, P, and velocity, V_x, are evaluated, and the absolute value of V_x at the end of the filter (x=L) is compared with a tolerance value. If it is inside the tolerance, the fields evaluated are correct and the program flow exits from the loop. Otherwise, the gas static pressure upstream is corrected (in particular, incremented if the velocity at the end of the filter is positive, decremented if the velocity is negative) and the fields are recalculated, until the top boundary condition is verified. When the correct pressure and velocity fields have been evaluated, it is possible to calculate the amount of particles collected on the filter in the time span $\Delta\theta$. The new dust loading profile will be used in the next loop of the program. At this point, the pressure drop in the filter is calculated, and the time is incremented. If the pressure drop found is greater then the allowable pressure drop, the program stops, and the time evaluated is the effective fabric filter working time. If it is smaller, the entire program is run again, under the new conditions reached, until the pressure drop exceeds the allowable value. The fabric filter working time constitutes essentially the output of the program, together with the total pressure upstream necessary to displace the flow inside the filter and to overcome the pressure drop in the cake.

The data to be input in the computer program are:

- filter physical dimensions (diameter D, length L);
- gas flow rate per filter unit (Q);
- gas pressure downstream (P_{out});
- gas physical characteristics: density (ρ_G), viscosity (μ);
- particles characteristics: concentration (C), mean diameter (d), porosity (ε), density(ρ_P);
- allowable gas pressure drop (ΔP_T);
- time increment at each program cycle ($\Delta\theta$).

The repetitive use of the program, in which physical characteristics of the filter and operating conditions of the system are appropriately changed at each step, may bring to the minimization of fabric filter capital and operating costs.

4. MODEL VERIFICATION

The mathematical model reliability has been verified by comparison with literature experimental data. For istance, in this paper reference will be made to full scale operation of two baghouse installations in low-sulfur coal fired power plants (Barranger, 1984). Main characteristics of two plants, named respectively Nevada and Utah, are shown in table II. In both cases collection efficiencies greater than 99.5% are allowed. Performances of the two baghouse systems were measured in term of pressure drop and fabric filter working time. Experimental operating conditions and observed performances are resumed in table III.

Table II: Nevada & Utah plant characteristics

	Nevada	Utah
Boiler Size (MW)	250	400
Fuel	Low Sulfur Western Pulverized Coal	
Total Flue Gas Flow Rate (m^3/s)	680	970
Flue Gas Temperature (°C)	134	127
Filter Bag Material	Fiberglass	Fiberglass
Bag Length (m)	10.82	11.12
Bag Diameter (m)	0.3048	0.3048
Quantity of Filter Bags	6912	10440
Cleaning Method	Reverse Air	

Table III: Experimental operating conditions and performances

	Nevada		Utah	
	OC_1	OC_2	OC_1	OC_2
C [mg/Nm³]	9500 ± 10%	5500 ± 10%	7400 ± 10%	5200 ± 10%
V_P [m/s]	0.01225 ± 10%	0.00845 ± 10%	0.0125 ± 10%	0.00995 ± 10%
$S_F V_P$ [Pa]	750	750	750	750
ΔP [Pa]	1250 ± 10%	1250 ± 10%	1250 ± 10%	1250 ± 10%
θ_F [s]	5400 ± 10%	12600 ± 10%	3600 ± 10%	18000 ± 10%

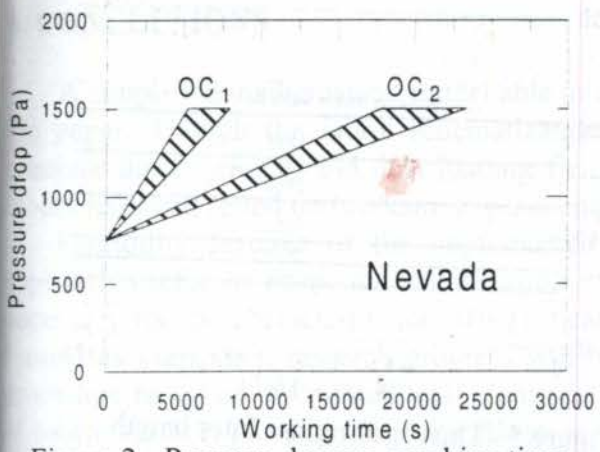


Figure 2 - Pressure drop vs. working time

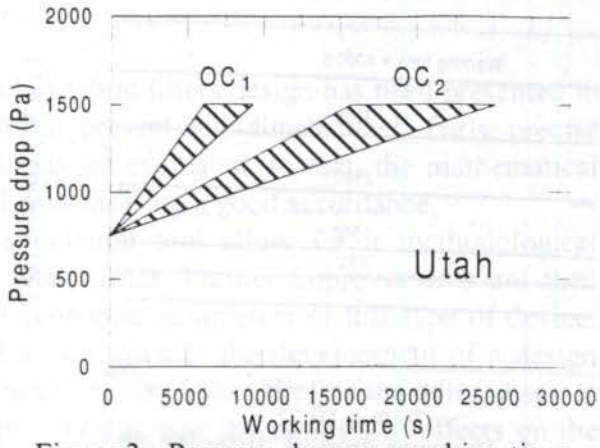


Figure 3 - Pressure drop vs. working time

Pressure drop trends vs. fabric filter working time have been simulated by the proposed mathematical model, with reference to Nevada baghouse system in the OC_1 and OC_2 experimental operating conditions (figure 2). A K_2 value of 90000 s^{-1} has been estimated from particulate characteristics. Hatched region for each operating condition represents simulation results corresponding to the variability ranges of inlet concentration (C) and permeation velocity (V_P). Agreement of simulated behaviour with observed performances seems to be adequate with the model hypotheses. A difference lower than 10% between calculated and measured filtration times to reach pressure drop around 1250 Pa has been obtained in both operating conditions.

Comparison of mathematical model results based on Utah baghouse system performs in a similar way. A K_2 value of 80000 s^{-1} has been adopted in the simulation runs. Figure 3 shows again the pressure drop trend vs. working time for the two experimental operating conditions. In this case too, differences inside the tolerance interval have been obtained between calculated and measured filtration times.

Ability of simulation trends to represent experimental behaviour appears compatible with the aim of this study, when measured data scattering has been also taken into account, supporting effectiveness and generality of the proposed modeling approach. Further comparisons have been carried out both with experimental data and with a mathematical model developed for very different filtering medium and operating scenario (Ushiki et al., 1989), confirming results of comparison analyses with Nevada and Utah plants.

5. APPLICATION EXAMPLE

In order to point out model capabilities as a flexible tool aiding in fabric filter design, reference will be made to a polluted stream whose characteristics are summarized in table IV.

Figures 4 and 5 show pressure drop and dust loading fields along filter length for different working times. Effect of pressure drop on filtration time has been evidenced in figure 6 for different filter surface and gas flow rate, Q (m^3/s). Curves with the same permeation velocity have been also reported for completeness. Figure 7 shows, instead, effect of inlet particle concentration, C (g/m^3) on filtration time, for different bag areas and pressure drop.

Table IV: Polluted stream characteristics

Gas density ρ_c (kg m3)	1.2
Gas viscosity μ (Pa s)	2.0×10^{-5}
Particles concentration C (g/m^3)	7
Particles density ρ_p (kg/m^3)	2000
Particles mean diameter d (μm)	6
Cake porosity ε (dimensionless)	0.53

The resulting maps may be used in various ways, for instance:

- imposed the permeation velocity, the desired surface may be obtained choosing the polluted stream flow rate, then the working time ensues;
- imposed the working time, again the surface per filter unit comes from polluted stream flow rate choice.

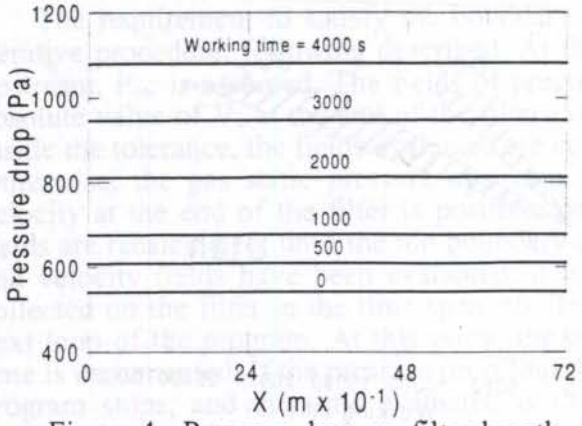


Figure 4 - Pressure drop vs. filter length

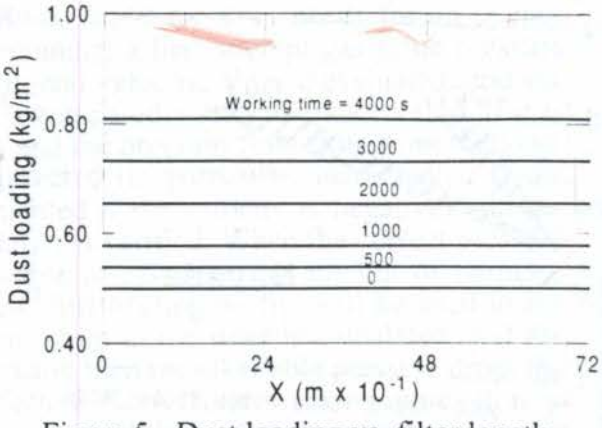


Figure 5 - Dust loading vs. filter length

Procedure may be repeated in order to check for pressure drop effect. As a result many fabric filter arrangements may be compared, differing in:

- surface, directly affecting capital costs;
- pressure drop, directly affecting operating costs;
- working time, inversely affecting maintenance costs.

Introducing economical data, discounted total plant cost may be obtained at a specified interest rate and economic life. Minimization of such total cost function will allow for optimal fabric filter design.

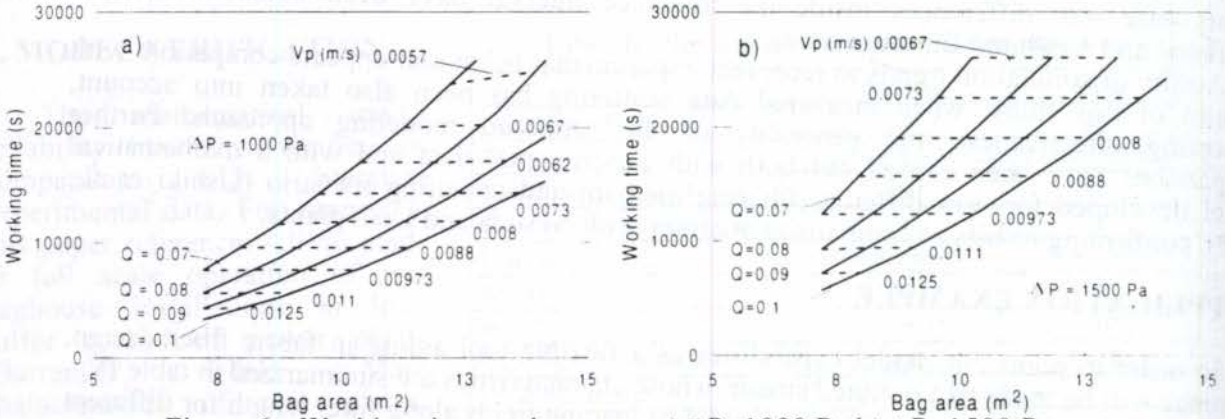


Figure 6 - Working time vs. bag area: a) ΔP=1000 Pa b) ΔP=1500 Pa

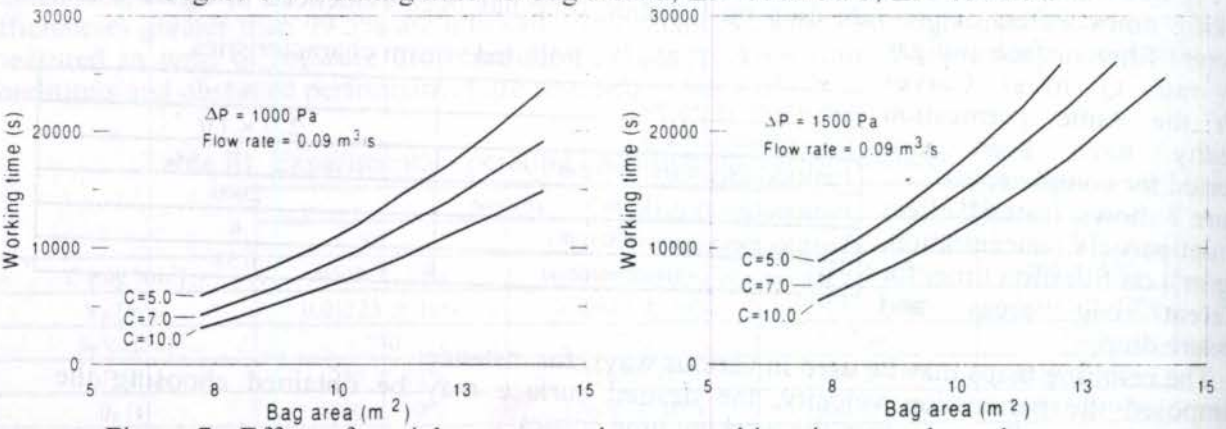


Figure 7 - Effect of particle concentration on working time trends vs. bag area

6. CONCLUSIONS

A simplified mathematical model able to aid in fabric filters design has been presented in the paper. Though the fabric schematization is at present one-dimensional, fairly precise pressure drop, velocity and dust loading fields may be evaluated. In fact, the mathematical model has been tested on literature experimental data showing a good accordance.

Flexibility features of the implemented simulation tool allow for a methodological approach useful in economic optimization of fabric filter. Further improvements are then necessary for the characterization of significant economic parameters of this type of device. From this viewpoint, research progress will be aimed towards the development of a design procedure based on discounted total plant cost minimization, able to define the optimal set up of fabric surface, pressure drop and filtration time. In this way the analysis of effects on the optimal design of operating factors will be possible.

At the same time, modeling of outside-inside flow has been also undertaken in order to represent pulsed-jet fabric filters too. In this case, effects of both supporting rodes presence together with fabric section reduction and particle concentration profile outside the bag, assume great importance.

7. REFERENCES

BARRANGER, C.B., Full Scale Operation and Performance of Two New Baghouse Installations, Proceedings of the V Particulate Control Symposium, Vol. II, Kansas City, march 27-30, 1984.

CARMAN, P.C., Fluid Flow through Granular Beds, Trans. Inst. of Chemical Engineers, vol. 15, p. 150, 1937

CARR, R.C., VANDEWALLE, A. TH. M., SMITH, W.B., Pulse-jet Fabric Filters for the U. S. Electric Utility Industry, Proceedings of the VII Particulate Control Symposium, Vol. II, Nashville, march 22-25, 1988.

CROOM, M.L., Filter Dust Collectors, McGraw Hill, New York, 1995.

CROOM, M. L., New Developments in Filter Dust Collection, Chemical Engineering, pp.80-84, Feb. 1996.

CUSHING, K.M., BUSTARD, C. J., SMITH, W. B., PIULLE, W. V., CARR, R. C., Fabric Filter Options for Low-Sulfur Coal, Proceedings from VII Particulate Control Symposium, Vol. II, Nashville, march 22-25, 1988.

DENNIS, R. J., DIRGO, A., Comparison of Laboratory and Field Derived K_2 Values for Dust Collected on Fabric Filters, U.S. Japan Seminar on Measurement and Control of Particulate generated from Human activities, Kyoto-Tokyo, november 11-13, Japan, 1980.

DENNIS, R., WILER, J.E., HARMON, D.L., Predicting Pressure Loss for Pulse Jet Filters, Journal of the Air Pollution Control Association, Vol. 31, n.9, pp. 987-992, 1981.

DIRGO, J. A., COOPER, D. W., Theoretical Investigation of Pressure Drop in Combined Cyclone and Fabric Filter Systems, Atmospheric Environment, vol.17, n.1 pp.161-167, 1983.

ENSOR, D. S., VANOSDELL, D. W., VINER, A. S., DONOVAN, R. P., HOVIS, L. S., Modeling Baghouse Performance, Proceedings of V Particulate Control Symposium, Kansas City, march 27-30, 1984.

GAGE, J. R., Glass Bag Filters for Lime Kiln Exhaust, Journal of the Air Pollution Control Association, Vol. 26, n.1, pp. 26-31, 1976.

HAPPEL, J., Viscous Flow in Multiparticle Systems: Slow Motion of Fluids Relative to Beds of Spherical Particles, AIChE Journal, vol. 4, pp. 197-201, 1958.

HOBSON, M. J., Review of Baghouse Systems for Boiler Plants, Journal of the Air Pollution Control Association, Vol. 26, n.1, pp. 22-26, 1976.

KOEHLER, J.L., LEITH, D.,Model Calibration for Pressure Drop in a Pulse-Jet Cleaned Fabric Filter, Atmospheric Environment, vol. 17, N. 10 pp.1909-1913, 1983.

NIERMAN, H., HOOD, A. M., How to Monitor Pulse-jet Baghouses, Chemical Engineering, March 1996, pp. 114-119.

PAYTON, R. N., Innovations in Ferroalloy Baghouse System Design, Journal of the Air Pollution Control Association, Vol. 26, n.1, pp. 18-22, 1976.

PONTIUS, D. H., BUSTARD, C. J., CHANG, R. L, Using the Fabric Filter Gas Model to Simulate the Operation of a Pilot Scale Baghouse, Proceedings of the VII Particulate Control Symposium, Vol. II, Nashville, march 22-25, 1988.

PONTIUS, D.H., SMITH, W.B., Method for Computing Flow Distribution and Pressure Drop in Multichambered Baghouses, Journal of the Air Pollution Control Association, Vol. 38, n.1, pp. 39-45, 1988.

SCHMIDT, E., LOFFLER, F.,The Simulation of Dust Collection on Filter Bags, Proceedings of IX Particulate Control Symposium, 15-18 october, Williamsburg, 1991.

TURNER, J. H., VINER, A. S., MCKENNA, J. D., JENKINS, R. E., VATAVUK, W. M., Sizing and Costing of Fabric Filters. Part I: Sizing Considerations, Journal of the Air Pollution Control Association, vol. 37, n. 6, pp. 747-759, 1987.

VANDEWALLE A. T. M., H. F. JOHNSON, Australian Experience with Fabric Filters on Power Boilers-An Update for 1987, Proceedings from the VII Part. Control Symposium, Vol. II, Nashville, march 22-25, 1988.

VINER, A. S., DONOVAN, R. P., ENSOR, D. S. HOVIS, L. S., Comparison of Baghouse Test Results with the GCA/EPA Design Model, Journal of the Air Pollution Control Association, vol. 34, n. 8, pp. 872-880, 1984.

USHIKI, K., TIEN, C., Analysis of Filter Candle Performance, Powder Technology, 58 pp.243-258, 1989.

WINCH, R. A., PFLUG JR, L. J., Start-Up and Operation of a Reverse-Air Fabric Filter on a 550 MW Boiler, Proceedings from the V Particulate Control Symposium, Kansas City, march 27-30, 1984.

UNESP COBEM 97

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1275

Study and Design of a Batch Incinerator for Toxic Wastes

MASSIMO BERTOLO & FRANCESCO FLORIS
Università di Cagliari, Dipartimento di Ingegneria Meccanica, Piazza D'armi 09123 Cagliari, Italy

Abstract

This paper describes a simple software tool developed to design a batch incinerator for toxic wastes. The first chapter describes ways to avoid the recombination of dioxins and production of NOx, CO. A computerized procedure to design the incinerator is described. The second part of the paper deals with the design and operation of a fully automatic incinerator. Simple oxygen and thermocouple probes drive a servo-control system to bring emission parameters into line with legislation with no reference to waste composition. The pilot plant was tested to validate the computerized procedure. For temperature and gas composition measures inside the flame, a water cooled probe was designed. Gas flow rate was measured with calibrated diaphragms. All data were acquired via computer. The incinerator has two combustion chambers. In the first one the waste is destroyed in a pyrolysis like process with low oxygen supply at low temperature and turbulence. The flue gases enter in the afterburner where they burn at high temperature and turbulence with excess oxygen. A fluidynamic analysis of afterburner was performed with a finite volume software. The software calculated data were compared with the data collected in the experimental campaign and the computerized procedure results.

Keywords

Incinerator, Dioxin, Toxic, Waste, Fluidynamic.

1. INTRODUCTION

A fully automatic batch waste incinerator is studied. Thanks to the thermocouples and oxygen probes, which give the feedback to the servo control system, the incinerator is able to control itself in order to meet the parameters fixed by the law which are introduced in a simple control panel, without taking into account the waste or auxiliary gas composition. The incinerator has two chambers. In the first, where the waste is introduced, the combustion takes place in an understoichiometric condition, at low temperature and turbulence. All the exhausts from the first chamber pass into a second chamber, where they burn at high temperature, high oxygen percentage and high turbulence, destroying all the dioxin and avoiding CO and NOx.

2. POLLUTANT PRODUCTION

2.1 Dioxin

Polychlordibenzodioxins (PCDD) and polychlordibenzofurans (PCDF) are very dangerous substances whose toxicities are related to their chlorine content and structure.

The recombination of dioxins has been investigated since Olie et al.(1977) discovered their presence in fly ash of municipal waste incinerators.

Dioxins are thermally destroyed at 930 K, but a lot of studies have found out *de novo*

synthesis PCDD and PCDF (Hagenmaiser et al., 1987). It is assumed that the oxygen in the flue gas, thanks to the catalytic effect of fly ash, is responsible for the recombination of dioxin in the gas temperature critical range of 560-720 K.

2.2 Nitrogen oxide

The Nitrogen responsible for the formation of nitrogen oxides (NOx) comes from the air and the nitrogen compounds of waste or auxiliary fuel. During combustion the most important oxide is nitrogen monoxide, which oxides to NO_2 in the ambient.

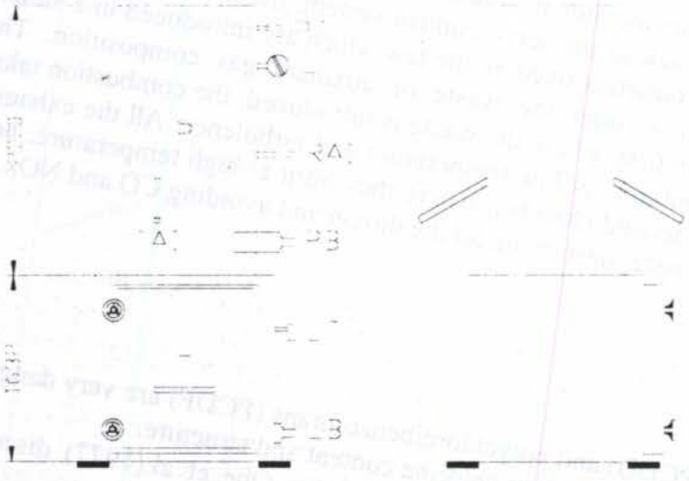
There are three acknowledged combination processes. The *thermal NO* is influenced by combustion temperature and by oxygen percentage during combustion. In order to reduce the NO related to this process, the combustion must take place at low temperature and with low percentage of oxygen. Unfortunately this is the best method to produce CO. The goal is to have a balance between the two undesired oxides, and this can be achieved with the staged combustion, adding more oxygen just after the flame core, in the cold part of the flame. The *fuel NO* is the reaction of HCN, the main nitrogen compound of fuel. This process is ruled by two main reactions: one is the reaction of compound of oxygen Ox, resulting in the production of NO; the other is the reaction of compound of nitrogen, mainly NO, giving N_2. This two reactions take place at high speed, in the flame combustion zone. At the outlet of this zone all the fuel nitrogen has reacted to NO and N_2. In order to reduce the formation of NO, again, the percentage of oxygen in the flame core must be reduced. Another technique is to recirculate the flue gas inside the flame core. The prompt NO reaction takes place in the front of flame with high percentage of fuel. It is due to the reaction of N_2 with Cx radicals, giving HCN and then NO or N_2 according the *fuel NO* process.

3. THE BATCH INCINERATOR

A batch incinerator for toxic waste is dedicated to small factories because it is able to solve the waste problem with a simple plant, without any flue gas treating system.

3.1 Geometry

The incinerator has two chambers (see figure 1).



LB	Laboratory burner
PB	Afterburner
L	Laboratory
P	Postcombustor
LT	Lab. thermocouple
PT	Postc. thermocouple
0	Oxygen probe
TAI	Tangential air inlet
RAI	Radial air inlet

Figure 1 - Batch incinerator

The waste is introduced in the first chamber named laboratory. Here the combustion takes place in understoichiometric conditions, at low temperature and very low turbulence. The process is very close to pyrolysis. All the exhausts from the first chamber pass into a second chamber, the afterburner, where they burn at high temperature, high oxygen percentage and high turbulence, destroying all the dioxin and avoiding the formation of CO and NOx. Thanks to the very low turbulence, all the dust and heavy metal compounds remain in the first chamber without the need of a gas treatment station, which is often the source of the recombination of dioxin.

As it can be seen in figure 1, the positions of the radial and tangential air inlets were chosen to provide oxygen just after the flame core of the exhausts coming from the laboratory, heated by the second chamber burner. This permits to have oxygen low percentage in the high temperature zone of the flame, and gives enough oxygen just out of this zone to complete the combustion and avoid the CO formation. The lower tangential inlet creates an air annulus avoiding the direct injection in the flame core. The upper radial inlet is responsible for the high turbulence in the second part of the afterburner, and for the gas combustion to be complete.

3.2 Servo control system

A batch incinerator must be very simple, without any expensive flue gas treating system. This can be achieved if the servo control system, whose design has to be simple too, is able to enforce the parameters set to be constant during the waste combustion.

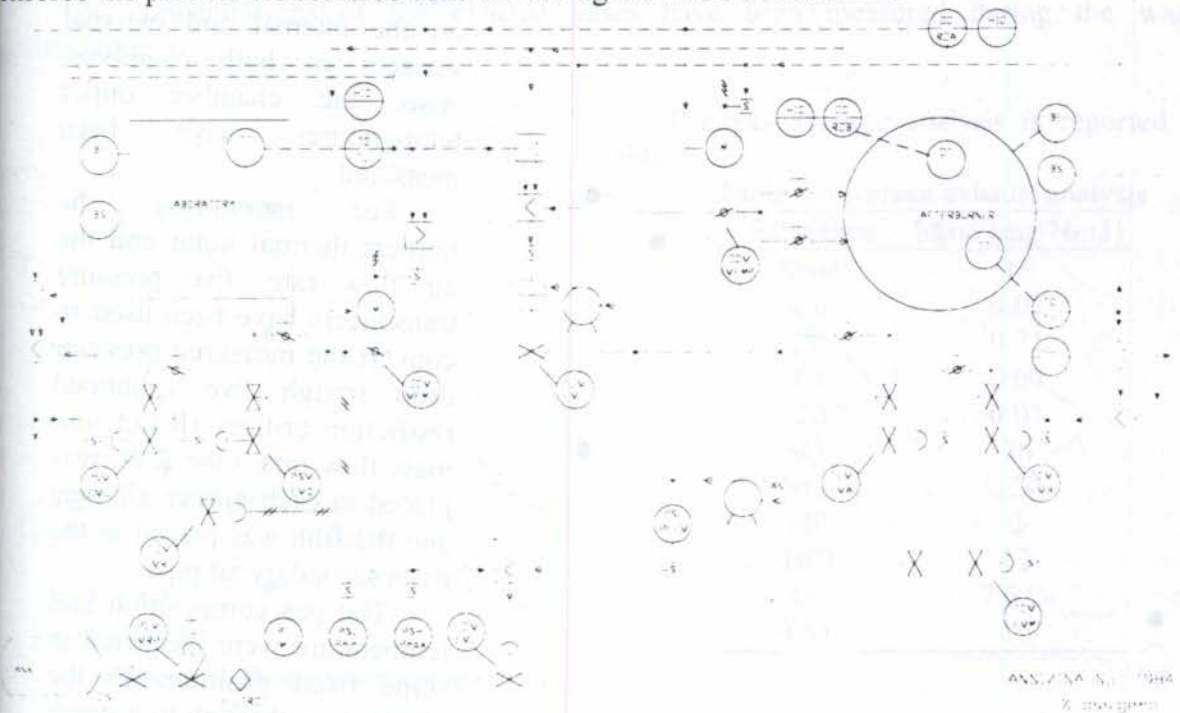


Figure 2 - Logic scheme

There are just three probes, being the feedback for the waste combustion. A first hermocouple is placed in the first chamber. It is responsible for controlling the laboratory urner in order to respect the fixed value, 950 K. A second thermocouple is placed just before he afterburner outlet. This probe has an important function: to control the second chamber urner in order to enforce the pre-set value for the flue gas temperature, 1473 K. If the emperature is raising too much this probe will slow down the laboratory burner in order to educe the gas coming from this first chamber. If this is not enough, it will close the laboratory ir completely. The third probe is an oxygen probe. Thanks to its feedback, the value of the

oxygen percentage at the incinerator outlet, the probe allows the pre-set values of 6 to 11 % in mass to be enforced. This probe of course is controlling the butterfly valve which regulates the surplus air added to the afterburner through the radial and tangential pipes.

The probes provide the feedback for three simple PID regulators, whose set-up values can be simply modified, according the pre-set parameters, without taking into account the waste composition. The set-up logic scheme is reported in figure 2 (Bertolo, 1991).

4. EXPERIMENTAL PROCEDURE

With the aim of verifying the proper design of the servo control system and the chamber geometry, a test (see figure 3) was performed in a batch incinerator with two 377 kW burners, one for each chamber, two tangential and one radial secondary air inlets.

The following pre-set parameters have been fixed:

- Laboratory outlet temperature 800 °C
- Afterburner outlet temperature 1200 °C
- Exhaust Oxygen content 7.5 % (vol.)

Propane was used as burner fuel, the waste lower heat value was 25.31 MJ/kg. The waste analysis is reported in table 1.

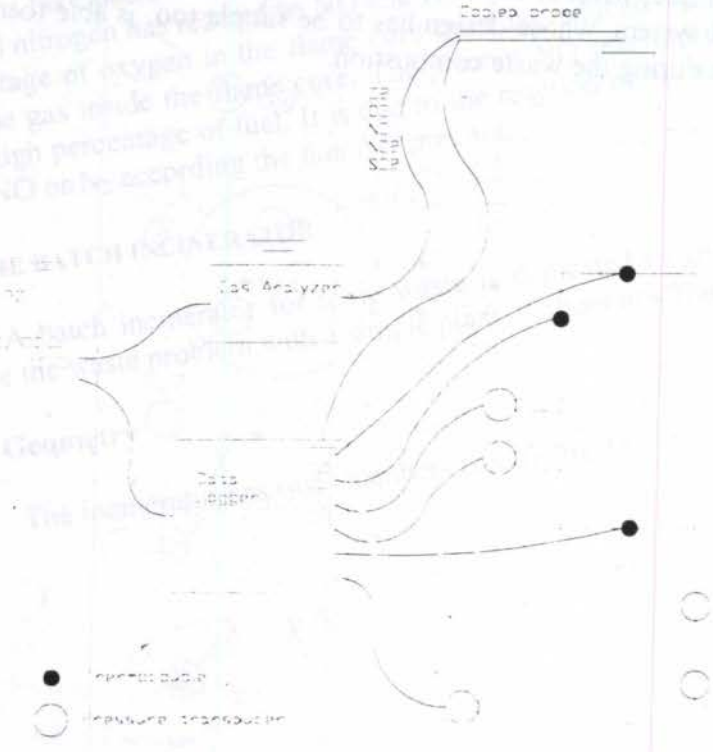


Figure 3 - Experimental set-up

For monitoring the temperature field, some thermocouples have been fixed on the internal and external surfaces of both chambers. Also, the chamber outlet temperatures have been measured.

For monitoring the burners thermal input and the air flow rate, five pressure transducers have been used to convert the measured pressure drop trough five calibrated restriction orifices (R.O.) into mass flow rate. One R.O. was placed in each burner air pipe and the fifth was placed in the main secondary air pipe.

The gas composition and temperature were measured in some fixed positions in the afterburner, through to a water cooled probe.

Table 1: Waste analysis

Substance	Mass %	Inert	Mass %	Inert	Mass %	Inert	Mass %	Inert	Mass %
C	44.16	MgO	0.28	Cl	3.2	MnO	0.47	Rb_2O	0.39
H_2	8.51	Al_2O_3	4.2	K_2O	7.5	Fe_2O_3	3.7	SrO	0.28
S_2	0.03	SiO_2	6.2	CaO	64	CuO	0.19	ZrO_2	0.23
N_2	0.46	P_2O_5	1.7	TiO_2	3.2	ZnO	0.38	PbO	0.39
Tot. Inert	46.84	SO_3	2.6	Cr_2O_3	0.72	Br	0.1	ThO_2	0.12

4.1 Water cooled probe

In order to be able to measure the high temperature inside the flame, a water cooled probe has been designed, according to the sketch in figure 4. The tip of the internal thermocouple was shielded to eliminate the radiative heat exchange with the cooler chamber surface. As soon as the gas leaves the thermocouple, it meets a cooled metal part so that its temperature is drastically reduced and the combustion stops. The aspirated gas can now be analyzed.

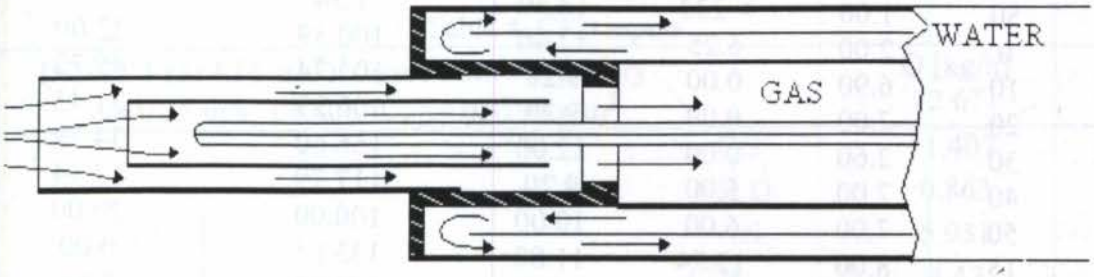


Figure 4 - Sketch of the water cooled probe

4.2 Incineration monitoring

The concentrations of the exhaust gases have been measured during the waste combustion.

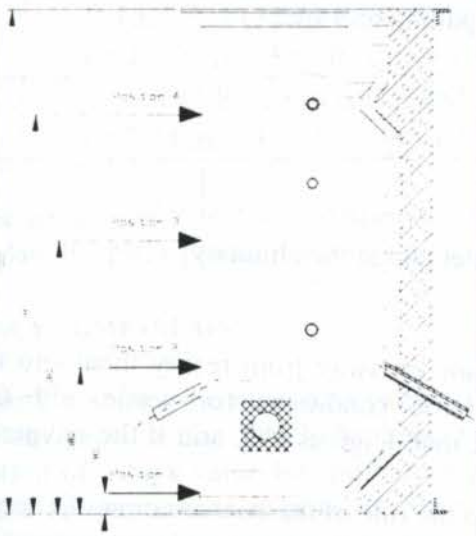


Figure 5 - Probe insertion position

The gas average analysis is reported in table 2.

Table 2: Average exhaust analysis

Substance	Mass [mg/Nm3]
Dust	18
Cu	0.07
Pb	0.71
Cr	0.04
Cd	0.01
SO_2	36
NO_x	120
HF	2
HCl	12
O_2	7.5 %
CO	10

Measurements have been done every 10 cm in different radial positions along the afterburner height, according to the drawing in figure 5. The results are reported in table 3.

Table 3: Gas analysis inside the afterburner

Position	Radius [cm]	O_2 %	CO [mg/Nm^3]	CO_2 %	NO_x [mg/Nm^3]	SO_2 [mg/Nm^3]
2	0	0.60	> 223	13.40	2.68	
2	10	0.50	> 223	13.40	1.34	
2	20	0.50	> 223	13.40	1.34	
2	30	1.50	> 223	13.40	1.34	
2	40	1.00	> 223	13.40	1.34	
2	50	1.00	> 223	13.40	1.34	
3	0	2.00	6.25	12.40	100.39	22.00
3	10	6.90	0.00	9.20	105.74	45.72
3	20	7.00	0.00	9.20	100.39	31.43
3	30	2.60	0.00	12.00	156.60	34.29
3	40	7.00	5.00	9.20	117.79	17.14
3	50	7.00	6.00	10.00	100.00	20.00
4	15	8.00	13.74	11.80	133.85	0.00
4	25	8.20	1.25	11.20	153.93	2.86
4	30	8.30	8.75	11.20	137.86	0.00
4	35	8.10	14.00	11.70	130.00	0.00

5. THE COMPUTERIZED DESIGN PROCEDURE

The aim of the computerized procedure is to provide all the design parameters to the engineer who has to design an incinerator. The relevant parameters are:

- Waste and fuel chemical composition;
- Waste mass;
- Chambers average temperatures;
- Excess air for the burners and for the exhaust gas;
- Gas residence time in the after burner;
- Average gas velocity in the after burner, at the inlet and at the chimney;
- Refractory material (chosen from a database).

A steady state combustion is considered. This is not far away from reality thanks to the incinerator servo control system. In understoichiometric conditions for waste and fuel combustion, it is assumed that first of all H gives H_2O, than C gives CO, and if the oxygen is enough, CO will give CO_2.

Gases temperature calculation is made according to the rule of the conservation of energy, taking into account the heat losses trough the chamber walls: the internal surface temperature is such that the radiative energy received on the internal surface equals the convective loss on the external surface. Because of the soot inside the laboratory, the emissivity coefficient is assumed equal to 1; in the afterburner it is calculated according to the H_2O and CO_2 content in the gases. The burner inputs are calculated so as to enforce the chamber required temperatures. The additional air is calculated so as to enforce the required exhaust's oxygen percentage. Of course, the calculation is iterative because the burners thermal input and the additional air affect the temperature and the gas emissivity, and then the heat losses.

The afterburner dimensions are calculated so as to enforce the gas residence time and the ratio between the afterburner volume and the volumetric flow rate.

The calculation results have been used as input for the fluidynamic analysis.

6. FLUIDYNAMIC ANALYSIS

A 3D, 42560 cells mesh has been used to reproduce the fluidynamic field in the afterburner by using a finite volume CFD software. The polar grid was chosen to optimize the *RNG k-ε method*, a modification of the k-ε method based on the Renormalization-Group theory (Orszag, 1992). In table 4 are reported the inputs (calculated by the computerized procedure).

Table 4: CFD inputs

INLET 1 (314.16 cm^2): Gases from Laboratory v= 0.35 m/s, T= 806 °C, ρ= 0.319 kg/m^3		Q [kg/h] 12.671
	CO_2	1.407
	H_2O	0.863
	N_2	5.931
	$C_2H_{4.56}$	4.47
INLET 2 (94.09 cm^2): Gases from the burner v= 21.69 m/s, T= 1800 °C, ρ= 0.221 kg/m^3		Q[kg/h] 162.39
	CO_2	28.095
	H_2O	15.266
	N_2	117.41
	O_2	1.624
INLET 3, 4 (32.33 cm^2): Tangential air v= 4.616 m/s, T= 20 °C, ρ= 1.304 kg/m^3		Q[kg/h] 70.06 X 2
INLET 5 (16 cm^2): Radial air v= 7.04 m/s, T= 20 °C, ρ= 1.304 kg/m^3		Q[kg/h] 52.881

The simulation includes combustion calculation. A post processor software has been used to calculate the NOx production.

7. RESULT COMPARISON

Figure 6 shows the measured values (dots) and the CFD calculation results (lines). The largest deviation is for which happens because of the isothermal simplification and the assumption of a high value for the burner gases temperature, 2073 K. The high value of the calculated temperature is responsible for the high value of the NOx calculated by the post processor. In order to reduce the calculation time, the burner inlet has been simplified, assuming the combustion gases to stand at the burner inlet. All the other values show a good prediction, which means also a good computerized procedure. It has to be taken into account that the calculated air and gas flow rates have been used as CFD inputs. The output of the CFD simulation shows a good prediction of the measured combustion parameters.

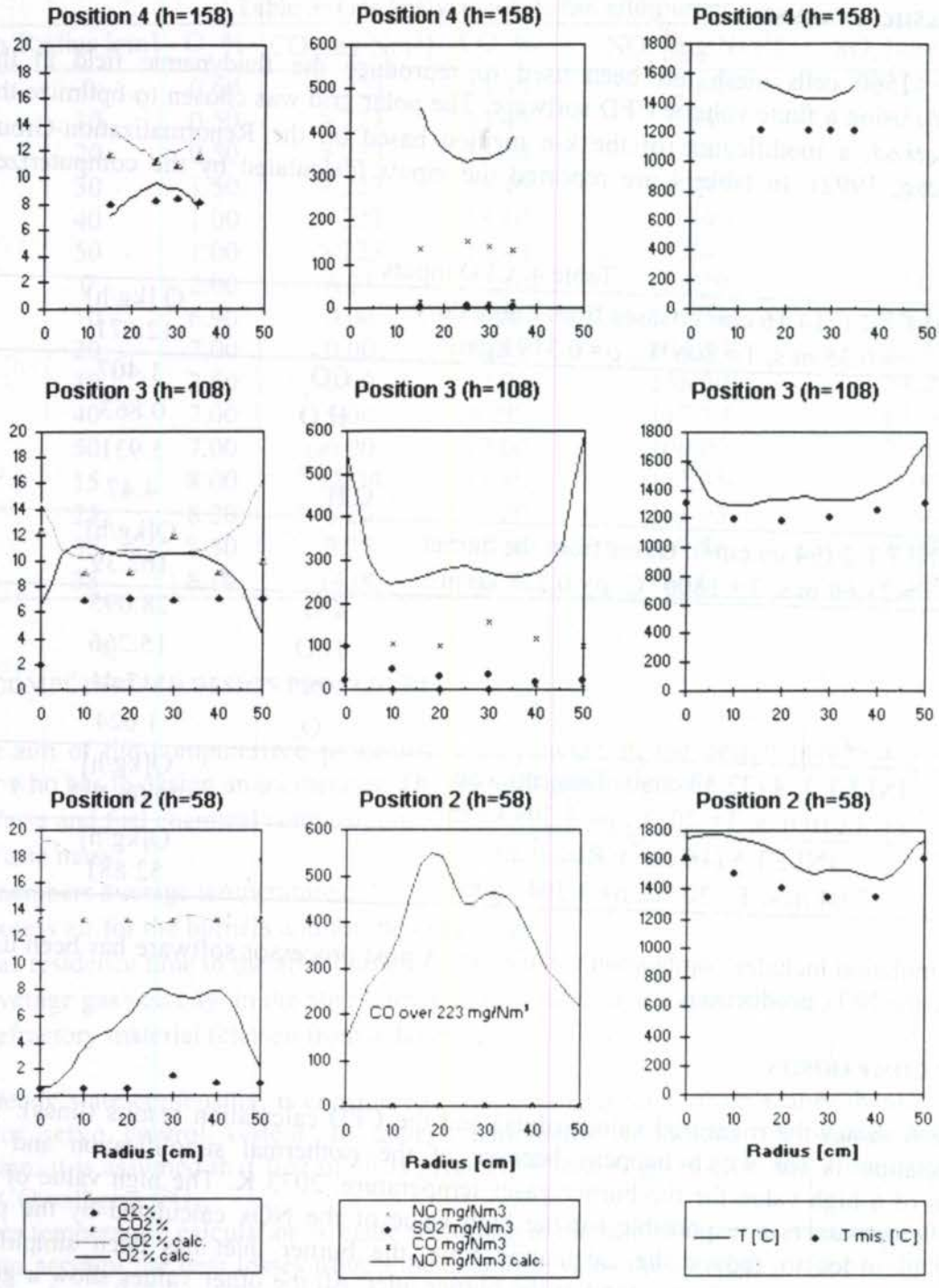


Figure 6 - Results comparison

8. REFERENCES

Bertolo, M., *Autoregolazione di un inceneritore per rifiuti speciali, tossici e nocivi, degree thesis, Università di Cagliari*, 1991.

Hagenmaiser, H., Kraft, M., Brunner, H. & Haag, R. *Enviromental Sci. Technol. 21*, pp.1080-1084, 1987.

Olie, K., Vermeulen, P.L. & Hutzingert, O. *Chemosphere 6*, p.455, 1977.

Orszag, S., *Fluent User's Group Meeting, Gust Lecture, Fuent Inc., Centerra Resource Park 10 Cavendish Court Lebanon, NH*, 1992.

UNESP COBEM 97

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB137

POLYFUNCTIONAL PLANTS FOR INDUSTRIAL WASTE DISPOSAL
I - Process and equipment design

ANTONIO C. CAPUTO & PACIFICO M. PELAGAGGE
Department of Energetics, Faculty of Engineering
University of L'Aquila, 67040 Monteluco di Roio (AQ), Italy
E-mail: caputo@ing.univaq.it

Abstract

The structure of a Polyfunctional Plant for liquid and solid industrial waste treatment is discussed highlighting the high level of process integration obtainable and the consequent benefits. The plant comprises an incineration section, a section for chemical-physical-biological treatments and a stabilization-solidification section. Each section is briefly described and an overview of the sizing procedure for main equipments is presented in order to define a methodological approach for plant preliminary design to be used in economic feasibility evaluation studies.

Keywords

Waste treatment, polyfunctional plant design, industrial waste

1. INTRODUCTION

Industrial waste has become a major issue in several countries due to the high amount involved and the health-environmental impact deriving from an incorrect disposal. Advanced government regulation trends concerning industrial waste management are evolving towards the concept of ecological products and processes intended to be ideally wasteless life-cycle. Recovery and recycling of resources seems to be an attractive aim too. In the meantime, however, an environmentally sustainable disposal of industrial waste has to be pursued.

The industrial waste problem appears very different with respect to the municipal waste one, where disposal costs are charged to the whole of collectivity. Costs of industrial waste disposal, instead, concern only waste producers. From this viewpoint, small enterprises are in a particularly unfavourable condition since autonomous disposal solutions are usually hampered by techno-economic constraints.

Some international experiences suggest that the most promising approach to solve the industrial waste problem is offered by Polyfunctional Plants which show ability in treatment and disposal of wide classes of waste, performing at the same time collection and storage tasks. Therefore, such plants allow for both processing waste with different chemical-physical characteristics and obtaining a high level of integration between technologies. Industrial waste disposal at Polyfunctional Plants rather than at each productive site, gives rise to important advantages arising from better environmental control, greater reuse of waste materials and energy, lower capital and operating costs.

Main aspects that may affect investment profitability in Polyfunctional Plants are, for istance, the characterization of process arrangements in terms of pollutant emissions, the selection of the proper waste mix in terms of energy balance optimization, the plant utilization

3608

rate which impacts on operating cost level, the safety towards injury and property damage inside and outside the plant, the continuous improvement by means of Research & Development activities, and the reliable management policy in order to gain the acceptance by the community. A major factor, however, is represented by the treatment capacity of the Polyfunctional Plant, even though it is matter usually neglected in the recent literature, being generally assumed dependent on the geographical influence of the ordering body, which up to now has been usually public (local county councils, districts, provinces etc.). Nevertheless, finding an optimal capacity planning procedure results in a particularly critical task.

Bearing this in mind, the research is aimed at establishing a procedure for the technical-economical feasibility analysis of a Polyfunctional Plant for industrial waste disposal, aimed at highlighting both the most suitable process arrangements according to type and amount of waste to be treated and the general identification and selection criteria of appropriate site for plant location. In this first part paper the usual plant arrangements and technologies have been reviewed. Design criteria for process and equipment have been also outlined finalized to the further phase of economic analysis.

2. POLYFUNCTIONAL PLANT PROCESS

A general plant configuration has been assumed, enabling the treatment of solid, liquid, and sludges obtaining as end products waste suited for final disposal in special waste landfills. Reuse and recycling have been deliberately neglected as such a practice can not be easily generalized in the field of industrial waste being specific of each production process. Moreover, the utilization of an external landfill has been hypothesized. A generic Polyfunctional Plant (PP) comprises separate but interconnected treatment sections each one devoted to a peculiar subset of the whole inlet waste flow. Typically the following main sections are considered (figure 1):

- Incineration section, for destruction of sludges and solid waste with a prevailing organic content.
- Chemical-Physical -Biological (CPB) treatment section devoted to sludges and liquid waste.
- Stabilization/Solidification section for treatment of inorganic waste.

Moreover, some secondary flows are generated either in the CPB section, as sludges coming from the dewatering process are forwarded to the stabilization/solidification section (if inorganic) or to incineration (if organic), and from the incineration section in the forms of fly ash collected from the air pollution control system, ash and unburned residuals extracted from incinerator, and sludges coming from acid fumes washing.

The outflow from stabilization/solidification section is sent to landfill. The high level of integration between processess has been also pointed out in figure 1.

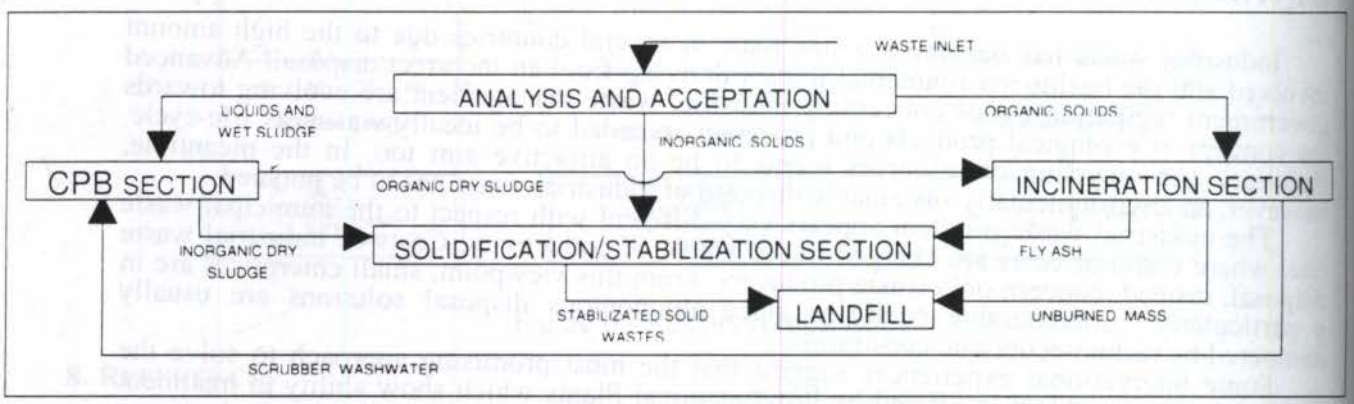


Figure 1 - Process scheme of a polyfunctional plant for waste treatment

2.1 Incineration section

This section is based on batteries of small sized rotating kilns in parallel (specific capacity: 50-70 tonn/day) with postcombustion units to rise fumes temperature above 1000-1200 °C for destruction of hazardous air pollutants such as dioxine and furans. Only when a total daily capacity exceeding 400 tonn is required a single grid incinerator may be considered for installation. Non volatile ashes and slag extracted from the furnaces (about 20-25% of

/aste unburned fraction) are essentially composed by metal oxides and may be assimilated to olid urban wastes to be disposed in landfills for municipal solid waste.

A heat recovery section composed by steam generator, turbogenerator, air heater for kiln ombustion air and steam condenser may be installed upstream of the gas cleaning section. lue gas is cleaned by a dry treatment with electrostatic precipitator (or fabric filter) which ends collected particulate to the stabilization section, and a wet scrubber section to remove lorine based compounds. Scrubber washwater are sent to the CPB section. Figure 2 depicts he plant scheme of the incineration section.

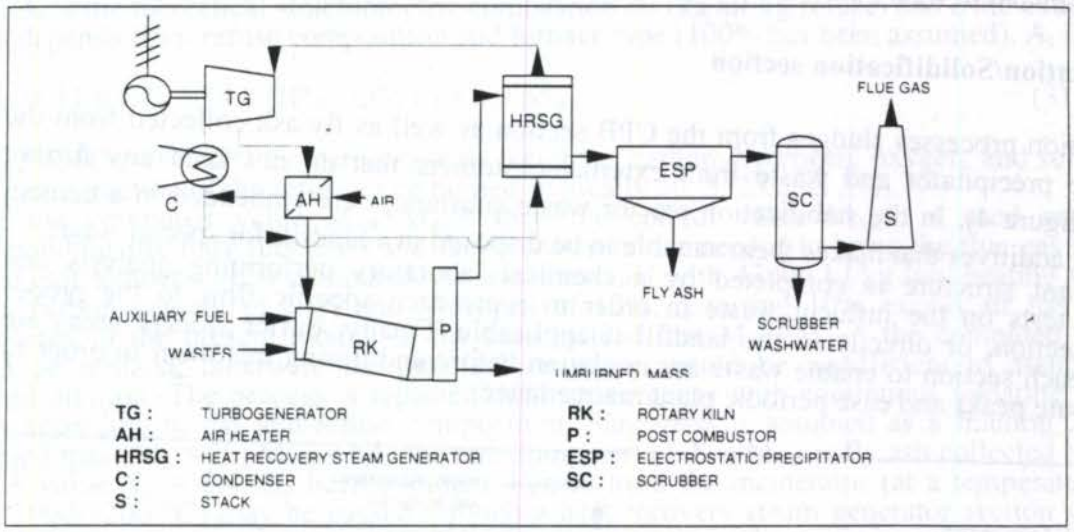


Figure 2 - Scheme of the incineration and heat recovery section

.2 CPB section

This section is composed by the following subsections:
three dewatering lines and two gravity thickening plants for sludges obtained by the rest of the CPB section as well as those coming from the wet scrubber or from external customers;
a chemical-physical (CP) treatment plant performing coagulation, flocculation and settling processes aimed at the separation of suspended solids and primarily at the precipitation of heavy metals, which are higly toxic and inhibite the successive biologic treatment;
a biological treatment based on activated sludges and enhanced with Pulverized Activated Coal (PAC) for removal of organic pollutants.

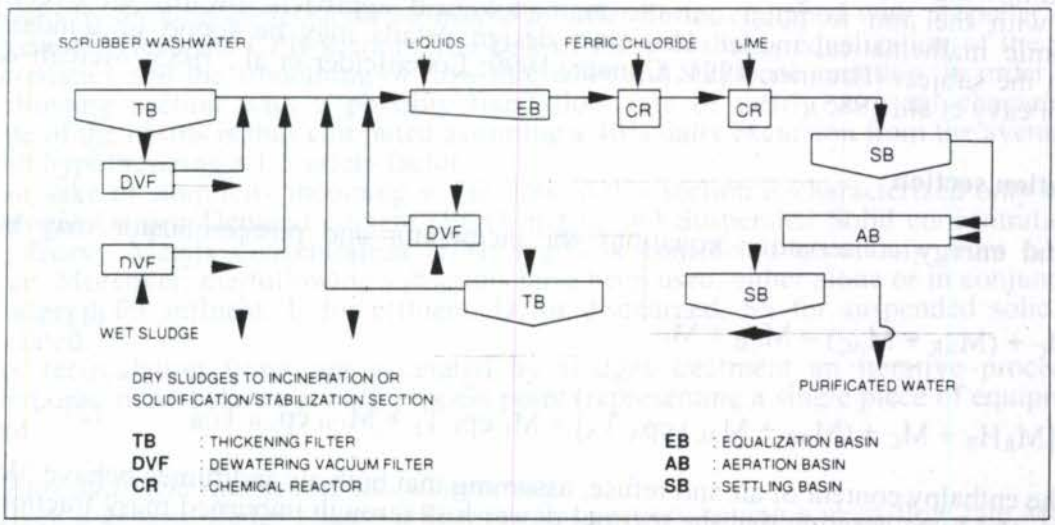


Figure 3 - Scheme of the CPB treatment section

Liquid waste incoming to the PP are directly sent to the CP subsection along with wastewater from sludges thickening and dewatering plants, after a preliminary passage through an equalization basin. From the CP process the wastewater is sent to the biological treatment section from which depurated water is disposed to the sewer and sludges are sent again to thickening and dewatering as they contain a high percentage of water (about 95% by weight). Dried sludges are finally sent to incineration or stabilization. Dehydration is performed with vacuum filters, belt filters, or press filters. A typical scheme of the entire CPB section is depicted in figure 3.

2.3 Stabilization/Solidification section

This section processes sludges from the CPB section as well as fly ash collected from the electrostatic precipitator and waste from external customers that do not need any further treatment (figure 4). In the stabilization reactor waste substances are embedded in a cement matrix with additives that makes them suitable to be disposed in a landfill for special waste.

The plant structure is completed by a chemical laboratory performing analysis and acceptance tests on the influent waste in order to route each specific flow to the proper treatment section, or directly to the landfill if applicable. Finally, buffer storage areas are located in each section to enable waste accumulation before and during treatment in order to level flow rate peaks and ease periodic plant maintenance.

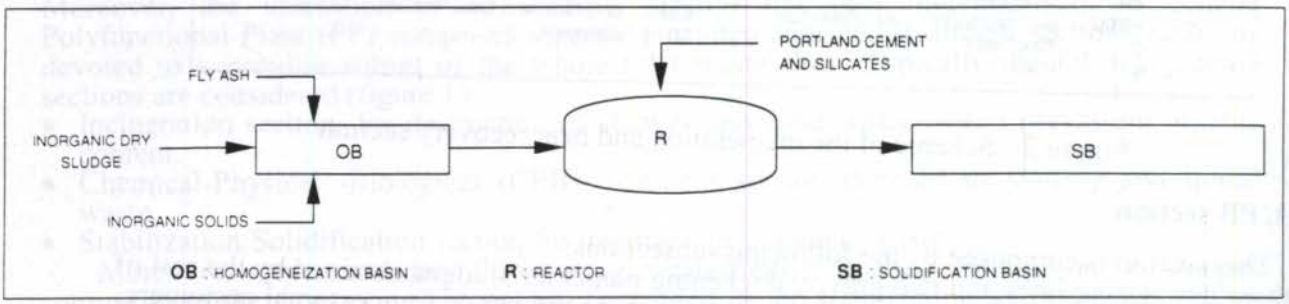


Figure 4 - Scheme of the Stabilization / Solidification section

3. DESIGN CRITERIA

In the following the design criteria adopted for the considered PP are only briefly overviewed with the aim to point out the methodological approach towards an overall technoeconomic mathematical model. However, design details may be found in standard textbooks on the subject (Brunner, 1991; Conner, 1990; Eckenfelder et al., 1985; Metcalf & Eddy, 1991; Peavy et al., 1985).

3.1 Incineration section

Mass and energy conservation equations for incinerator and postcombustor may be written as

$$M_R + M_C + (M_{AR} + M_{AC}) = M_{UB} + M_F \qquad (1)$$

$$(1 - N)\,[M_R H_R + M_C + (M_{AR} + M_{AC})\, cp_A\, T_A] + M_F\, cp_F\, T_F + M_{UB}\, cp_{UB}\, T_{UB} \qquad (2)$$

neglecting the enthalpy content of air and refuse, assuming that both air and fumes behave like perfect gases, and hypothesizing that the thermal power loss through unburned mass fraction, endothermal reactions, or thermal losses through furnace walls is accounted for as a fraction N of the total heat input (15% has been considered). M_R is the inlet refuse mass, M_C the fuel mass, M_{AR} and M_{AC} the combustion air mass for refuse and fuel, M_F the flue gas mass. Unburned mass is a fraction of inlet refuse mass $M_{UB} = X\, M_R$ (fraction X is variable typically

in the range 15-30% and the value 20% has been here considered), and is assumed having an exit temperature equal to fumes temperature T_F. H is the lower heating value (a typical value for industrial waste is 5000-6000 kcal/kg) and cp the specific heat, while T_A is the preheated air temperature (assumed 120 °C).

The calculation process is iterative: at first it is hypothesized that no auxiliary fuel is required ($M_C = M_{AC} = 0$) to obtain both complete combustion and the desired flue gas temperature, enabling to compute flue gas M_F and primary air mass M_{AR} by eqs. (1-2). The resulting air mass value is compared with the practical required air mass $M_{AR}^* = A_t (1+\varepsilon) M_R$ where A_t is the theoretical stoichiometric combustion air (kg air/kg refuse) and ε the excess air which depends from refuse composition and furnace type (100% has been assumed). A_t is

$$At = 11.6\ C\% + 34.8\ (H\% - O\%/8) + 4.3\ S\% \qquad (3)$$

being C%, H%, O%, S% the percentage by weight of carbon, hydrogen, oxygen, and sulfur in the organic fraction of the refuse to be burned (typically 50, 5, 25, and 2%).

If the computed value $M_{AR} < M_{AR}^*$ then the correct value M_{AR}^* is used and the corresponding auxiliary fuel mass and fuel combustion air needed to bring the flue gas to the desired exit temperature is computed. An auxiliary fuel with 43000 kJ/kg low heating value, with a carbon content of 87% and hydrogen of 12%, requiring 10% excess air has been coinsidered in the present model. In the case instead that $M_{AR} > M_{AR}^*$ the computed value should be utilized, otherwise the practical air value would be insufficient to assure the required dilution. The process is repeated until convergence with continuous updating of cp values according to gas and refuse composition. Slag mass is assumed as a fraction X_G of unburned mass $M_S = X_G M_{UB}$ while the remaining part $(1-X_G) M_{UB}$ is fly ash collected by the ESP. A value $X_G = 0.4$ has been assumed. Fumes from the incinerator (at a temperature of about 1000-1200 °C) may be passed through a heat recovery steam generator section which abates their temperature down to 200-250 °C and preheats combustion air, producing electric power. On the basis of the required thermal power of the furnace $P_T = M_R H_R$ (kcal/h) and its typology, which defines the specific thermal load R (typically 150000 to 250000 kcal/h m^3 in case of rotary kilns), the kiln volume results: $V = P_T/R$ (m^3), while the volume of the postcombustor derives from the required flue gas mass and temperature imposing the maximum fumes velocity (below 10 m/s) and the residence time (greater than 2 s). The electrostatic precipitator can be sized on the basis of the actual flow rate and the specific collection area as computed according to standard procedures (Turner et al., 1988). Scrubber dimensions and pressure drop may be instead evaluated on the basis of flow rate with empirical correlations (Vatavuk, 1990).

3.2 CPB section

Prior to the actual treatments, the inlet stream is passed through an equalization section composed by an homogeneization basin and a buffer basin, equipped with propeller mixers, which directly feed the CPB section. The task of those basins is equalization of the streams characteristics and the smoothing of flow rate daily and stagional variation, in order to feed the following section with a possibly fixed flow rate of nearly constant characteristics. Volume of the basins is thus computed assuming a 40% daily excursion from the average flow rate and hypothesizing a 1.5 safety factor.

For sake of simplicity incoming waste flow in this section is characterized only in terms of Biologic Oxigen Demand content (BOD, mg/l), and Suspended Solid concentration (SS, mg/l). Heavy Metals concentration (HM, mg/l) is considered separately from SS when required. Moreover, the following subscripts have been used, either alone or in conjunction: S for sludge, I for influent, E for effluent, D for discharged, SS for suspended solid, R for recirculated.

As recirculation flows are generated by sludges treatment an iterative procedure is repeated until mass balance at each process point (representing a single piece of equipment) is reached.

Sludge pretreatment (thickening and dewatering)

Given a generic sludge stream influent to this section, having a mass flow rate M_{SI} and a corresponding volumetric flow rate $V_{SI} = M_{SI} / g_s \delta$, where g_s is the sludge specific gravity with reference to water density δ, the influent mass of suspended solid is

$$M_{SSI} = SS_I M_{SI} \qquad (4)$$

while the mass of suspended solid collected by a filter with efficiency η_{SS} and discharged is

$$M_{SSD} = \eta_{SS} M_{SSI} \quad (5)$$

The corresponding mass and volume of dewatered sludge cake extracted by the filter is

$$M_{SD} = M_{SSD} / SS_D \quad (6)$$

$$V_{SD} = M_{SD} / g_s \delta \quad (7)$$

SS_D (%) is a filter characteristic. Suspended solid mass entrained in the effluent waste water is

$$M_{SSE} = M_{SSI} (1 - \eta_{SS}) \quad (8)$$

while the effluent volume flow rate of filtered wastewater is

$$V_{SE} = V_{SI} - V_{SD} \quad (9)$$

The total BOD_E (kg/day) of effluent stream is a characteristic of the stream and is evaluated on the basis of chemical analysis determining the specific BOD (BOD_s, typically around 1500 mg/l)

$$BOD_E = BOD_s V_{SE} \quad (10)$$

However, in case of absence of experimental data, it can be assumed that

$$BOD_E = f M_{SSE} \quad (11)$$

where the factor f is around 50%.

The mass balances for sludge, BOD, SS, HM, and volume balances for each stream and for each unit in the pretreatment section may be then easily established thanks to the previous relations, in order to obtain the effluent streams directed to the CPB section.

For what concerns the gravity thickener, a basin with circular shape has been considered. Its surface can be estimated as $S = M_{SSI} / C_S$ where C_S is the surface load (typically C_S = 20-40 kg/m^{2}day), while the volume derives from the flow rate and the retention time (here assumed as 1-2 days). Vacuum filters size is instead dictated by the mass flow rate to be filtered and the filter dewatering capacity expressed as kg SS/m^2 h of filter surface (30-50 kg SS/m^{2}h have been assumed depending on sludge characteristics).

Chemical Physical treatment section

In this section influents are treated in two subsequent contact reactors located in separate basins. In the first one $FeCl_3$ is added as a coagulant agent, while in the second one lime $Ca(OH)_2$ is added as flocculant agent for metal ions. An amount of 10-25% by weight of $FeCl_3$ is added together with a small percentage of polielectrolyte (0.2-0.4% by weight) to enhance the process efficiency. Required $Ca(OH)_2$ mass is computed on the basis of the following reaction with metal ions

$$2 Me^{n+} + n Ca(OH)_2 \text{ ---> } 2 Me(OH)_2 + n Ca^{2+} \quad (12)$$

Each metal species is considered separately. If only the total metals load (HM, mg/l) is known then the same concentration is assumed for each metal.

After introduction of the reactants the effluent enters the primary clarifier where settling takes place. Assuming proper process efficiency (η_{SS} = 90-95%) the settled sludge mass is

$$M_{SSD} = \eta_{SS} M_{SSI} \quad (13)$$

analogously BOD_{SS} and HM_{SS} can be computed assuming η_{BOD} = 25-30% and η_{HM} = 99%.

Volume of both reactors is computed on the basis of the inlet flow rate assuming proper values for the residence times: 30-40 s in the coagulation reactor and 20-50 min in the flocculation reactor. A settling basin with circular shape has been assumed. Its surface can be

stimated as $S = V_I/C_{SI}$ where V_I is the influent flow rate and C_{SI} the surface hydraulic load i.e. the settling velocity, 0.7 - 2 m/h), while the volume is dictated by the flow rate and the ettling time (here assumed as 2.5 hours).

Biological treatment

Influent stream is introduced in an aeration basin where activated sludges oxidize the rganic compounds creating new biomass denominated Mixed Liquor Suspended Solid MLSS) at the expense of BOD. The biomass flow is then forwarded to a secondary clarifier sized analogously to the primary one) from which a depurated stream is extracted while the ettled sludge instead is in part discharged to thickening and dewatering in order to maintain he process equilibrium by eliminating the excess biomass, and in part returned to the aeration asin.

The clarified water effluent M_{SS} and BOD_E are computed on the basis of design process fficiency (typically $\eta_{SS} = \eta_{BOD} = 90\text{-}95\%$)

$$M_{SSE} = (1 - \eta_{SS})\, M_{SSI} \tag{14}$$

$$BOD_E = (1 - \eta_{BOD})\, BOD_I \tag{15}$$

The mass balance of this section is completed by evaluating the mass of sludge underflow rom clarifier. The sludge underflow returned to the aeration basin (V_{SR}) is

$$V_{SR} = (M_{SSI} + \Delta X - C_{MLSS}\, V_{SSI})/(C_{MLSS} - C_{SR}) \tag{16}$$

here C_{MLSS} is the concentration of M_{LSS} in the basin (typically 5000 mg/l), C_{SR} is the oncentration of recirculated sludge (assumed typically 10000 mg/l), ΔX (kg SS/kg BOD) is he excess biomass formed daily at expense of destroyed BOD and that needs to be extracted rom the process and discarded to maintain equilibrium

$$\Delta X = I\, \eta_{BOD}\, BOD_I \tag{17}$$

ith I the sludge production index (typically I = 0.6), and V_{SD}

$$V_{SD} = (1/C_{SR})\, [C_{MLSS}\, (V_{SI} + V_{SR}) - M_{SSE} - M_{SSR}] \tag{18}$$

he corresponding discharged sludge volume, being M_{SSR} the recirculated suspended solid ass

$$M_{SSR} = C_{SR}\, V_{SR} \tag{19}$$

To enhance the process efficiency pulverized Activated Carbon (PAC) may be introduced the basin in order to oxidize hard to biodegrade compounds.

The amount of PAC injected (mg PAC/l) is

$$M_{PAC} = C_{MLSS}\, (T_{hyd}/T_m) \tag{20}$$

here T_{hydr} (hours) is the hydraulic retention time in the basin while T_m is the mean cell esidence time. T_{hyd} may be evaluated as

$$T_{hyd} = V_B / (V_{SR} + V_{SI})\, 24 \tag{21}$$

eing 24 the daily operating hours and V_B the basin volume (m^3)

$$V_B = BOD_I / (F\, C_{MLSS}) \tag{22}$$

hich depends from the influent BOD and the plant duty factor F (kg BOD/kg MLSS times ays) which has been assumed 0.05 kg/kg, while T_m (days) is computed as

$$T_m = C_{MLSS}\, V_B / \Delta X \tag{23}$$

The volume of storage tanks for chemical reactants may be estimated on the basis of the daily consumption and the required autonomy of treatment (usually 15-30 days) considering the form in which each reactant is supplied. As an example $FeCl_3$, $Ca(OH)_2$, polyelectrolite, and PAC are usually supplied as aqueous solution at respectively 40% 10%, 30% and 25% by weight. Finally, the required oxygen amount for basin aeration (kg O_2 /day) is

$$M_{O2} = F_O \eta_{BOD} BOD_I \quad (24)$$

where F_O is the specific oxygen demand (1.4 kg O_2 /kg BOD).

3.3 Stabilization/Solidification section

This is the end section which collects residuals from previous sections (i.e. dry sludge from CPB section as well as flyash from electrostatic precipitator) or other sources, that directly require stabilization in order to be disposed of in special waste landfills. This section is composed of a stockage area needed to accumulate the materials to be treated, a treatment plant actually performing the stabilization/solidification process (essentially a rotating drum sized for the daily treatment capacity), and some basins devoted to final solidification of the product before disposal (figure 4). In this application only cement-based stabilization processes have been considered being the most widespread process and showing a great compatibility with residuals containing high percentage of heavy metals such as in the present application (Poon, 1987). Cement is added in the measure of about 20-25% by weight of refuse, and silicates about 5-7%. This leads to an increase of about 10% of refuse volume which assumes the form of pumpable sludge (with a density of about 1.3 t/m^3) and is successively sent to solidification phase which lasts about 30-40 days.

4. CONCLUSIONS

General criteria for the planning and preliminary design phase of polyfunctional industrial waste treatment plants have been presented in this work. In particular a mathemathical model, briefly described in the paper, has been developed able to quantitatively define the processes involved. The algorithm structure is characterized by high flexibility allowing to take into account different process types and variable mix of incoming waste stream. An overall sizing of main equipment has been also performed aimed at the economical evaluation of each device. The model has been implemented on personal computer in a spreadsheet format and enables the interactive selection of waste characteristics and process or equipment operating parameters, calculating the plant energy and mass balances as well as the size of main plant components. The detail level of the mathematical tool represents the technical foundation for economic feasibility evaluation. Such criteria enable an estimation of capital and operating costs adequately precise to carry out studies of economic convenience.

5. REFERENCES

BRUNNER, C.A., Handbook of Incineration Systems, McGraw Hill, 1991.

CONNER, J.R., Chemical Fixation and Solidification of Hazardous Wastes, Van Nostrand Reinhold, New York, 1990.

ECKENFELDER, W.W., PATOCZKA; J., WATKIN, A.T., Wastewater Treatment, Chemical Engineering, september 2, 1985, pp. 60-74

METCALF & EDDY Inc., Wastewater Engineering, Treatment, Disposal, and Reuse, McGraw Hill, New York, 1991

PEAVY, H.S., ROWE D.R., TCHOBANOGLOUS, G. Environmental Engineering, McGraw Hill, New York, 1985.

POON, C.S., A Critical Review of Evaluation Procedures for Stabilization and Solidification Processes, Conference on Environmental Aspects of stabilization/solidification of Hazardous and radioactive wastes, Atlanta, 1987.

TURNER, J.H. et al., Sizing and Costing of Electrostatic Precipitators, Part I: Sizing Considerations, J. of the Air Pollution Control Association, vol. 38, n° 4, pp. 459-471.

VATAVUK, W., Estimating the Cost of Air Pollution Control, Lewis Publishers, 1990.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1389

DIAMOND LIKE CARBON COATINGS: AN EXAMPLE OF APPLICATION TO THE CHEMICAL INDUSTRY

HUGO HUCK, EMILIA B. HALAC, JORGE D. ORECCHIA, MARCELO IGARZABAL, HIPOLITO GONZALEZ & MARIA A.R. DE BENYACAR
Physics Department, Comisión Nacional de Energía Atómica, Avda. Del Libertador 8250 (1429) Buenos Aires, Argentina. E-mail: huck@tandar.cnea.edu.ar
VCM group, INDUPA, Bahia Blanca, Provincia de Buenos Aires, Argentina.

Abstract

A novel equipment was designed and constructed for the controlled deposition of hard, amorphous, diamond-like thin films (a-C films); the starting material, CH_4 gas, is ionised before impinging on the surface to be coated; the optimum energy of the ion beam is about 30-40keV. The films obtained are transparent, amorphous, insulating, hard (hardness >9 Mohs scale), chemically resistant against concentrated acids and bases, they have a high optical refractive index (1.8-2.2); high resistivity (10^{10}- 10^{11} Ωcm) and show good adherence on many substrates and good wear resistance; besides they were characterised using Raman spectroscopy. The tubes to be coated were stainless steel, 350mm long, 30mm diameter and were coated with a 7000 A thick hard a-C film. These tubes are part of a fluidized bed reactor used in the INDUPA vinyl chloride monomer plant and they are in contact with hydrogen chloride at about 200° C and with alumina spheres that are constantly impinging on them; under these conditions uncoated tubes have an average life of about 8 months while a-C coated tubes nearly duplicate this life-time. The main product (a-C) and the reactants are not contaminating products.

Keywords

diamond like films; protective coatings

INTRODUCTION

There are several actual and potential applications of amorphous carbon diamond-like thin films, mainly in the electronic and optical fields (because of their high optical gap, high resistivity and high thermal conductivity), in bioengineering because it is not toxic and has shown good oseointegration as an implant coating and in the mechanical and chemical industries where high wear resistance, chemical inertness and high hardness are of the uppermost importance. Particularly for the latter case, a strong adherence is also a very important factor and in this context the behaviour and the nature of the interface must be taken into account as the coatings must be as thin as possible, keeping coating costs low, while maintaining their high wear resistance for as long as possible, keeping maintenance costs at the plant to a minimum.

5617

A large number of papers have been published reporting the deposition of carbon films by vacuum processes, most of them related to plasma-assisted carbon vapour deposition (CVD); several experimental parameters must be optimized to obtain good quality films; the most important being hydrocarbon concentration in H_2, gas pressure and deposition temperature (Cho *et al.*, 1990; Deutchman *et al.*, 1989).

A few papers have been published on mass-separated ion beam deposition methods in which ions produced from the decomposition of hydrocarbon gases in a vacuum chamber are accelerated in an electric field and the resulting hydrocarbon scission fragments are deposited on the chosen, usually non heated, substrate (Aisenberg *et al.*, 1971; Anttila *et al.*, 1987; Isikawa *et al.*, 1987a and 1987b; Huck *et al.*, 1994).

Changes in the film structure as a function of temperature (in Ar atmosphere) are dependent on film composition; graphitization begins at about 500° C in films obtained from 30 keV CH_3^+ ion beams (Huck *et al.*, 1994); these changes limit the application range of these hard, amorphous carbon films.

The purpose of the present work was to design and construct a versatile, computer controlled dedicated system for high energy (10-40keV) ion beam deposition of diamond-like films on very different substrates at ambient temperature and to compare the behaviour of coated and uncoated stainless steel tubes used in a fluidized bed reactor at the INDUPA vynil chloride monomer plant in Bahía Blanca, Buenos Aires province, Argentina.

EXPERIMENTAL

The layout described in Huck *et al.* (1994) is typical of the mass-separated ion beam deposition methods: the ions produced in a Nielsen-type plasma discharge ion source are mass separated in the ISOL 100keV isotope separator of the Scandinavian type in the NAVE line of the Buenos Aires tandem TANDAR accelerator; this sophisticated equipment is necessary for research work but not very convenient for industrial applications, so after the research stage was completed, we designed a dedicated, simplified, computer controlled, high energy ion beam deposition equipment for the deposition of amorphous carbon films starting from CH_4 gas including a magnetic separation of the H^+ rich gas fraction and a versatile deposition chamber and rotation sample devices. The ion source, which contains a tungsten filament, is stainless steel; it is kept at a positive voltage that can be changed continuously between 0 and 50 kV. The CH_4 gas is introduced through a needle valve to the bottom of the ion source, just below the filament where an electron beam is generated and accelerated ionizing the methane gas. The resulting H^+, CH_3^+, CH_4^+ and C^+ ions are extracted and accelerated by means of an extraction electrode at ground potential. This ion beam pass through a 300 gauss magnetic steerer (x-y) for the separation of the H^+ ions. The remaining ions arrive at the deposition chamber where the sample is located on a rotation device; here the pressure is 10^{-5} Torr. A beam profile monitor controls the position and the size of the ion beam.

All parameters (voltages, filament current, pressure, target current, etc.) are controlled through a personal computer connected to a preamplifier stage which contains a Digital-Analogical Conversor (DAC) which transforms electrical signals into optical signals. These optical signals are transmitted through an optical fiber to a second stage kept at the working high voltage where a DAC transforms the optical signals into electrical signals, thus controlling the ion source parameters. A specially designed application software written in the Visual Basic computer language which runs under Windows operating system allows to display the ion source control parameters and modify them accordingly.

The sample thickness can be calculated as a function of the beam current and sample area, relating the ion beam current density with the deposition rate which is integrated in real

time. The process is stopped automatically when a predetermined thickness is reached. The deposited film is characterized using Raman spectroscopy.

For small pieces, up to 100mm long (ophthalmic slits and crescent knifes, small pieces for the textile industries, small drills and bushes) the polished samples to be coated are kept in the deposition chamber under working conditions until a continuous coating of the desired thickness is obtained but in the example presented here, because the width of the ion beam can be changed only between 5 and 50mm and because of the length of the reactor tubes (350mm), it was necessary to interrumpt deposition process several times in order to displace the tube and expose succesive zones to the ion beam. In order to obtain an homogeneous film, the tube was rotated during the deposition process; besides a 25mm wide and 52mm long slit was placed near the tube zone being coated in order to prevent the tangential incidence of the ion beam as this part of the beam would induce sputtering of the already deposited film.

A schematic diagram of the deposition equipment is shown in figure 1.

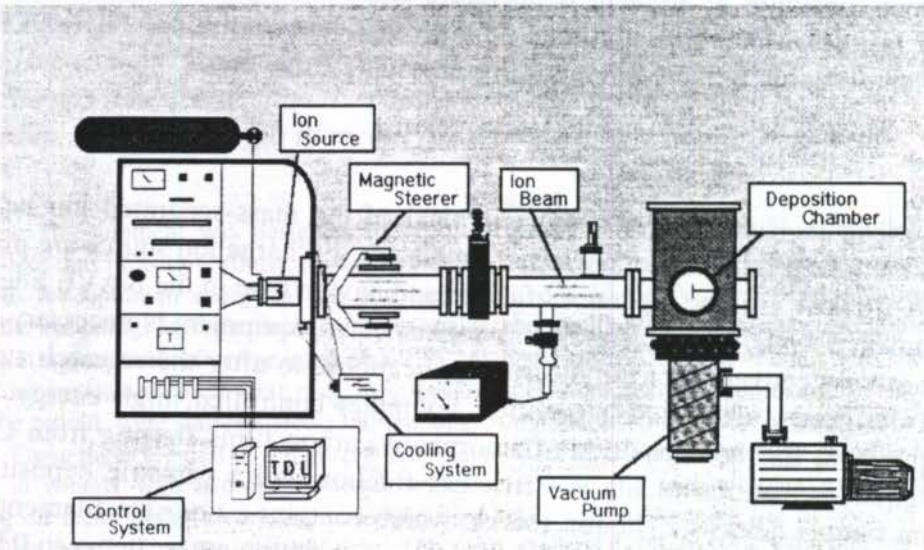


Figure 1: Schematic diagram of the computer controlled diamond-like carbon coating equipment.

Under the above specified conditions deposition time is about 20 minutes for a 0.1μm thick film. The coatings were characterized using Raman spectroscopy.

RESULTS

Figure 2 shows the condition of an untreated tube after 8 months in the reactor; as can be seen the untreated tubes are strongly corroded and in the case shown the 8mm thick tube walls have been perforated; the surface of a coated tube kept for eight months in the reactor showed no evident signs of corrosion; only a slight corrosion was observed inside the tube, near its end.

Figure 2 : To the left is shown a corroded tube after 8 months in the chemical reactor; to the right a coated tube is shown.

After the coating has been completed its insulating quality is checked; besides the film is characterized using Raman spectroscopy; a typical pattern is shown in figure 3; for the sake of completness a diamond and a graphite pattern are also shown.

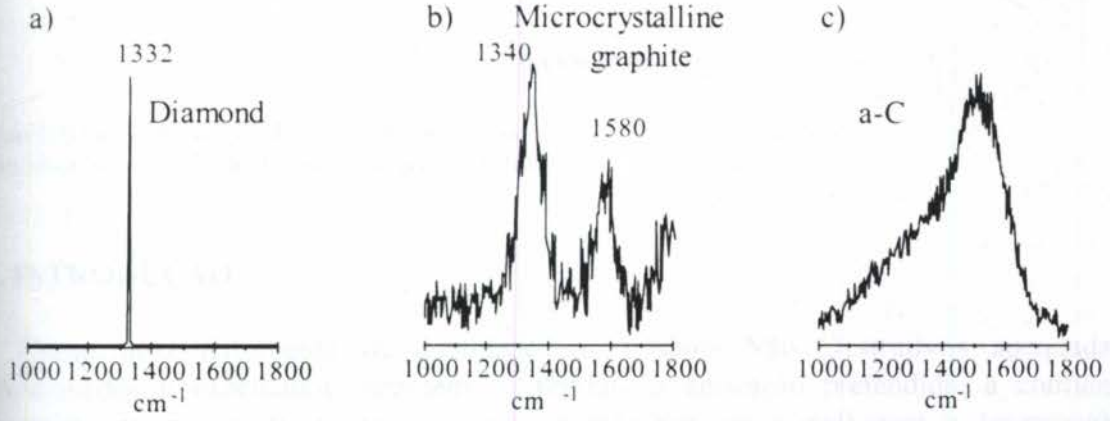


Figure 3: Raman spectra of a)diamond, b)microcrystalline graphite, c)diamond-like a-carbon.

These results confirms the potential of the amorphous carbon coatings to isolate stainless steel pieces subjected to strongly aggressive environments as long as the working temperature is kept below about 300° C. Previous experiments on drills and bushes have shown their high

wear resistance while experiments done on ophthalmic slits and crescent knifes showed neater cuts during ophthalmological surgery.

REFERENCES

AISENBERG, S. & CHABOT, R. Ion beam deposition of thin films of diamond-like C. *Journal of Applied Physics*, vol.42, pp.2953-2958, 1971.

ANTTILA, A., KOSKINEN, J., LAPPALAINEN, R., HIRVONEN, J.P., STONE, D. & PAZKIET, C. Comparison of diamond-like coatings deposited with C^+ and various hydrocarbon ion beams . *Applied Physics Letters*, vol.50, pp.132-134, 1987.

CHO, N., KRISHNAN, K., VEIRS, D., RUBIN, M., HOOPER, C. & BHUSHAN, B. Chemical structure and physical properties of diamond-like amorphous carbon films prepared by magnetron sputtering. *Journal of Materials Research.*, vol.42, pp.2543-2554, 1990.

DEUTCHMAN, A.H. & PARTYKA, R.J. Diamond film deposition: a gem of a process. *Advanced Materials and Processes*, vol.135, pp.29-33, 1989.

HUCK, H., JECH, A., HALAC, E.B., NICOLAI, J. & DE BENYACAR, M.A.R. Mass-separated ion beam deposition of diamond like thin films. *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research*, vol. B 84, pp.62-66, 1994.

ISHIKAWA, J., TAKEIRI, Y., OGAWA, K. & TAKAGI, T. Transparent carbon film prepared by mass-separated negative-carbon-ion-beam deposition. *Journal of Applied Physics*, vol.61, pp.2509-2515, 1987.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1390

O SISTEMA NACIONAL DE QUALIFICAÇÃO E CERTIFICAÇÃO DE PESSOAL EM ENSAIOS NÃO DESTRUTIVOS / *NATIONAL STAFF QUALIFICATION AND CERTIFICATION SYSTEM IN NON DESTRUCTIVE TESTINGS*

João Antônio Conte
** Executive Director , ABENDE – Associação Brasileira de Ensaios Não Destrutivos (Brazilian Association of Non-Destructive Testings)*
** Manager of the Certification Bureau*
** Coordinator of the Quality Center for Latin America and the Caribbean*
R. Luis Goes, 2341 – Mirandópolis – São Paulo – SP – CEP: 04043-400

Abstract

Although equipment, techniques and rules applied in the performance of NDA are extremely important items, they become merely academic if the staff involved in the development and evaluation is not taken into consideration, since the reliability is fully based on the professional performing the inspection. Thus, the issue Staff Qualification and Certification in NDA is extremely important and it is actually vital, whether you consider the need to assess the inspector's knowledge and ability or whether you consider the national and international requirements, such as Rule ISO 9712 and the European Rule EN 473. Staff Qualification and Certification in NDA has been extensively studied by the Association for 16 years, and it has established the National Staff Qualification and Certification System in NDA. The National System is being evaluated by INMETRO itself, based on the requirements established by Rule DINQP 069 and ABENDE shall be accredited as an Accredited Certification Entity – Organismo de Certificação Credenciado OCC. This study tries to objectively approach the National Staff Qualification and Certification System in Non-Destructive Testings.

Keywords

Qualificação, Certificação, Ensaios Não Destrutivos
Qualification, Certification, Non-Destructive Testings

1. INTRODUÇÃO

Como uma ferramenta da qualidade, os Ensaios Não Destrutivos adequadamente selecionados e executados garantem ao produto a aplicação pretendida, a confiança no equipamento, previnem acidentes e riscos à vida humana e melhoram o desempenho das empresas, proporcionando redução nos custos de fabricação e inspeção.

Embora equipamentos, técnicas e normas aplicáveis na execução dos END sejam elementos extremamente importantes, eles se tornam meramente acadêmicos se não considerarmos o pessoal envolvido na execução e na avaliação, pois o cerne da qualidade está no homem. Somente quando o profissional é capaz de fornecer as informações corretas e

3622

avaliar de forma consistente a inspeção, podemos afirmar que o END foi adequadamente executado e avaliado.

A execução e a avaliação confiáveis dos END são uma conseqüência direta da capacitação de quem os executa e os avalia, daí decorre a preocupação de todos os envolvidos no processo com o treinamento e a sistemática adotada para qualificar e certificar esses profissionais de maneira imparcial, transparente e coerente com o serviço a ser executado.

Um outro fator a considerar é que o estabelecimento de sistemas de qualificação e certificação de pessoal em END, harmoniosos e coerente entre si, propicia a mútua troca de produtos entre países, sem a interferência de onerosos esquemas de inspeção ou de duplicidade na execução dos ensaios, através da constatação de que os END são executados e avaliados de maneira uniforme.

2. HISTÓRICO

No início da década de 70 três adventos na área industrial contribuiram para fortalecer a necessidade de estabelecer um sistema brasileiro de Qualificação e Certificação de Pessoal em END, a saber:

- Construção de Plataformas Marítimas de Petróleo
- Usinas Nucleares
- Indústria Automotiva

Desde a sua fundação, ocorrida a 27 de março de 1979, a ABENDE vem se preocupando intensamente com o assunto qualificação e certificação de pessoal em END, como forma de assegurar a qualidade e a uniformidade das inspeções executadas através dos Ensaios Não Destrutivos.

Há cerca de 16 anos, portanto, no Palácio de Convenções do Anhembi, em São Paulo, em reunião aberta para discussão do tema "Qualificação e Certificação de Pessoal em END" e contando com a presença de cerca de noventa participantes de diversas empresas e entidade, foi formada, por votação da platéia, a "Comissão de Qualificação e Certificação de Pessoal - COEND".

A COEND integrada por representantes dos diversos segmentos da indústria, realizou um amplo estudo dos sistemas de qualificação de pessoal estabelecidos internacionalmente e das particularidades de um sistema a ser adotado a nível nacional e, posteriormente, reconhecido mundialmente. A partir desse estudo foi estabelecida uma política nacional para a qualificação e certificação, levando-se em conta as reais necessidade da realizada e da cultura brasileira e que, além disso, refletisse conformidade com as principais normas e recomendações internacionáis, visando, dessa forma, a harmonização do esquema brasileiro com o existente em outros países.

Todos os trabalhos foram, assim, desenvolvidos em consonância com os documentos do "ICNDT - International Committee for NDT", "Projeto Regional de END da América Latina e Caribe - RLA/82/T01" e com as normas "ISO - International Standard Organization". Cabe

ressaltar que nos trabalhos desenvolvidos por estes organismos ocorreu a participação do Brasil, através de delegação à ABENDE, no caso da ISO, concedida pela ABNT.

O minucioso e criterioso trabalho da COEND, culminou na elaboração da Norma "ABENDE 01 - Qualificação e Certificação de Pessoal em END" e dos textos base de seus Documentos Complementares "DC-001 - Qualificação e Certificação de Pessoal em Ensaios Não Destrutivos - Procedimento" e "DC-002 - Reconhecimento e Certificação de Pessoal Nível 3 para END".

A Norma ABENDE 01 foi submetida à aprovação por cerca de 1500 associados, bem como as várias instituições, entidade e organismos, resultando em 80% de aprovação sem restrição e de 15% de aprovação com sugestões.

A medida que a política para o Sistema Nacional de Qualificação e Certificação foi definida, constituiu-se, em 1987, o Conselho de Certificação da ABENDE e, posteriormente, seu órgãos de apoio executivo, o Bureau de Certificação, e auxiliares, os Comitês Setoriais de Certificação.

3. ORGANISMOS DO SISTEMA NACIONAL DE QUALIFICAÇÃO E CERTIFICAÇÃO

A Norma ABENDE 01 prevê a constituição de organismos do Sistema, mantendo em relação ao organograma da Associação total independência em relação aos assuntos de Qualificação e Certificação.

Os órgãos do Sistema são a seguir apresentados.

3.1 Conselho de Certificação

O Conselho de Certificação, órgão normativo do Sistema, é constituido por representantes dos diversos segmentos da indústria nacional e por sociedades ligadas à área dos END, a saber:

ABCQ - Associação Brasileira de Controle da Qualidade
ABDIB- Associação Brasileira para o Desenvolvimento das Indústrias de Base
ABEMI- Associação Brasileira de Engenharia Industrial
ABENDE- Associação Brasileira de Ensaios Não Destrutivos
ABIENDE- Associação Brasileira das Empresas de Inspeção por END
ANFAVEA -Associação Nacional dos Fabricantes de Veículos Automotores
CNEN- Comissão Nacional de Energia Nuclear
ELETROBRAS Centrais Elétricas Brasileiras S/A
FBTS- Fundação Brasileira de Tecnologia da Soldagem
IBQN- Instituto Brasileiro de Qualidade Nuclear
IBS - Instituto Brasileiro da Siderurgia
INMETRO-Instituto Nacional de Metrologia, Normalização e Qualidade Industrial
PETROBRAS Petróleo Brasileiro S/A
SENAI-Serviço Nacional de Aprendizagem Industrial

3.2 Bureau de Certificação

O Bureau de Certificação é o órgão responsável pelas ações de caráter executivo do Sistema e pela efetiva implementação da política nacional de Qualificação e Certificação. O Bureau é formado pelos Coordenadores de Comitês Setoriais e por integrantes do Conselho, sendo constituído por coordenadores dos Comitês Setoriais, um representante do Conselho de Certificação e pelo Gerente do Bureau de Certificação.

3.3 Comitês Setoriais

A criação dos Comitês Setoriais se deu de forma a dirigir as atividades executadas às peculiaridades de cada setor específico de atuação envolvido e, atualmente, são eles: Comitê Setorial Aeroespacial, Comitê Setorial Eletromecânico, Comitê Setorial Nuclear, Comitê Setorial Petróleo/Petroquímico, Comitê Setorial Siderúrgico/Rodoferroviário, e Comitê Setorial Automotivo.

Aos Comitês Setoriais compete a orientação dos Centros de Exames de Qualificação, com a finalidade de se obter os resultados previsto nos documentos elaborados, e sendo suas atividades exercidas nas áreas específicas de suas respectivas especialidades.

3.4 O número de representantes das empresas, envolvidos no Sistema Nacional de Qualificação e Certificação, considerando-se também os Grupos de Trabalhos formados no âmbito dos Comitês Setoriais para execução de tarefas específicas, alcança, atualmente, cerca de 100 profissionais.

3.5 Centros de Exames de Qualificação

Os Centros de Exames de Qualificação - CEQ's, são órgãos do Sistema capacitados a aplicar, sob supervisão do Bureau de Certificação, os exames de qualificação aos candidatos à certificação Nível 1 e Nível 2 em END.

Atualmente encontram-se já credenciados aos seguintes Centros de Exames de Qualificação:

a) Setor de Qualificação e Certificação da Petróleo Brasileiro S/A - PETROBRAS/SEQUI - São José dos Campos - SP

b) Centro de Tecnologia de Solda Orlando Barbosa do Serviço Nacional de Aprendizagem Industrial - SENAI/CETEC/SOLDA - Rio de Janeiro - RJ

c) Centro de Desenvolvimento de Tecnologia Nuclear da Comissão Nacional de Energia Nuclear - CDTN/CNEN - Belo Horizonte - MG

Além destes, encontram-se em fase de credenciamento outros 2 centros ligados ao SENAI, localizados em Porto Alegre - RS e Salvador - BA.

Os CEQ's, segundo os requisitos estabelecidos, devem possuir estrutura adequada, bem como equipamentos e pessoal técnico capacitado a executar os exames.

4. DOCUMENTOS JÁ ELABORADOS

Desde o início dos trabalhos da COEND até o momento já foram elaborados e aprovados pelos Comitês, pelo Bureau e pelo Conselho de Certificação, os seguintes documentos, imprescindíveis para o estabelecimento do Sistema Nacional:

a) Norma ABENDE Nº 1 - "Qualificação e Certificação de Pessoal em Ensaios Não Destrutivos"
Norma que estabelece as diretrizes e a sistemática para a qualificação e certificação de pessoal em END.

b) Documento Complementar DC-001 - "Qualificação e Certificação de Pessoal em Ensaios Não Destrutivos - Procedimento"
Documento que estabelece os parâmetro para qualificação e a certificação.
Anexos:

I	Atribuições e Competência - Nível/Subnível
II	Experiência Profissional x Grau de Escolaridade
III-A	Programa de Treinamento - Ensaio Radiográfico
III-B	Programa de Treinamento - Ultra-Som
III-C	Programa de Treinamento - Partículas Magnéticas
III-D	Programa de Treinamento - Líquido Penetrante
III-E	Programa de Treinamento - Ensaio Visual
III-F	Programa de Treinamento - Correntes Parasitas

c) Documento Complementar DC-002 - "Reconhecimento e Certificação de Pessoal Nível 3 para Ensaios Não Destrutivos"
Documento que estabelece, em caráter temporário, os critérios para o reconhecimento daqueles profissionais que atuam como Nível 3.

d) Documento Complementar DC-003 - "Credenciamento de Centros de Exames de Qualificação"
Documento que define os critérios, o regulamento e os procedimentos necessários ao credenciamento pelo Conselho de Certificação, daquelas organizações que pleiteiem ser um Centro de Exames de Qualificação.
Parte A : Critérios
Parte B : Regulamento
Parte C : Procedimento

e) Documento Complementar DC-004 - "Reconhecimento pelo Sistema Nacional de Qualificação e Certificação de Pessoal Qualificado em Ensaios Não Destrutivos por outros Sistemas - Procedimento"
Documento que estabelece os parâmetro para o reconhecimento pelo Sistema Nacional, do pessoal qualificado em END por outros sistemas empregados por organizações nacionais.

Foram ainda elaborados diversos documentos e procedimentos que estabelecem toda a sistemática e rotina administrativa e técnica utilizada na aplicação dos exames, seguida pelo Bureau de Certificação e Centros de Exames de Qualificação.

5. NÍVEIS E SUBNÍVEIS DE QUALIFICAÇÃO

Basicamente prevê-se 3 níveis de qualificação:

- Nível 1 (operadores)
- Nível 2 (inspetores)
- Nível 3 (supervisores)

Estes níveis foram estabelecidos contemplando-se os principais requisitos internacionais.

Além destes, existe a subdivisão, a qual procura contemplar as especificidades de cada setor, em relação aos equipamentos inspecionados.

6. PRÉ REQUISITOS PARA QUALIFICAÇÃO

Para pleitear o Exame de Qualificação, o profissional deve atender aos seguintes pré requisitos:

a) Escolaridade
b) Experiência Profissional
c) Aptidão Física
d) Treinamento

7. TIPOS DE EXAMES APLICADOS

Os exames a serem aplicados aos candidatos à certificação são divididos em teóricos e práticos e subdivididos em geral e específico.

Os exames foram desenvolvidos por uma banca de profissionais de notória capacidade e este bando é utilizado através de programa especial informatizado para geração de questões.

8. EMISSÃO DE CARTEIRA E CERTIFICADO

Após a realização dos Exames, completados com sucesso, segundo os requisitos do Sistema, o candidato recebe uma carteira e um certificado, especificando o método/nível/subnível e setor industrial para o qual foi certificado, além da validade dos mesmos.

A certificação é válida por 5 anos, período após o qual é realizado um exame simplificado de recertificação, com a finalidade de averiguar a atualização técnica do inspetor.

Anualmente, o candidato deve comprovar o exercício da profissão através da emissão de relatórios de inspeção, os quais são encaminhados ao Bureau de Certificação.

9. RECERTIFICAÇÃO

Decorridos os 5 anos da validade da certificação, o profissional deve submeter-se a novos exames simplificados de qualificação, os quais são realizados com o objetivo de verificar a contínua atualização e a manutenção da habilidade e do conhecimento especifico do profissional.

10. PANORAMA ATUAL

O Sistema Nacional possui hoje cerca de 1800 profissionais qualificados e certificados, divididos em Níveis 1, 2 e 3.

O Sistema Nacional encontra-se hoje em processo de credenciamento pelo INMETRO, estando a ABENDE em processo de reconhecimento como Organismo de Certificação Credenciado - OCC, com base nos requisitos fixados pelo próprio INMETRO.

11. PANORAMA INTERNACIONAL

O nível internacional, os principais sistemas aplicados são baseados nos seguintes documentos:

- Norma ISO 9712
- Norma Européia EN 473

A Comunidade Econômica Européia decidiu adotar um sistema centralizado na Europa com base na EN 473, o qual está em total conformidade com os requisitos estabelecidos pela ISO 9712.

Com o apoio do próprio INMETRO e ações junto às entidades congêneres do exterior, busca-se a harmonização internacional entre os Sistemas aplicados em cada pais.

A nivel de Mercosul busca-se também a harmonização dos Sistemas atualmente aplicados, principalmente na Argentina e Brasil, tendo sido decidido recentemente que os requisitos do Sistema Nacional devem ser adotados para toda a região.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1494

POLYFUNCTIONAL PLANTS FOR INDUSTRIAL WASTE DISPOSAL
II - Economics and model evaluation

ANTONIO C. CAPUTO & PACIFICO M. PELAGAGGE
Department of Energetics, Faculty of Engineering
University of L'Aquila, 67040 Monteluco di Roio (AQ), Italy
E-mail: caputo@ing.univaq.it

Abstract

Some criteria for estimating capital investment and annual operating costs of polyfunctional plants for industrial waste treatment are presented. The process and equipment design methods presented in part I of this paper, together with the economic approach here proposed allow for complete technical-economic analyses. The overall mathematical model appears as an useful tool in economic feasibility studies. Accuracy of the developed computer mathematical model has been demonstrated referring to actual cost data from literature.

Keywords

Cost estimation, Economic analysis, Industrial waste

1. INTRODUCTION

Particularly interesting appears the use of Polyfunctional Plants for treatment and disposal of industrial waste, thanks to the related improvements in terms of process integration, resource conservation, and economy of scale. Significant advantages are therefore expected from the widespread utilization of Polyfunctional Plants from the standpoint of either the environmental and economic impact. In the first part of this paper some criteria for process and equipment design of general purpose Polyfunctional Plants, aimed at flexibility and ease of use, have been proposed.

In order to quantitatively assess the conditions of economic convenience, in this 2nd part paper the capital and operating cost factors for the main sections and equipment of a polyfunctional plant have been presented based on both literature and suppliers data. The overall technical-economic mathematical model that has been developed allows for economic feasibility analyses of such plants. Evaluation of the procedure has been carried out by comparison between either capital and operating costs of actual installations and those estimated by the model. Comparison results have been presented with reference to both single sections and whole plants.

3630

2. CAPITAL INVESTMENT EVALUATION

The Polyfunctional Plant total capital investment (TCI) may be estimated following the standard procedures adopted in the process industries (Kharbanda et al., 1988; Peters et al., 1991; Ostwald, 1992). TCI has been therefore assumed as the sum of Direct Capital Costs (DCC) and Indirect Capital Costs (ICC):

$$TCI = \Sigma_j DCC_j + ICC \quad (1)$$

where the subscript j stands for the j-th treatment section, while indirect costs are evaluated comprehensively for the whole plant.

ICC comprise land and urbanization cost (assumed as 80000 £/m^2), engineering and project management charges (10% of TCI), patents, licenses and know-how costs (3% of TCI), plant start-up (3% of TCI), allowance for funds during construction, personnel training (15 man-month), spares and construction materials (2% of TCI), and overheads (5% of TCI). The cost of the chemical analysis laboratory has been estimated as 4% of TCI, while that of auxiliary plant utilities as 7% of TCI. Fixed charges for connection to electric energy, natural gas distribution grid, and to the telecommunications network have been considered as 0.15% of TCI.

Direct costs instead are the sum of each equipment's physical module cost (PM) plus costs for specific site preparation (S), cost of auxiliary civil works (B), costs for instrumentation, control systems and auxiliary equipment (X), as pertinent to each piece of equipment and treatment section. The equipment physical module cost is based on the free on board cost (FOB), composed of fabrication and transportation costs, suitably increased by a labour and material factor (LM) accounting for installation and start-up costs as well as civil works and auxiliary equipments. Taxes and custom charges should be added, as applicable, specific to each equipment. Therefore, for the generic i-th equipment of the j-th treatment section may be established the following relationships:

$$PM_i = LM_i \cdot FOB_i \quad (2)$$

$$DCC_j = \Sigma_i PM_{ij} + S_j + B_j + X_j \quad (3)$$

Cost estimates have been made on the basis of either current cost as supplied by manufacturers and literature correlations updated to 1996 values through the Marshall and Swift cost index. All costs have been given in millions italian lire (1 US$ = 1600 £).

2.1 Incineration section

Incinerators cost depends mainly from the furnace type. Rotary kilns (or fluidized bed combustors in case of large waste flow rates) are generally adopted, because conventional grate incinerators used for municipal solid waste are not suited to waste containing a high percentage of liquids and sludges as happens for industrial waste.

As specified in part I of this work (Caputo et al., 1997), a battery of rotary kilns having a specific capacity of 2500 kg/h has been considered. The PM cost of the entire battery, comprehensive of feeding equipment and postcombustor, as a function of the annual flow rate to be treated P (tonn/year, from 3000 to 120.000) is

$$PM_{kiln} = 11785 - 0.187\ P + 4.625\ 10^{-6}\ P^2 \quad (4)$$

Electrostatic precipitator cost, according to Turner et al. (1988), is correlated to the ollection area, S (m^2):

$$PM_{ESP} = 19.02\ S^{0.6276} \quad \text{for } 930\ m^2 < S < 4650\ m^2 \quad (5a)$$

$$PM_{ESP} = 3\ S^{0.8431} \quad \text{for } 4650\ m^2 < S < 93000\ m^2 \quad (5b)$$

hile the scrubber cost is correlated to flow rate, Q (kNm^3/h):

$$PM_{SCRUB} = 0.026 + 0.026\ Q - 2.8\ 10^{-5}\ Q^2 \quad (6)$$

Cost of the heat recovery section may be evaluated from data of table I (adapted from oods et al., 1981) through the use of the following scaling equation:

$$PM = C^* (S/S^*)^n \quad (7)$$

here PM is the cost corresponding to the desired equipment size S, while C* is the PM cost f the equipment at the reference size S*.

Table I refers to a heat recovery steam generator operating at 42 bar and 360°C, and a ndenser at 0.1 bar operating with 20°C and 1 bar tubeside.

A 10% cost increment is added to account for pumps, piping, air heater, etc.

Fans and ductworks cost have been estimated according to the work of Vatavuk (1980).

Table I: Heat recovery section equipments cost

Equipment	Actual size S	Reference cost C*	Reference size S*	n
Steam generator	steam flow rate from 0.1 to 10 kg h	855	10^4 kg/h	0.81
Turboalternator	Power from 0.5 to 1000 MW	3100	4 MW	0.84
Condenser	Cooling power from 0.05 to 2.8 kW	310	10^3 kW	0.61
Degasifier	Water flow rate from 0.004 to 0.08 m^3 s	33	0.01 m^3/s	0.43

2 Chemical-Physical-Biological (CPB) section

Capital cost estimation for process equipment of the CPB section is based mainly on the orks of Wright and Woods (1993, 1994, 1995), from which Table II is adapted. Equipment st may be estimated in this case too by using eq. (7).

Moreover, cost of vacuum filters is correlated to filtering surface S (m^2) by

$$PM_{FILT} = 106\ S^{0.483} \quad (8)$$

ile the cost of a storage tank, for volumes V up to 40 m^3, is given by

$$PM_{TANK} = 0.437\ V + 6.742 \quad (9)$$

2.3 Stabilization/Solidification section

In this case the entire TCI of the stabilization/solidification section has been considered, which is given as a function of annual treatment capacity P_A (tonn/year, in the range from 20000 to 120000)

$$TCI_{S/S} = 10.046\ P_A^{\ 0.5743} \qquad (10)$$

Table II: CPB treatment section equipment cost

Equipment	Actual size S	Reference cost C*	Reference size S*	n
Pretreatment: comminutor	Flow rate (m^3/day) from 350 to 8000	24	8000 m^3/day	0.29
Concrete equalization and loading basins	Volume (m^3) from 40 to 300000	119	800 m^3	0.52
Coagulation and flocculation rectors	Volume (m^3) from 50 to 1000	238	1000 m^3	0.45
Clarifier (w/o scraper)	Surface (m^2) from 60 to 400	623.7	400 m^2	0.56
Sludge scraper	Surface (m^2) from 60 to 7000	402.5	220 m^2	0.62
Aeration basin	Surface (m^2) from 90 to 1.7 10^7	590	2000 m^2	0.74
Aerator	Power (kW) 0.75 - 3700	126	75 kW	0.55
Liquids Pumping station	Flow rate (m^3/day) from 40 to 1.2 10^6	590	7000 m^3/day	0.7
Sludges pumping and recirculation station	Flow rate (m^3/day) from 870 to 5 10^3	95	50000 m^3/day	0.53
Lime storage tank (15 days)	Dosing (kg/day) from 720 to 57000	460	5700 kg/day	0.61
$FeCl_3$ storage tank (15 days)	Dosing (kg/day) from 570 to 5700	220	5700 kg/day	0.5
Polyelectrolite storage tank (15 days)	Dosing (kg/day) from 4.4 to 38	130	38 kg/day	0.68
Sludge thickener	Surface (m^2) from 60 to 400	623.7	400 m^2	0.56

3. OPERATING COST EVALUATION

Operating charges for each plant section CS_j comprise personnel and labor cost, energy cost, maintenance (either labor and materials), overheads and general operating charges. This last item has been considered as 15% of total operating charges for each section. As far as the entire plant is concerned, instead, landfill disposal costs (CA) and waste collection expenses (CR) are to be accounted for, resulting in a Total Annual Cost (TAC)

$$TAC = [\Sigma_j\ CS_j] + CA + CR \qquad (11)$$

Personnel requirements per each section are shown in table III. Costs may be computed on the basis of the following annual costs: 50 M£/year-person for workers, 55-60 M£/year-person for tecnicians and specialized workers, 70 M£/year-person for supervisors.

Table III: Personnel requirements

Section	Plant capacity								
	up to 250.000 tonn/year			up to 500.000 tonn/year			up to 750.000 tonn/year		
	S	T	W	S	T	W	S	T	W
CPB	1	4	4	2	6	6	3	8	8
Incineration	1	4	4	2	6	6	3	8	8
Stabilization	1	4	4	2	6	6	3	8	8
Laboratory	3	3	3	5	5	7	7	7	7

W = Workers, T = Technicians, S = Supervisors

Electric energy cost has been assumed 160 £/kWh when bought from an external supplier instead than utilizing autonomously produced energy.

Energy cost for the incineration section is composed by fuel and electric power cost. Auxiliary fuel charge is:

$$C_{FUEL} = C_F \, H \, M_C \, T \qquad (12)$$

where C_F is the fuel cost (190 £/10^4 kcal), M_C is the hourly fuel consumption (kg/h), H the low heating value (kcal/kg), and T the annual operating hours. Electric power for ESP operation (kW) is expressed as a function of collecting area S (m^2):

$$P_{ESP} = 2.08 \, 10^{-2} \, S \qquad (13)$$

while for fan operation (kW) is:

$$P_{FAN} = 4.196 \, 10\text{-}6 \, \Delta p \, Q \qquad (14)$$

where Q (Nm^3/h) is the fumes flow rate and ΔP the total head loss (mm H_2O). Head loss for scrubber (mbar) is $\Delta P_{SCR} = 38.37 \, d^{-1.39}$ (Vatavuk, 1990), being d (μm) the minimum diameter of particles which are removed with an efficiency greater than 99.9%, while for the ESP is around 25 mm H_2O. Power requirement for each rotating kiln has been estimated in 25 kW. Power absorbed by the heat recovery equipment is 5% of the whole section power consumption. Maintenance cost is 15% of section capital investment.

In the CPB section maintenance costs are assumed as 5% of section capital investment, while reactants costs are assumed the following: $FeCl_3$ 320 £/kg, lime 50 £/kg, polyelectrolite 8000 £/kg, PAC 3000 £/kg. Power consumption may be computed from equipment actual size and the values of specific power consumption. The comminutor located in the pretreatment section has an installed power of 550 W for flow rates up to 10000 m^3/day and 750 W for higher flow rates. Propeller mixers in the equalization and feeding basins have a power requirement of 8-15 W/m^3, while in the case of the mixers of the coagulation and flocculation reactor the power is 400 and 20 W/m^3 respectively. Settling basins require about 10-20 W/m^2 for sludge extracting apparatus, while reactants storage tanks require about 250 W/m^3 for mixing and dosing. The sludge removal device of the thickening basin requires about 1 W/m^3, while energy requirement of vacuum filters is 40 kWh/tonn suspended solids. Power for liquids and sludge moving is obviously dependent on the actual plant layout.

In the stabilization/solidification section a greater incidence of maintenance cost (10% of capital investment) is considered due to the aggressive acid nature of treated sludges, while operating materials (cement and silicates) account for 40-45% of operating costs. Laboratory maintenance costs are 5% of capital investment while reactants and general expenses are 15% of operating costs. Disposal cost for stabilizated refuse and incineration slag are composed by the actual cost of disposal (80-120 £/kg) and cost of transportation to landfill. This last item depends from landfill distance D: it has been assumed as 33 £/kg if D<<100 km, 50 £/kg if D is around 100 km, and 50-110 £/kg when D>100 km. Therefore the total disposal cost to landfill lies in the range 100-200 £/kg. When waste collection cost (£/kg) is in charge of the polyfunctional plant it may be evaluated by the following equation which accounts for truck capital recovery, fuel and personnel costs

$$CR = (10 + D_A/5) \qquad (15)$$

being D_A the average distance between plant and waste source (Ciancio et al., 1994).

4. MODEL EVALUATION

The ability of the model to correctly estimate the capital and operating costs of polyfunctional plants for industrial waste treatment has been validated through comparison of model results with actual literature data concerning similar plants as shown in table IV. Either specialized plants, corresponding to single sections of a PP, and entire PP were considered. However, available references usually provided only general information about plant operation, such as plant capacity, average waste heating value etc. and, in absence of detailed data, typical average values were assumed when needed.

Table IV: Comparison with literature data

Literature data				This work		Deviation (%)	
Source	Capacity (tonn day)	Investment (M£)	Operating cost	Investment (M£)	Operating cost	Investment	Operating cost
Incineration							
Cenerini (1996)	750	250000	-	261055	-	+4.4	-
Ciancio et al. (1994)	250	50000	-	49116	-	+1.8	-
Cenerini (1996)	500-800	-	45-75 M£ day	-	48.8-81.7 M£ day	-	+8-+9
CPB							
Canziani et al. (1993)	760	7390	1460 M£ year	7592	1431 M£ year	+2.7	-1.9
Stabilization							
Lombardini (1993)	90	3000	-	3172	-	+5.7	-
Costanzini (1993)	170	-	225 £ kg	-	241.7 £/kg	-	+7.4
Polyfunctional Plant							
Canziani et al. (1993)	560	89673	9366 M£/year	93236	8951 M£/year	+3.9	-4.4
Canziani et al. (1993)	700	112708	11404 M£/year	116466	11147 M£/year	+3.3	-2.3

It appears that the model tends to slightly overestimate capital investments, while as far as operating costs are concerned also negative deviations are observed. Maximum deviations on single sections capital investments are 4.4% for incineration, 5.7% for stabilization/solidification, and 2.7% in case of CPB. In particular it is interesting to note that

good accuracy is observed in incineration cost estimation, and this is particularly important as this section usually presents the highest incidence on total plant cost. As far as operating costs are concerned the maximum deviation is 9% obtained for an incineration section, while negative deviation occurs in the case of Canziani et al. (1993).

Similar considerations hold for cost estimation in case of entire polyfunctional plants. The same underestimation of operating cost has been observed with reference to Canziani et al. (1993) data, although this may be explained by the fact that the PP considered in that work comprehended some special CPB subsections devoted to treatment of cyanide and chromium compounds which are absent in the general purpose plant considered in this work.

Finally, it should be noted that the operating cost shown for the solidification/stabilization plant of Costanzini (1993) is a total specific treatment cost, i.e. comprehensive of either capital recovery and landfill disposal/transportation costs.

However, the accuracy demonstrated by this cost estimation model appears particularly satisfying also considering that the model is intended to be used primarily in economic feasibility studies and that equipment cost correlations from literature (which usually provide an accuracy in the range of ± 30%) are employed at a large extent.

A sensitivity analysis has been finally carried out in order to assess the effect of variations of the cost parameters in the literature cases of table IV. Equipment costs have been subjected to a ±20% variation while parameters affecting operating costs have been varied as described in table V. The impact of each cost item has been computed separately (table V), and finally the maximum deviations from average cost, observed with reference to the test cases of table IV and imputable to the combined effect of all parameters, are shown in table VI.

Table V: Influence of operating parameters

Parameter	Minimum value	Modal value	Maximum value	Deviation (%)
Fuel cost (£ kg)	180	200	220	±6.9
Maintenance (incineration and CPB) (%)	2%	3%	4%	±8.4 (incineration) ±6.2 (CPB)
Waste heating value (kcal kg)	4800	5000	5200	-15.3, +14.7
Sludge filter efficiency (%)	85	90	95	-1.4, +1.7
Growth factor f	0.04	0.05	0.06	-2.1, +2.9
$FeCl_3$ (£ kg)	250	320	390	
Lime (£ kg)	40	50	60	±1.4
Polyelectrolite (£ kg)	6500	8000	9500	
BOD (mg l)	2000	4000	8000	-0.4, +0.6
SS (mg l)	2500	5000	10000	-0.3, +0.5
HM (mg l)	750	1500	3000	-3, +5.9
Landfill cost (£ kg)	80	100	120	±9.8
Trasportation cost (£ kg)	33	50	110	-8.3, +29.4
Maintenance (%) (stabilization)	8	10	12	±1.9
Reactants (%) (stabilization)	35	42.5	50	-3.1, +4.5
Interest rate (%) (stabilization)	7	9	11	±0.6
Plant life (years) (stabilization)	10	15	20	-0.6, +1.3

As far as the investment costs of the incineration section are concerned, the main influence has been obviously that of the rotary kilns and the ESP, showing an impact of ±3.5% and ±2.45% respectively when assuming a section capacity of 750 tonn/day. The

greatest impact on operating costs is instead that of waste heating value (±15% for a 500 tonn/day plant as described by Cenerini, 1996). In case of the CPB section the highest influence on capital investment has been that of either the sludge treatment (±3.7%) and the biological treatment (±2.6%), while the greatest sensitivity of operating cost has been shown, apart from maintenance, by the HM concentration which directly dictates the lime consumption. BOD and SS concentration instead affect more the capital investment than the operating cost because directly influence equipment sizes. In case of the stabilization plant operating cost, again the datum of table VI refer to the work of Costanzini (1993) where a total annual cost comprehensive of capital recovery is considered.

Table VI: Summary of model performance and combined parameters influence

Plant	Max deviation from literature data (%) (average values of parameters)		Max deviation from literature data (%) (combined parameters variation)	
	Capital investment	Operating costs	Capital investment	Operating costs
Incineration	+4.4	+9	±6.3	-28.9, +32
CPB	+2.7	-1.9	-21, +24	-10, +15.6
Stabilization	+5.7	+7.4	±10	-24.2, +48

It results that the uncertainity in the total cost evaluated resorting to average values of the cost parameters is fully offset by the uncertainity connected to the actual variation range of such parameters.

5. CONCLUSIONS

In this paper the statement of a methodological approach for feasibility studies of polyfunctional plants has been carried out. Such a type of plant will experience an ever increasing diffusion due to both superior safety and reliability in respect to distributed solutions and the high level of technologies integration allowing for energy and materials saving. Furhermore, a wide range of waste may be treated in a safe and correct manner. The proposed methodology for plant preliminary sizing and evaluation of significant cost items, even if simplified, has shown the ability of accurate estimates compatible with profitability evaluations. In fact the cost estimates of both the overall plant and single treatment sections are in good agreement with literature data pertaining to existing plants. Research progress will be aimed at the application of this metodology to industrial areas characterized by small and very small enterprises where the resort to polyfunctional plants is more stringent. At the same time the influence on profitability of the treatment capacity will be analyzed in order to determine the optimal plant size.

6. REFERENCES

CANZIANI, R., GERMANI, L., MORETTIN, M., Costi di trattamanto e smaltimento dei rifiuti industriali in piattaforme polifunzionali - Parte II: Determinazione dei costi specifici di smaltimento, Rifiuti Solidi, n°4, 1993.

CAPUTO, A.C., PELAGAGGE, P.M., Polyfunctional Plants for industrial waste disposal - I Process and equipment design, COBEM 97, 8-12 december 1997, Bauru, Brasil.

CENERINI, R., Costi di Investimento e di gestione - Bilancio economico, Rifiuti Solidi, n°4, 1996.

CIANCIO, G., MURA, A., Lo smaltimento dei rifiuti urbani: sistemi e tecnologie di riferimento - Parte II, Rifiuti Solidi, n° 2, 1994.

COSTANZINI, B., Piattaforma di Modena: l'inertizzazione di rifiuti e fanghi, Rifiuti Solidi, n°1, 1993.

KHARBANDA, O.P., STALLWORTHY, E.A., Capital Cost Estimating for the Process Industries, Butterworths, London, 1988.

LOMBARDINI, S., MALAMAN, R., Rifiuti ed ambiente: aspetti economici, tecnologici e giuridici. Il Mulino, 1993.

OSTWALD, P.F., Engineering Cost Estimating, 3rd ed., Prentice Hall, Englewood Cliffs(NJ), 1992.

PETERS, M.S., TIMMERHAUS, K.D., Plant Design and Economics for Chemical Engineers, 4th ed., McGraw Hill, New York, 1991.

TURNER J.H., et al., "Sizing and Costing of Electrostatic Precipitators: Part 2", J. of the Air Pollution Control Association, Vol. 38, No. 5, pp. 715-726, 1988.

VATAVUK, W.M., *Estimating costs of Air Pollution Control*, Lewis Publishers, Chelsea, 1990.

WOODS D.R., ANDERSON, S.J., Evaluation of Capital Cost Data: Offsite Utilities, Canadian Journal of Chemical Engineering, October, 1981.

WRIGHT, D.G., WOODS, D.R., Evaluation of Capital Cost Data. Part 7: Liquid Waste Disposal with Enphasis on Physical Treatment, Canadian Journal of Chemical Engineering, August, 1993.

WRIGHT, D.G., WOODS, D.R., Evaluation of Capital Cost Data. Part 8: Liquid Waste Disposal with Enphasis on Biological Treatment, Canadian Journal of Chemical Engineering, April, 1994.

WRIGHT, D.G., WOODS, D.R., Evaluation of Capital Cost Data. Part 9: Liquid Waste Disposal with Enphasis on Chemical Treatment, Canadian Journal of Chemical Engineering, August, 1995.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB233

PROJETO TTS - ESTÁGIO ATUAL E PERSPECTIVAS FUTURAS/ *TTS PROJECT - STATE-OF-ART AND FUTURE PERSPECTIVES*

JOÃO PEDRO CAMINHA ESCOSTEGUY & SIDNEY LAGE NOGUEIRA
Instituto de Aeronáutica e Espaço, Centro Técnico Aeroespacial - CTA/IAE
CEP 12228-904 São José dos Campos, S.P, Brasil - E-Mail, tts@iconet.com.br

Abstract

This paper describes the development of the "TTS Project" (Transonic and Supersonic Tunnels), an effort from the Brazilian Air Ministry, through the Centro Técnico Aeroespacial (CTA), to equip Brazil with the installations required for the aerodynamic testing at high velocities. The progress obtained up to this point includes the definition of basic specifications, the concept design of an industrial transonic tunnel with a novel technical solution, and the design, fabrication and initial operation of a Pilot Facility. The transonic regime is the most difficult one to be simulated by theoretical / computational methods. The use of test facilities (wind tunnels) is of foremost importance in the project of vehicles that cruise at such velocities, as is the case of high-performance transport aircrafts and satellite launching rockets (in the initial phase of the flight). At the moment, Brazil lacks the capability of testing at that regime. Along with explanations concerning the technical aspects of the project, the present paper covers strategic, financial and management challanges that had to be dealt with. Remarks concerning the joint use of computers and wind tunnels, and even the future prospects of the latter, are made.

Keywords

Experimental aerodynamic, wind tunnels, testing.

1. INTRODUÇÃO

Até o inicio dos anos 80, os desenvolvimentos no campo de aeronáutica e espaço eram principalmente ditados pelas caracteristicas técnicas desejáveis aos objetivos de supremacia militar. Impulsionados pela chamada "guerra fria", os paises mais desenvolvidos na área investiam indiscriminadamente em laboratórios que viessem a dar o necessário suporte aos projetos em curso. Com a distensão da disputa e o redirecionamento de recursos orçamentários governamentais, os esforços passaram a depender também de uma profunda análise econômica de tais investimentos. No cenário internacional de hoje, atuam não só associações de empresas (que antes até competiam entre si), como também associações de paises. Por exemplo, os mais acirrados concorrentes de alguns anos atrás, Estados Unidos e Rússia, hoje cooperam na exploração comercial do espaço.

O forte processo de fusão, e mesmo de desmantelamento, de muitas empresas do setor aeroespacial não indica, necessariamente, que os investimentos neste campo não possam vir a trazer retorno financeiro. Outros participantes surgem e progridem dentro de um novo conceito otimizado financeiramente para exploração deste ramo da atividade econômica. Paises como o Brasil enfrentam três sérios tipos de obstáculos, além daqueles decorrentes das

2639

mudanças ambientais descritas. São eles : (i) a necessidade de recuperar-se o atraso tecnológico em relação aos países detentores da tecnologia; (ii) a convivência com grandes restrições orçamentárias; e, (iii) a dificuldade em vencer-se as barreiras colocadas pelos blocos de interesses internacionais ao seu avanço neste campo.

2. A Necessidade Técnica e o Surgimento do Projeto TTS

O Projeto TTS, que visa a instalação de uma infra-estrutura de ensaios aerodinâmicos de alta velocidade, surgiu em 1986 como resultado de processo investigativo do Centro Técnico Aeroespacial - CTA, junto a potenciais usuários nacionais, incluindo representantes do ramo aeronáutico (Embraer), do programa espacial brasileiro (MEC-B), da indústria bélica e do setor de pesquisa. Uma série de contatos apontou para a imprescindível necessidade do Brasil dispor de duas instalações de porte industrial: um túnel transônico (TT) e outro supersônico (TS). Com base em especificações técnicas preliminares, procurou-se entre as firmas de reconhecida competência no desenvolvimento de instalações similares aquela que seria a parceira no projeto básico dos túneis brasileiros. Nesse ponto, pressões internacionais resultaram na impossibilidade de continuar-se os estudos relativos ao túnel supersônico.

Cedo no transcurso do projeto, tornou-se necessário buscar uma solução economicamente viável em face aos elevados custos de implantação do TT. Surgiu então, no próprio CTA, uma concepção inovadora combinando o uso otimizado de injetores de ar comprimido com o acionamento tradicional utilizado em túneis contínuos (através de um compressor axial de grande porte). Estudos anteriores indicavam que a potência necessária para o acionamento do túnel poderia ser reduzida em aproximadamente 50% com esse uso combinado "compressor + injetores". A partir deste conceito, foi desenvolvido o projeto básico do TT através do esforço conjunto da equipe do CTA e da empresa norte-americana Sverdrup Technology (vide Tabela 1). Nessa ocasião (1989), identificou-se a importância de construir-se uma instalação piloto, em escala 1:8 (chamada Túnel Transônico Piloto - TTP).

Tabela 1 - Especificações Técnicas do Túnel Transônico.

Tipo de Instalação		Túnel de circuito fechado, acionado por compressor axial de 34 MWatts, com um sistema intermitente de injeção de ar para alcançar pontos extremos do envelope de operação.
Seção de Teste	Dimensão	2,0 X 2,4 X 6,5 (metros).
	Ventilação	Paredes fendidas, com razão de área aberta variável entre 0 a 11%; sistema de extração de 2,5% de massa; flapes de difusor.
Número de Mach		De 0,2 a 1,3.
Pressão de estagnação		De 0,5 a 3 atmosferas.
Temperatura de estagnação		Atmosférica
Tipos de Ensaios		Medidas de forças, momentos, pressões e temperaturas; ensaios dinâmicos; visualização de escoamentos; separação de cargas sub-alares; simulação de motores e de efeito solo; pesquisa de camada limite e de transferência de calor.

Inicialmente, seria construído um túnel de circuito aberto, acionado intermitentemente através do sistema de injeção de ar comprimido. Numa segunda fase, o circuito seria fechado, instalando-se o compressor axial, que passaria a permitir a operação continua. Essa modularização, ilustrada na Figura 1 (adotada no TTP e prevista para o TT), foi definida visando-se um rápido início de operação, com valores intermediários de investimento (aspecto crucial, devido às fortes restrições orçamentárias), embora com envelope operacional limitado. No caso do TT, existe ainda uma alternativa de instalar-se imediatamente o módulo de circuito fechado, acionado apenas por injetores. Em uma segunda etapa seria instalado o compressor axial, ou até mesmo substituído este compressor por um sistema de injeção mais potente. A decisão final dependerá dos resultados obtidos no Túnel Piloto e do projeto detalhado do TT, a ser desenvolvido.

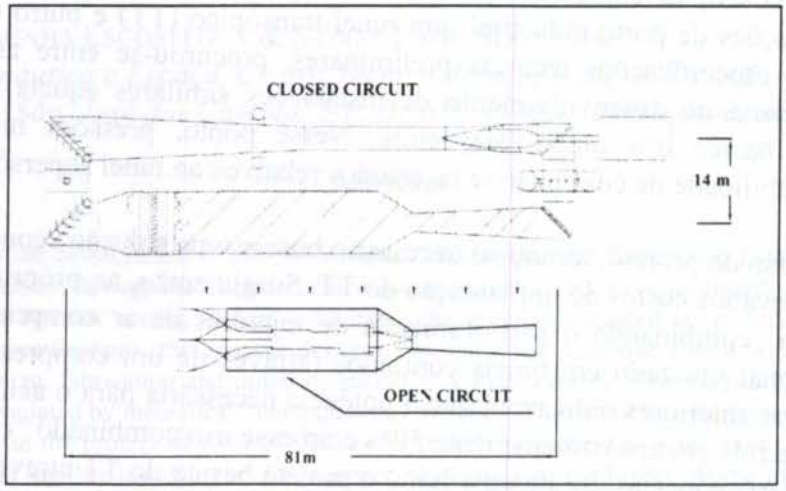


Figura 1 - Módulos de Implantação do Túnel Transônico.

O envelope operacional é apresentado na Figura 2. Observa-se o ganho em termos de capacidade de simulação (traduzida pelo número de Reynolds, normalizado pela raiz quadrada da área da seção de teste) com a utilização da injeção de ar comprimido.

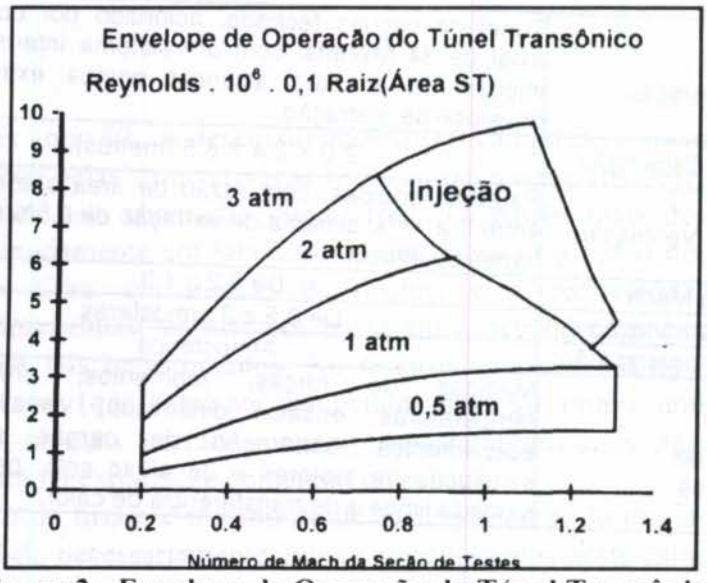


Figura 2 - Envelope de Operação do Túnel Transônico.

3. O Retorno do Investimento

O estudo de viabilidade econômica considerou os seguintes fatores (Escosteguy, 1993): (i) demanda energética (função do perfil dos ensaios); (ii) custos gerais de manutenção; (iii) custo relativo ao pessoal técnico necessário à operação; (iv) características das "polares de arrasto" (unidade básica de ensaio no túnel, correspondendo a vinte pontos de medição dos coeficientes aerodinâmicos); (v) produtividade máxima de 5818 polares por ano.

Calculou-se os custos operacionais, em função da taxa efetiva de utilização do túnel. Com base nestes custos, foi possível estimar o prazo para retorno do investimento (Figura 3). Observa-se que ao se considerar (i) uma taxa de utilização do túnel de 50% da capacidade máxima e (ii) um preço de polar igual a US$ 2500 (inferior à média internacional de US$ 3330), o retorno de investimento ocorrerá em prazo da ordem de quinze anos. Ressalte-se que neste retorno de investimento está sendo considerado não só o custo da implantação, mas também as despesas operacionais listadas anteriormente.

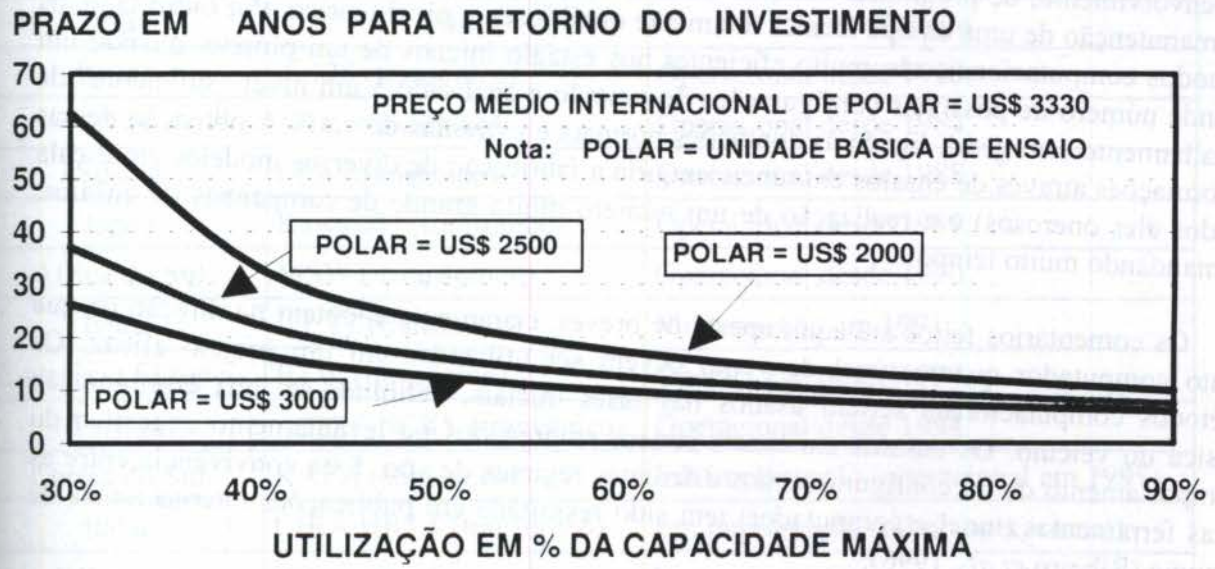


Figura 3 - Avaliação do Retorno do Investimento no Túnel Transônico.

4. A Convivência dos Túneis de Vento com os Computadores

Ao longo do Projeto TTS foi levantada a questão se os resultados a serem obtidos nos túneis poderiam ser conseguidos através da utilização de computadores de grande porte.

Nos túneis de vento, modelos em escala reduzida (similares aos veículos reais) são ensaiados com vento na velocidade de vôo. O comportamento aerodinâmico é influenciado pela diferença de dimensões em relação aos veículos reais, sendo necessária a extrapolação para condições de vôo através de métodos semi-empíricos tradicionais. Para isso, utiliza-se o auxílio de computadores convencionais (de pequeno porte).

Os túneis, apesar de serem instalações de custo de implantação alto, têm uma vida útil extensa (normalmente décadas), podendo ser operados por uma equipe técnica reduzida. Os ensaios em túneis são altamente eficientes na análise de configurações definidas, permitindo em um tempo reduzido obter-se informações quanto a regimes de vôo muito diferentes entre

si (em termos de ângulo de ataque, guinada, rolamento, efeitos dinâmicos, cargas sub-alares, etc). A obtenção desse volume de informações através do uso de métodos computacionais seria muito demorada e onerosa, tornando-se mesmo impraticável até em países que dispõem dos recursos humanos e materiais ("hardware" e "software") necessários.

No computador, a geometria do veículo estudado passa a ser descrita por elementos discretizados ("malhas computacionais") e o escoamento é representado por um modelo matemático. A viabilidade do método está ligada à capacidade de processamento do computador (para representar-se o veículo com nível suficiente de detalhes) e à precisão do modelo teórico utilizado. Nesse sentido, tais modelos são normalmente "calibrados" (isso é, aperfeiçoados ou corrigidos) através de ensaios em túneis de vento. Existem fenômenos aerodinâmicos importantes que ainda hoje não são modeláveis numericamente.

O uso de Dinâmica dos Fluidos Computacional no ambiente de projetos industriais, além de requerer máquinas de última geração (supercomputadores), exige a aquisição, ou desenvolvimento, de programas computacionais complexos e especializados. Há necessidade de manutenção de uma equipe técnica altamente qualificada a nível teórico. Por outro lado, os métodos computacionais são muito eficientes nos estágio iniciais de um projeto, quando um grande número de possíveis configurações do veículo é analisado a um nível "suficiente" de detalhamento (em geral, ligado às condições normais e extremas de vôo). A obtenção dessas informações através de ensaios em túneis exigiria a fabricação de diversos modelos em escala (todos eles onerosos) e a realização de um número muito grande de campanhas de ensaios, demandando muito tempo.

Os comentários feitos até aqui, apesar de breves, claramente apontam na direção de que tanto computador quanto túnel de vento devem ser utilizados em um projeto eficaz. Os métodos computacionais seriam usados nas fases iniciais, definindo-se uma configuração básica do veículo. Os ensaios em túneis seriam empregados no levantamento exaustivo do comportamento de tal configuração nos diferentes regimes de vôo. Esta convivência entre as duas ferramentas (túnel e computador) tem sido ressaltada em publicações internacionais de renome (Ribeiro *et al.*, 1996).

Assim, não faz qualquer sentido técnico afirmar-se que o computador substitui o túnel, tornando-o obsoleto. O computador é uma facilidade complementar, atualmente com um papel relevante para o desenvolvimento de novos projetos. Países detentores da tecnologia de ponta na indústria aeroespacial, apesar de possuírem meios computacionais mais potentes e modernos do que aqueles que o Brasil poderia importar (inclusive considerando eventuais embargos às importações), continuam investindo em instalações de túneis de vento.

Tanto a instalação de um túnel de vento, quanto a implantação de um centro de supercomputação representam investimentos elevados. No entanto, ambos são amplamente justificáveis face às altas cifras envolvidas em projetos aeroespaciais, bem como ao risco de projetar-se veículos sem os subsídios técnicos necessários. O único túnel de vento industrial para ensaio aeronáutico disponível no Brasil (o TA-2, subsônico, do Centro Técnico Aeroespacial) foi construído na década de 50, tendo sido utilizado como ferramenta básica em todos os projetos recentes. Entretanto, tal instalação, além do desgaste observado devido à intensa utilização, não é capaz de simular as condições de vôo de aeronaves a jato. E é justamente no regime transônico que os fenômenos aerodinâmicos mais complexos surgem, limitando o uso de métodos computacionais, e fazendo do túnel de vento uma ferramenta

ainda mais importante. Tais fatos têm norteado a prioridade dada pelo Ministério da Aeronáutica ao Projeto TTS, de maneira a permitir a continuidade do desenvolvimento no setor.

5. O Panorama Atual dos Investimentos em Túneis

O próprio número de novas instalações indica existir uma forte percepção dentro da indústria aeronáutica mundial de que o túnel de vento é, e continuará sendo, uma importante ferramenta de projeto (vide Tabela 3). Não existe Nação detentora de uma capacidade industrial no setor que não possua instalações condizentes de túneis de vento. Países com menor tradição que o Brasil, que hoje procuram inserir-se nesse mercado, estão ativamente envolvidos na construção de novos túneis.

Tabela 3 - Novos Túneis de Vento

País	Túnel	Estágio
Rússia	T-128 (transônico)	Operacional desde 1983.
EUA	NTF (transônico)	Operacional desde 1984.
Suécia	FFA (transônico)	Operacional desde 1988.
Japão	Kawasaki (transônico)	Operacional desde 1989.
África do Sul	MSWT (transônico)	Operacional desde 1990.
Israel	IIT T1 (transônico)	Modernizado em 1991.
Consórcio Europeu	ETW (transônico)	Operacional desde 1994.
Taiwan	ASTRC/NCKV (transônico)	Operacional desde 1994.
Coréia do Sul	KAFA (subsônico)	Em implantação (operacional em 1997).
Itália	CIRA HRTT (transônico)	Em implantação (piloto operacional).
Indonésia	IPTN (transônico)	Em projeto (operacional em 1999).

6. Comentários sobre as Dificuldades no Projeto TTS

Sem dúvida, muitas têm sido as dificuldades encontradas ao longo do Projeto TTS, classificadas nas categorias a seguir. Fica claro existir uma forte interação entre elas.

6.1 Dificuldades Técnicas

Apesar da tecnologia necessária ao projeto de instalações similares estar disponível desde a década de 50, sua disseminação é rigidamente controlada por um acordo entre as Nações detentoras. Sendo assim, foi necessária a contratação dos serviços de engenharia de uma firma norte-americana . Consciente da necessidade de absorção cabal da tecnologia, o Ministério da Aeronáutica criou, e manteve estável, um núcleo técnico responsável pelo projeto. Tal responsabilidade deve ser entendida como indo muito além do simples acompanhamento dos trabalhos da firma especialista. Por exemplo, a solução de combinar-se o uso de injetores de ar comprimido com o acionamento tradicional por um compressor axial, objetivando a diminuição da potência total requerida, nasceu de estudos desenvolvidos pelo grupo brasileiro.

As fortes restrições orçamentárias impediram a continuação do contrato nas fases de projeto detalhado e fabricação do Túnel Piloto (TTP). Tais atividades foram realizadas pelo grupo do CTA, de maneira autônoma, de certa forma aumentando o risco técnico envolvido (uma vez que trata-se de uma instalação inédita no País). Acordos bilaterais de cooperação técnica com órgãos governamentais de outras Nações minoraram o problema. Através da modularização da implantação, contornou-se as graves dificuldades de alocação de recursos financeiros. Os resultados preliminares obtidos no TTP apontam na direção de que obteve-se sucesso, conforme exemplificado pela Figura 4. O gráfico indica: (i) a melhoria na distribuição de velocidade ao longo da seção de teste do túnel e (ii) a diminuição de perda de carga, ambas resultantes da otimização da geometria dos flapes de reentrada (resultados experimentais).

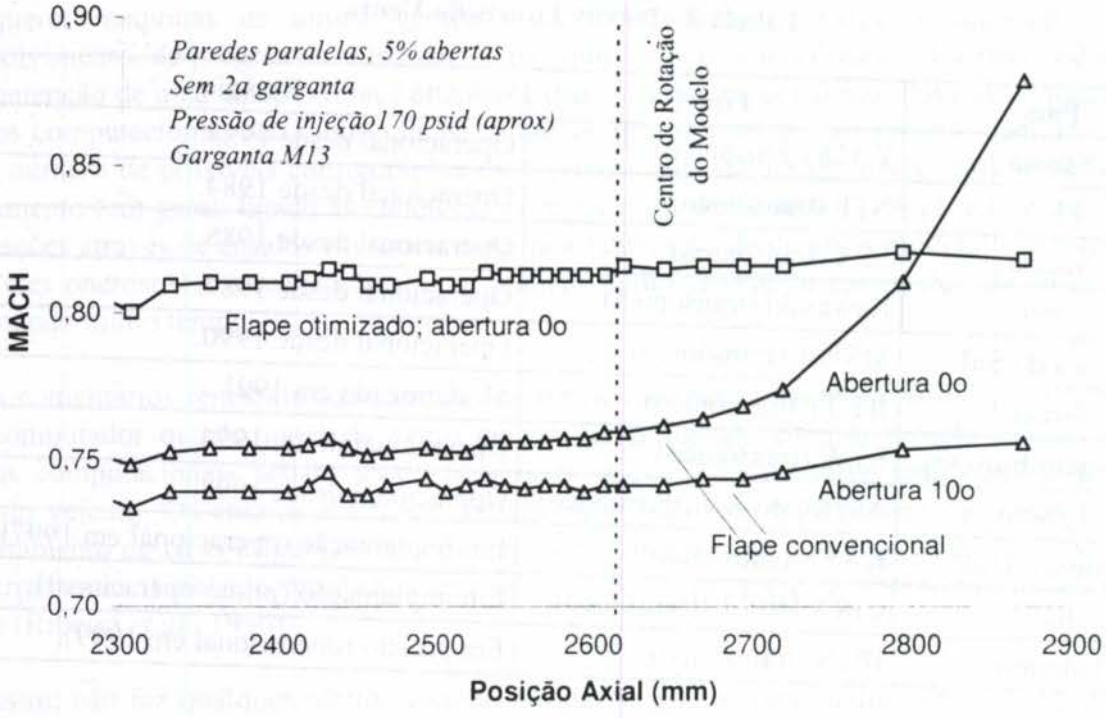


Figura 4 - Otimização da Geometria dos Flapes.

6.2 Mudanças no Ambiente Nacional

A crise econômica experimentada pelo Brasil ao final da década de 80 ocasionou a redução drástica dos investimentos oficiais em C&T, afetando profundamente o Projeto TTS [6]. Se historicamente já era difícil garantir-se a liberação de recursos para projetos plurianuais de grande porte, a situação tornou-se praticamente insustentável. O que é mais grave, junto com a crise estrutural da economia, o setor aeroespacial mergulhou em profunda depressão, seguindo uma tendência mundial. No caso da Embraer, a situação foi acentuada pelo fracasso comercial da aeronave EMB-123 Vector (Escosteguy, 1995). O processo de privatização do setor trouxe incertezas adicionais, uma vez que as especificações técnicas definidas na década de 80 contemplavam aspectos de natureza estratégica, agora sujeitos à revisão por parte dos novos acionistas. Entretanto, a experiência de outros países aponta na direção de uma parceria "Estado - iniciativa privada", dado o montante de recursos

necessários à manutenção de uma infra-estrutura de apoio que torne a indústria competitiva. É o caso dos Estados Unidos, dominado por uma economia de mercado, onde o setor aeroespacial conta com subsídios indiretos, entre os quais a operação de grandes túneis por órgãos governamentais (NASA e Força Aérea). Tal tendência parece confirmar-se no Brasil com a retomada da utilização do Túnel Subsônico do CTA para ensaios de desenvolvimento da Embraer.

6.3 Mudanças no Ambiente Internacional

À crise de origem interna do setor aeroespacial brasileiro, adicionou-se um período de forte mutações no cenário internacional, em grande parte advindas do fim da chamada "guerra fria". Com a distensão da disputa e o redirecionamento de recursos orçamentários governamentais, os esforços passaram a depender de uma profunda análise econômica dos investimentos. Questões sobre quais tecnologias devem ser encaradas como de importância estratégica para uma Nação permanecem em aberto.

Nesse cenário de prioridades conflitantes, o Ministério da Aeronáutica tem direcionado os recursos possíveis ao Projeto TTS, em especial mantendo a equipe técnica, consciente de que de outra maneira inviabilizaria qualquer iniciativa futura no setor. Paralelamente, está em curso uma revisão das especificações técnicas, adequando as instalações ao cenário atual.

7. Conclusão

Não existe nação detentora de uma capacidade industrial no setor aeroespacial que não possua instalações condizentes de túneis de vento. Países com menor tradição que o Brasil, que hoje procuram inserir-se nesse mercado, estão ativamente envolvidos na construção de novos túneis.

O esforço do CTA no projeto TTS tem se fundamentado em uma sólida base técnica e uma prudente contextualização com o quadro de avaliação econômica do investimento. Grandes obstáculos têm sido superados, e com certeza muitos ainda o terão de ser até a operacionalização da instalação industrial. Dificuldades ocasionais e estruturais foram encontradas. O projeto tem subsistido em grande parte pela prioridade dada pelo Ministério da Aeronáutica, traduzida, entre outros fatores, pela manutenção da equipe técnica.

8. Referências Bibliográficas

Escosteguy, J.P.C. *Revisão dos Custos de Implantação e Operação do Túnel Transônico*, relatório GTTS-GER-T035, Centro Técnico Aeroespacial, 1993.

Escosteguy, J.P.C. *Um Modelo do Processo de Inovação Tecnológica e sua Aplicação na Análise da Trajetória Tecnológica da Embraer*, dissertação de Mestrado, ITA, 1995.

Ribeiro Jr, J.; Escosteguy, J.P.C.; Moraes, P.; Azevedo, J.L.F.; Panetta, J. *Considerações sobre a Utilização de Túneis de Vento e de Grandes Computadores em Projetos Aeroespaciais*, Centro Técnico Aeroespacial, 1996.

UNESP COBEM 97

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB27

CARACTERIZAÇÃO DE ESTANHO(Sn) NA SOLIDIFICAÇÃO UNIDIRECIONAL / *CHARACTERIZATION OF TIN (Sn) ON UNIDIRECTIONAL SOLIDIFICATION*

JOSÉ RUBENS DE CAMARGO [1], OLIVÉRIO MOREIRA MACEDO SILVA [1,2], CARLOS KIYAN [1] & FRANCISCO C. LOURENÇO DE MELLO [1,2]

(1) UNESP - Universidade Estadual Paulista - Campus de Guaratinguetá
Av. Ariberto Pereira da Cunha, 333 - CEP - 12500-000
Guaratinguetá - SP - Brasil

(2) Divisão de Materiais - Instituto de Aeronáutica e Espaço - AMR-IAE
Centro Técnico Aeroespacial - CTA
Praça Marechal do Ar Eduardo Gomes, 50 - CEP - 12228-904
São José dos Campos - SP - Brasil

Abstract

The present work deals with the characterization of unidirectional solidification of electrolytic tin (99.98% purity) (Mei et al.,1980), to verify the solute distribution across the whole ingot (Burton et al.,1991), (Tiller et al.,1953),. An unidirectional solidification device comprising a versatile and efficient water-cooled electrical resistance furnace was assembled (Garcia et al.,1983). Macrographic examination over both longitudinal and cross sections were performed. Microhardness testing, optical micrography, SEM/EDS examination and also chemical analysis were performed as well (Petzow et al.,1978). The obtained results showed an efficient unidirectional solidification and so far as the solute distribution, across the top, middle and base regions, is concerned no change was detected, with the exception for iron with higher concentration at the base region.

Key-Words

Unidirectional, purity, ingot, solute, tin.
Unidirecional, pureza, lingote, soluto, estanho.

1. INTRODUÇÃO

O processo de solidificação pode ser entendido como um processo de transformação de fase líquida em fase sólida que, de forma controlada, é largamente utilizado na moderna tecnologia industrial. Por exemplo, na tecnologia eletrônica, a solidificação unidirecional controlada pode ser utilizada na purificação de metais para o emprego em semicondutores através do processo de refino por fusão zonal. Na tecnologia metalúrgica, pode ser utilizada para obter propriedades previamente projetadas; em peças fundidas, para aplicações especiais na conformação de metais por fundição; na produção de lingotes, para posterior conformação mecânica e na soldagem de metais por fusão (Campos et al.,1978), (Prates et al.,1976).

8647

2. MATERIAL E PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Para a parte experimental foi utilizado como material barras de estanho de pureza eletrolítica (~99,98%), fabricadas pela Companhia Estanífera do Brasil (CESBRA).

Efetuou-se o corte deste material em pequenos pedaços para facilitar a colocação dentro da lingoteira, tomando o cuidado com a limpeza para evitar a contaminação do material por corpos estranhos.

Em seguida, projetou-se e construiu-se um forno cilíndrico, com sistema de refrigeração a água, capaz de executar um processo de solidificação unidirecional.

O forno cilíndrico, com duas zonas de aquecimento, favoreceu desta forma a solidificação unidirecional.

O sistema de refrigeração, foi o responsável pela extração de calor e, consequentemente, a solidificação do material.

A lingoteira cilíndrica, construida de aço ABNT 1020, foi torneada e retificada com diâmetro interno de 55mm, externo de 70 mm e uma altura de 110 mm.

O sistema elétrico constituido de dois pirômetros controladores, que individualmente comandam duas zonas de aquecimento do forno, através de termopares tipo K (Chromel-Alumel). O controle da temperatura do banho , até o início da solidificação do material, foi registrado através de um termopar de imersão, tipo K (Chromel-Alumel).

Foram fundidos 4 lingotes, sendo executado o exame macrográfico em todos para comprovar a eficiência do sistema e a unidirecionalidade dos grão cristalinos.

O exame micrográfico, ensaio de microdureza e as análises química e por energia dispersiva de raios-X foram efetuadas em um lingote escolhido aleatóriamente.

Na fotografia 1, são mostrados os acessórios do dispositivo de solidificação unidirecional.

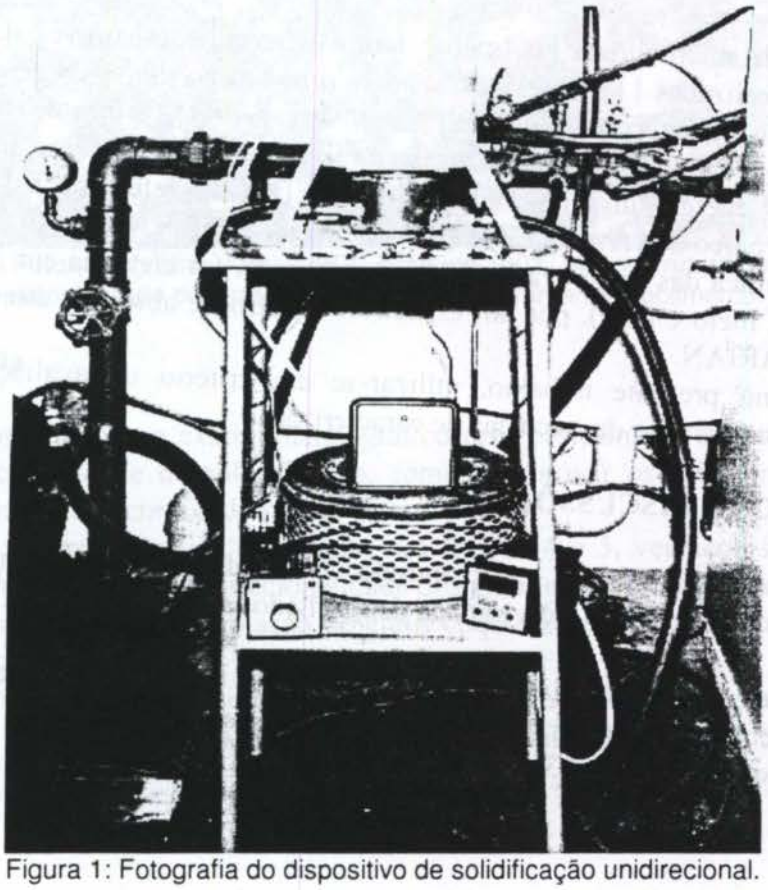


Figura 1: Fotografia do dispositivo de solidificação unidirecional.

Na tabela 1, são mostrados os dados utilizados para a fusão e solidificação unidirecional dos lingotes de estanho.

Tabela 1: Dados utilizados na fusão e solidificação unidirecional dos lingotes de estanho.

Temperatura máxima	357 °C
Temperatura máxima da zona inferior	440 °C
Temperatura máxima da zona superior	500 °C
Temperatura do banho no início da solidificação	340 °C
Temperatura da zona inferior no início da solidificação	400 °C
Temperatura da zona superior no início da solidificação	420 °C
Tempo de homogeneização	11 min
Voltagem utilizada	70 V
Vazão de fluxo de água	5 m^3/h

A análise metalográfica foi executada segundo a norma ASTM-E3, onde utilizou-se ácido clorídrico (HCl) concentrado para revelar as macroestruturas e microestrutura do lingote.

A avaliação das macroestruturas longitudinal e transversal, foi utilizado um microscópio estereoscópio marca STEMI-ZEISS, modelo SV11 e fotografada por uma câmera fotográfica de 35 mm.

A avaliação da microestrutura, foi efetuada através de um microscópio OLYMPUS, modelo BHM.

As medidas de microdureza do lingote foram determinadas através da microdureza Vickers. Foram realizadas 11 impressões, sendo a primeira no topo e as demais no sentido da base do lingote, caracterizando um perfil, num intervalo de 10 mm de distância entre as impressões, com carga de 10 gf e um tempo de 5 segundos.

A análise de energia dispersiva de raios-X (EDS) foi efetuada utilizando-se um microscópio eletrônico de varredura ZEISS, modelo DSM/950.

A análise química das impurezas presentes no lingote, foi efetuada em 3 (três) regiões do lingote (topo, meio e base), por um espectrofotômetro de absorção atômica SPECTR-AA 20 PLUS VARIAN.

Procurou-se no presente trabalho, utilizar-se um critério de avaliação da técnica experimental e comparação das técnicas de caracterização.

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Cuidados devem ser tomados no manuseio do estanho, desde o momento no qual o lingote é extraido da lingoteira até a tomada de resultados de caracterização.

Devido a sua alta maleabilidade, um movimento brusco pode ocasionar tensões residuais suficientes para gerar, de imediato, a formação de maclas (figura 2) e a recristalização dos grãos (figura 3).

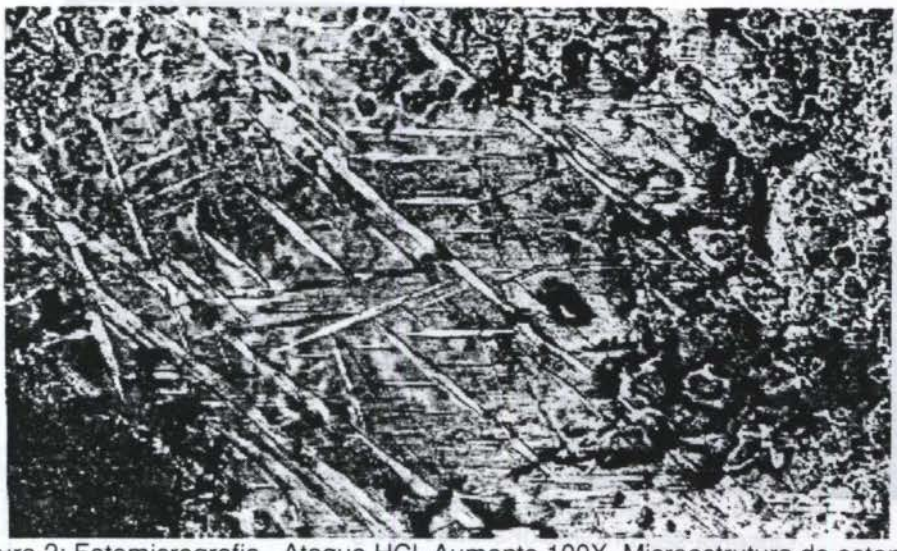


Figura 2: Fotomicrografia . Ataque HCl. Aumento 100X. Microestrutura de estanho contêndo maclas decorrentes de manuseio e corte incorreto.

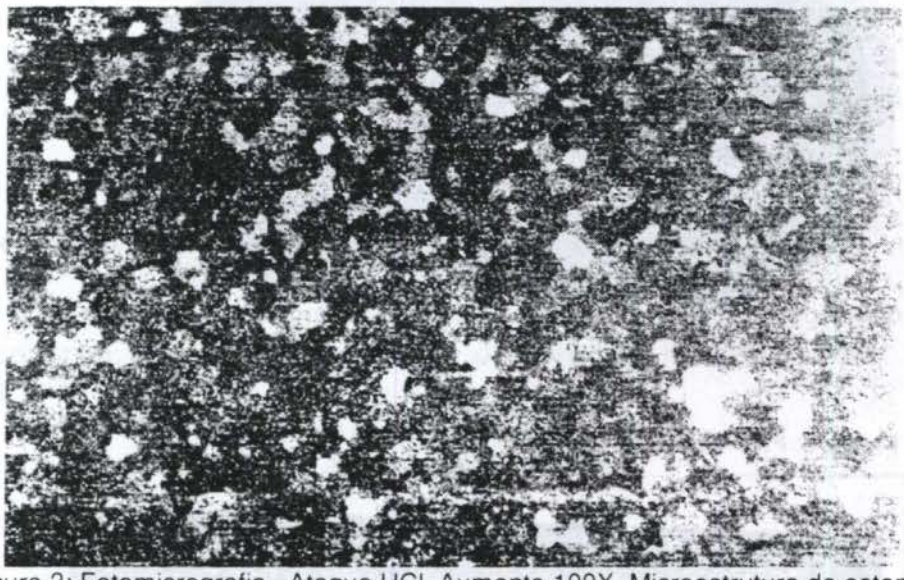


Figura 3: Fotomicrografia . Ataque HCl. Aumento 100X. Microestrutura de estanho recristalizado decorrente do processo de lixamento e polimento.

3.1 Metalografia

Os resultados obtidos no exame metalográfico teve basicamente a função de verificar tanto a unidirecionalidade da solidificação, como comprovar os problemas encontrados durante a preparação dos corpos-de-prova.

Através das fotomacrografias, mostradas nas figuras 4 e 5, verificou-se que na seção longitudinal apresentou uma unidirecionalidade dos grãos cristalinos e na seção transversal, observa-se que não ocorreu a formação de grãos coquilhados e colunares, o que mostra a eficiência do sistema.

Através do exame micrográfico realizado no topo, meio e base do lingote, verificou-se a homogeneidade da microestrutura, como pode ser representada pela figura 6.

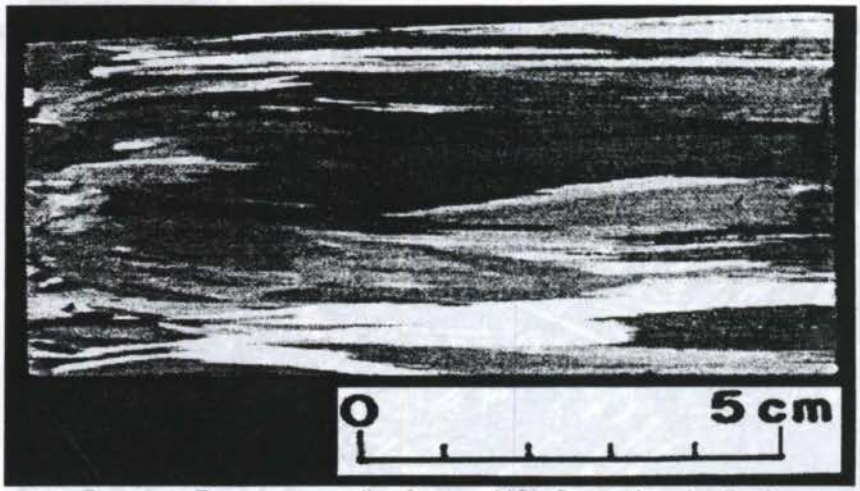


Figura 4: Fotomacrografia. Ataque HCl. Seção longitudinal. Observa-sea unidirecionalidade dos grãos cristalinos.

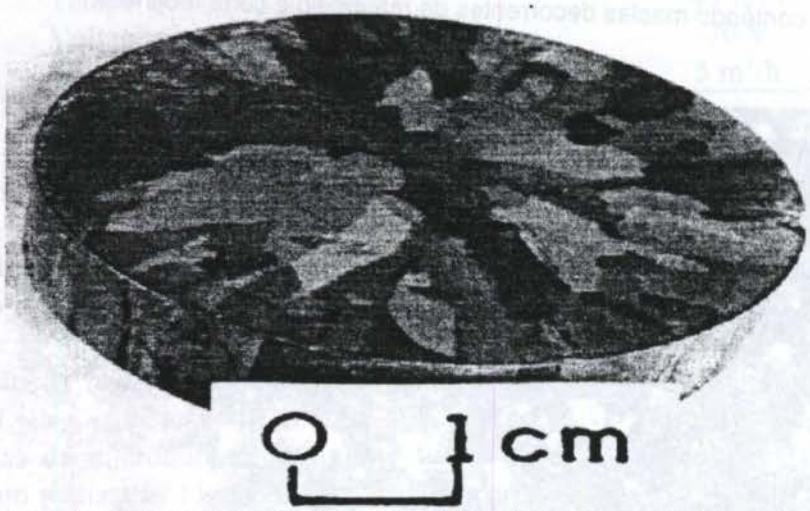


Figura 5: Fotomacrografia. Ataque HCl. Seção transversal. Observa-se uma granulação equiaxial.

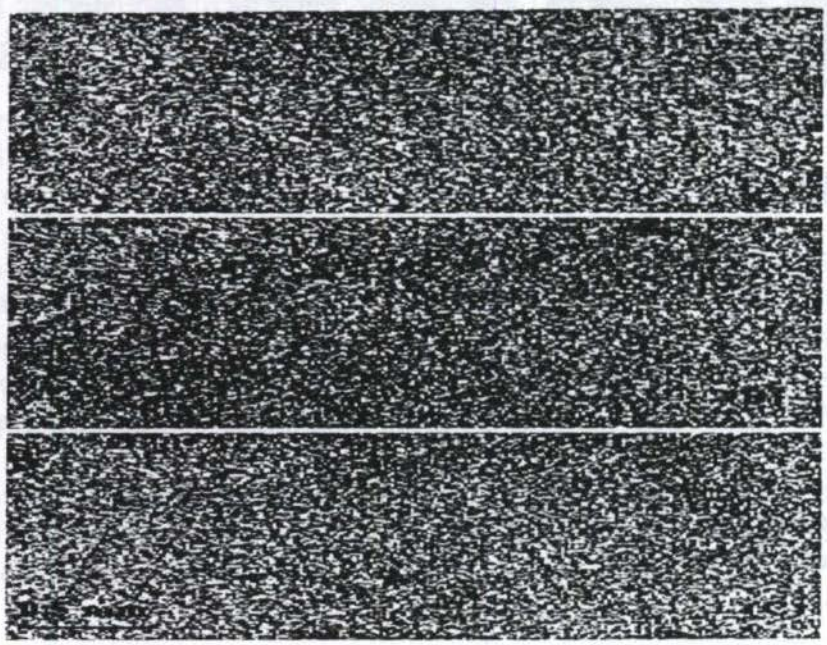


Figura 6: Fotomicrografias. Ataque HCl. Seções longitudinais. Observa-se uma microestrutura homogênea, representadas pelas três (3) regiões do lingote (a-topo, b-meio e c-base).

3.2 Microdureza Vickers

Através do ensaio de microdureza Vickers, não verificou-se grandes variações nos valores de dureza do topo até a base do lingote (Gráfico 1).

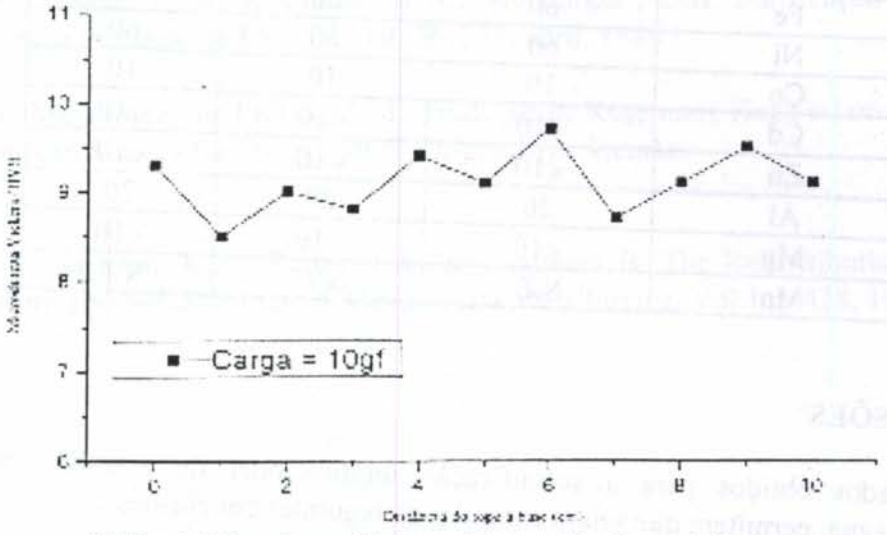


Gráfico1: Microdureza Vickers do topo até a base do lingote.

3.3 Análise por energia dispersiva de raios-X (EDS)

Através das análises por energia dispersiva de raios-X (EDS) no topo, meio e base do lingote , confirma que as impurezas estão distribuidos homogeneamente na matriz (Gráfico 2).

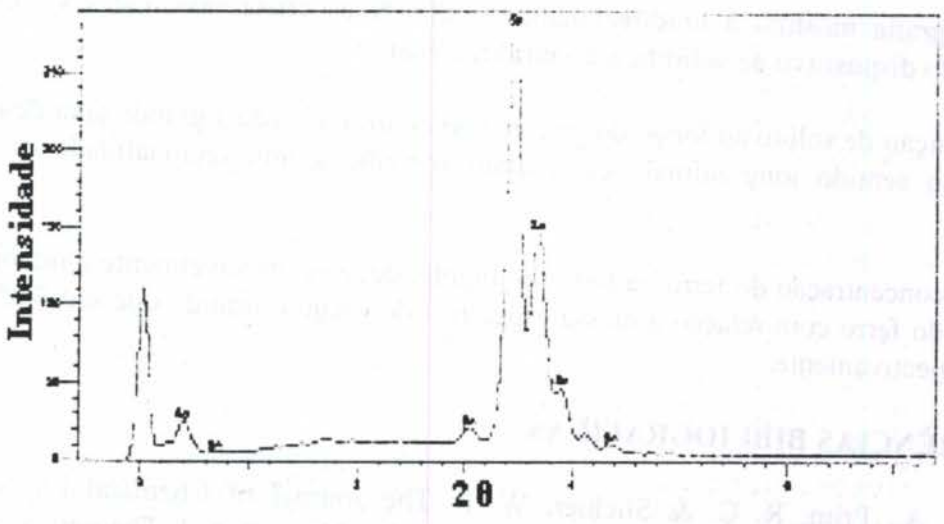


Gráfico 2: Análise por EDS representado as amostras do lingote de estanho. (a)topo, (b)meio e (c)base.

3.4 Análise química

Na tabela 2, são mostrados os valores em ppm dos elementos químicos nas três (3) regiões do lingote (topo, meio e base).

Tabela 2: Dados da quantidade dos elementos químicos no lingote.

Lingote (ppm)	Topo	Meio	Base
Pb	100	100	100
Cu	200	200	200
Fe	60	60	800
Ni	60	60	60
Co	10	10	10
Cd	<10	<10	<10
Zn	<10	<10	<10
Al	20	20	20
Mg	<10	<10	<10
Mn	N.E.	N.E.	N.E.

4. CONCLUSÕES

Os resultados obtidos para a solidificação unidirecional de estanho, em molde refrigerado a água, permitem que sejam extraidas as seguintes conclusões :

- O dispositivo de solidificação unidirecional, refrigerado a água, especialmente projetado e construido para este trabalho, mostrou-se versátil e eficiente na sua utilização operacional;

- Cuidados devem ser tomados no manuseio do estanho, desde o momento no qual o lingote é extraido da lingoteira até a caracterização, para não prejudicar a tomada dos resultados.

- A macrografia mostrou a unidirecionalidade dos grãos cristalinos o que comprova a eficiência do dispositivo de solidificação unidirecional.

- A distribuição de soluto ao longo do lingote não ocorreu devido a grande taxa de retirada de calor no sentido longitudinal ocasionando somente a unidirecionalidade dos grãos cristalinos.

- A maior concentração de ferro na base do lingote, deve-se provavelmente a maior massa especifica do ferro com relação a massa especifica do estanho liquido que são 7,85 e 6,97 $g.cm^{-3}$, respectivamente.

5. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Burton, J. A., Prim, R. C. & Slichter, W. P. The Journal of Chemical Physics, The Distribution of Solute in Crystals Grown from the Melt, Part I Theoretical, Part II Experimental, 21, 11, 1953, 1987, 1991.

Campos Filho, M. P. & Davis, G. J. Solidificação de Metais e suas Ligas, Rio de Janeiro, Livros Técnicos e Cientificos; São Paulo, Editora da Universidade de São Paulo,1978.

Campos Filho, M. P. Publicação Interna do Departamento de Materiais da UNICAMP, 1976.

Garcia, A. & Bertazzoli, R. Metalurgia ABM, Purificação de Metais por Fusão Zonal Horizontal, Análise Teórica e Experimental, 39, 302, 1983.

Mei, P. R.; Clyne, T. W. & Prates, M. C. Metalurgia ABM, Purificação de Estanho Comercial pelo Processo de Fusão Zonal, 36, 239, abril, 1980.

Petzow, W. Metallographic Etching 5.ed., Tradução de Rosemarie Koch e James A. Nelson Ohio, American Society for Metals, 1978, Original em Alemão.

Tiller, W.A., Jackson, K.A., Rutter, J.W. & Chalmers B. The Redistribution of Solute Atoms During The Solidification of Metals, Acta Metallurgica, Vol.1, p.428, 1953.

UNESP COBEM 97

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB396

CARACTERÍSTICAS FÍSICAS DO CaO e CaO.MgO FORMADO EM PROCESSO DE DECOMPOSIÇÃO TÉRMICA DO CALCÁRIO / *PHYSICAL CHARACTERISTICS OF CaO AND CaO.MgO FORMED IN A LIMESTONE THERMICAL DECOMPOSITION*

ANGELA M. HAYASHI, CARLA A. M. DA SILVA, MEURIS GURGEL C. DA SILVA
Departamento de Termofluidodinâmica, Faculdade de Engenharia Química - UNICAMP
CEP 13080-970 Campinas, SP, Brasil - E-mail: meuris@bla.feq.unicamp.br

Abstract

With the aim to minimize SO_2 emission in fluidized bed combustion, it has been used the solid alkaline injection at high temperature, usually the limestone, during the fossil fuel burn. The efficiency of the SO_2 removal process, depends basically, on the characteristics of the reactant solid developed in the calcination step. This work was developed in a fixed bed experimental system and analyzed the influence of the limestone type, the calcination temperature and time on specific area, porosity and pore size distribution. Two types of limestone were used, Calcitic and Dolomitc, like sorbent. The calcination took placed at 850°C and 950°C and reacting times of 60 and 180 minutes, according to a experimental design. The results show limestone type and the calcination temperature like the most relevant factors in the calcinated solid physical structure changes.

Palavras Chaves

1.Dessulfurização. 2. Adsorção. 3. Calcário. 4. Calcinação. 5. Dióxido de Enxofre. 6. Óxido de Cálcio.
1.Desulphurização. 2. Adsorption. 3. Limestone. 4. Calcination. 5. Sulphur Dioxide.

1. INTRODUÇÃO

Nas últimas décadas, frente aos problemas ambientais decorrentes da presença de gases poluentes à atmosfera, tem-se intensificado o estudo de tecnologias que apresentem como objetivo principal a redução de emissão de gases sulfurosos à atmosfera, principalmente em processos geradores de energia. Dentre estas tecnologias, tem-se destacado o uso de Combustores em Leito Fluidizado a altas temperaturas que permitem, através da injeção de sólidos alcalinos ao processo de queima do combustível, a adsorção dos gases SO_2 com formação de um produto sólido inerte. Pela disponibilidade e baixo custo, o calcário foi usualmente proposto como sólido alcalino. O produto inerte, $CaSO_4$, obtido ao final do processo de combustão é utilizado em alguns países, como o Japão, na área de construção civil (da Silva, 1994).

O calcário, cuja principal propriedade é a decomposição térmica, reversível, com formação de um produto sólido reativo, pode ser encontrado sob duas formas principais, o calcítico e o dolomítico, dependendo dos elementos predominantes em sua composição estrutural e química (Boynton, 1980).

O processo de remoção de SO_2 citado ocorre basicamente em duas reações principais: a decomposição do sólido inerte em um sólido reativo (i), e a adsorção química do gás (ii).

3655

(i) Calcinação:

$$CaCO_{3(s)} \Leftrightarrow CaO_{(s)} + CO_{2(g)} \nearrow \text{ - Calcítico} \quad (1)$$

$$CaCO_3.MgCO_{3(s)} \Leftrightarrow CaO.MgO_{(s)} + 2CO_{2(g)} \nearrow \text{ - Dolomítico} \quad (2)$$

(ii) Sulfatação:

$$CaO_{(s)} + SO_{2(g)} + \tfrac{1}{2}\, O_{2(g)} \Leftrightarrow CaSO_{4(s)} \text{ - Calcítico} \quad (3)$$

$$CaO.MgO_{(s)} + SO_{2(g)} + \tfrac{1}{2}\, O_{2(g)} \Leftrightarrow CaSO_4.MgO_{(s)} \text{ - Dolomítico} \quad (4)$$

A calcinação é uma reação de decomposição térmica rápida, endotérmica, que ocorre por aquecimento do sólido a altas temperaturas, numa faixa ampla de 500°C a 1000°C. O desprendimento do CO_2, característico da decomposição térmica faz com que o $CaCO_3$, inicialmente denso e pouco poroso, atinja uma estrutura altamente porosa, com poros bem definidos, e uma área específica maior. Esta porosidade elevada é resultante da diferença entre o volume molar do adsorvente inicial e o sólido calcinado (Hartman e Coughlin, 1974; Simon et al., 1987; Newton et al., 1989; Krishman e Sotirchos, 1994).

A reatividade do óxido de cálcio formado depende da origem geológica do material, do tipo de calcário e, principalmente das características físicas tais como área específica, porosidade e distribuição de tamanho de poros, desenvolvidas de acordo com as condições de calcinação aplicadas. Parâmetros operacionais como a temperatura de calcinação e o tempo de exposição a esta temperatura determinam o tipo de nucleação dos cristais de CaO, onde tem sido verificado que à temperaturas muito altas, aumenta-se a velocidade de dissociação do calcário, promovendo então a compactação da estrutura. A baixas temperaturas, a reação se torna mais lenta, e os cristais crescem ao redor de um número menor de núcleos, formando então uma estrutura mais porosa. Esta compactação, conhecida como sinterização, pode ocorrer simultânea à calcinação, e se constitui em um processo no qual pequenos cristais se agrupam, formando cristais maiores (Newton et al., 1989). No sólido em questão, há uma migração das átomos de Ca e O , em várias etapas, formando uma estrutura cristalina mais estável. Durante a calcinação, ocorre um aumento na área específica do CaO, que em alguns casos, pode ser inacessível devido aos pequenos poros da superfície do sólido reagente. Com o aumento da temperatura, os cristais se fundem, formando cristais maiores de CaO, com consequente redução da área específica, acompanhada da formação de poros maiores (da Silva, 1994). O processo de sinterização pode ser acelerado pela presença de aditivos tais como CO_2 e H_2O, passando a ser conhecido como Sinterização Ativada (Newton et al., 1989).

A decomposição térmica do $CaCO_3$, segundo Dennis e Hayhurst (1987), ocorre numa região de contorno bem definida, entre o adsorvente inicial e o óxido de cálcio resultante, a uma taxa constante , em direção ao centro da partícula.

Existem três tipos de mecanismos controladores da taxa de reação, que podem ocorrer isoladamente ou combinados:

- Transferência de calor do meio ambiente para a superfície da partícula, bem como através da camada de CaO, até a interface móvel entre o óxido e o carbonato, no interior da partícula sólida;
- Transferência de massa através da camada de produto resultante da reação do gás com o sólido reagente;
- Reação química propriamente dita.

Existem poucas informações a respeito da taxa de calcinação e seus mecanismos limitantes, com muitos pontos divergentes a respeito do mecanismo controlador da taxa,

principalmente para a faixa de tamanho de partículas de calcário de 0,4 a 2 mm de diâmetro, faixa geralmente utilizada em processos de dessulfurização em leito fluidizado.

A área específica e a porosidade de sólidos calcinados a baixas temperaturas (750°C) tendem a aumentar com o aumento do tempo de calcinação, até atingir um valor máximo a partir do qual começam a decrescer, enquanto a altas temperaturas de calcinação (900°C), um aumento no tempo de calcinação provoca uma redução na área superficial e na porosidade, devido a sinterização e portanto, uma redução na reatividade do sólido. Para temperaturas intermediárias, nota-se uma diminuição da área específica e porosidade, com o aumento da temperatura de calcinação(Pu e Lin, 1993). No entanto, alguns trabalhos como o de Bjerle e Ye (1991) mostram que a temperaturas elevadas, o desenvolvimento da área específica e da porosidade independe do tempo de calcinação. Hartman e Svoboda (1985) estudaram a calcinação de partículas de calcário entre 0.5 a 1.0 mm em tempos de residência de 120 minutos e observaram que há um decréscimo na porosidade a temperaturas acima da faixa de temperatura entre 750°C e 800°C.O tempo, neste caso não mostrou-se tão significativo.

Segundo Bjerle e Ye (1991), calcário calcinado com poros maiores que 50Å exercem grande influência na conversão, independente do tipo de calcário.

A maioria dos autores na literatura têm mostrado que a temperatura ótima de calcinação varia para cada tipo de calcário, sendo então necessário determiná-la experimentalmente (Boynton, 1980).

Visto que a área específica, a porosidade e a distribuição de tamanho de poros do CaO são parâmetros de importância significativa nos processos de dessulfurização, este trabalho tem como objetivo realizar um estudo através de um planejamento fatorial, para determinar de que forma parâmetros operacionais como a temperatura de calcinação, tempo de calcinação e tipo de calcário influenciam sua estrutura física, visando a utilização destes adsorventes para remoção de gases sulfurosos.

2. PARTE EXPERIMENTAL

Foram utilizados dois tipos de calcário, Calcário Calcítico (Minercal S/A) e Calcário Dolomítico (Embracal S/A), na mesma faixa granulométrica de -2.0065+0.5030 mm, previamente caracterizados quanto as suas principais características química e física. O sistema experimental em leito fixo utilizado para a calcinação é mostrado na Figura 1. Os ensaios de calcinação foram realizados a partir de um planejamento fatorial 2^3 (Barros Neto, Scarminio e Bruns, 1995), onde foram analisadas a influência da temperatura de calcinação, do tempo de calcinação e do tipo de calcário na área específica, porosidade e distribuição de tamanho de poros do calcário calcinado. A Tabela 1 mostra os dois níveis em que cada um dos três parâmetros foi analisado segundo o planejamento fatorial 2^3.

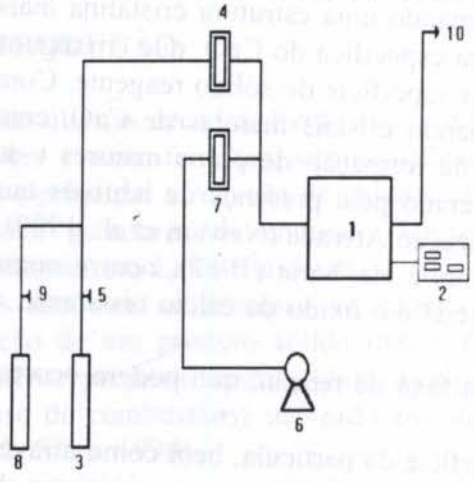


Figura 1 - Sistema Experimental: (1)leito fixo. (2)controlador de temperatura. (3)SO_2.(4)N_2. (5)rotâmetro de ar. (6)compressor. (7) rotâmetro para SO_2. (8)exaustão de gases.

A máxima combinação entre os níveis e os fatores estão apresentados na Tabela 3

Tabela 1: Parâmetros e níveis para o planejamento fatorial 2^3

Fatores	Nível Inferior (-)	Nível Superior (+)
Temperatura de Calcinação(°C)	850	950
Tempo de Calcinação (min)	60	180
Tipo de Calcário	C	D

3. RESULTADOS EXPERIMENTAIS:

Os resultados experimentais obtidos para para o calcário calcítico e dolomítico natural e para os ensaios relativos a Tabela 3 encontram-se descritos a seguir.

3.1 Caracterização do material natural

A caracterização química e física de ambos os tipos de calcário em seu estado natural é apresentada na Tabela 2. A distribuição de tamanho de poros encontra-se nas Figuras 2 e 3. As Figuras 4 e 5 apresentam a morfologia da partícula de calcário calcítico e dolomítico respectivamente.

Tabela 2: Caracterização física e química do calcário Calcítico(C) e Dolomítico(D)

Propriedades Físicas e Químicas	C	D
Massa específica (g / cm^3)	3.17	2.79
Área específica (BET) (m^2 / g)	0.150	0.611
Diâmetro médio de poro (μm)	0.095	0.99
Porosidade (%)	0.35	0.39
Componente predominante	$CaCO_3$	$CaCO_3$ e $MgCO_3$
Teor de $CaCO_3$ (%)	97.45	44.20
Teor de $MgCO_3$ (%)	3.38	27.40
Diâmetro médio de Partícula	1.1048	1.3850
Faixa Granulométrica (mm)	-2.0065 + 0.5030	-2.0065 + 0.5030

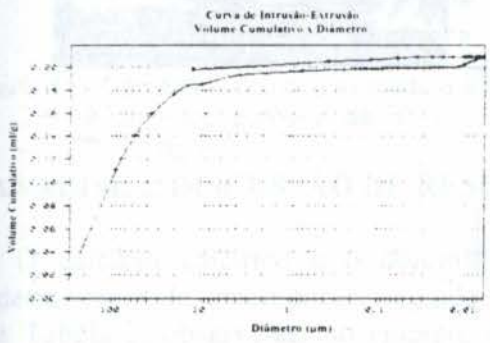


Figura 2 - Distribuição de tamanho de poros do Calcário Calcítico natural

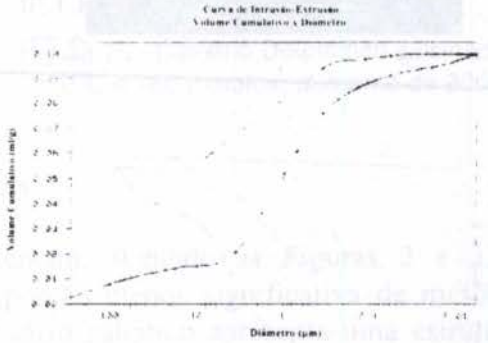


Figura 3 - Distribuição de tamanho de poros do Calcário Dolomítico natural

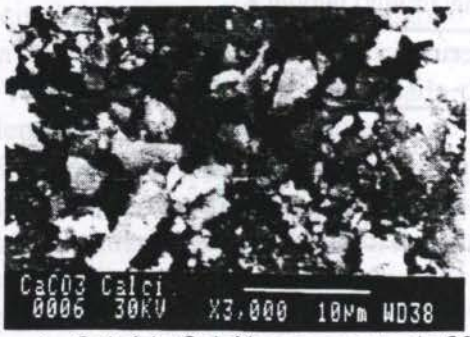


Figura 4 - Calcário Calcítico: aumento de 3000x

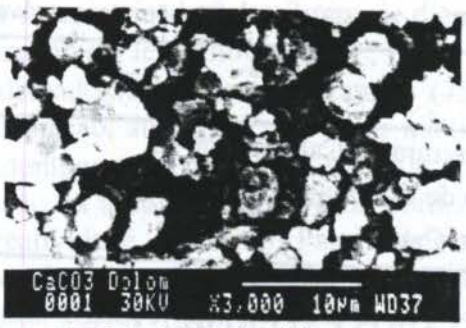


Figura 5 - Calcário Dolomítico: aumento de 3000x

3.2 Caracterização do sólido calcinado

Os resultados obtidos a partir do planejamento fatorial 2^3 nos níveis apresentados pela Tabelas 1, estão representados na Tabela 3.

Com base nestes resultados experimentais e com auxílio de programas estatísticos (Barros Neto, Scarminio e Bruns, 1995), determinou-se os fatores mais significativos na variação da área específica e da porosidade do sólido após o processo de calcinação: temperatura de calcinação, tipo de calcário e a interação entre a temperatura de calcinação e o tipo de calcário.

A distribuição de tamanho de poros de ambos os tipos de calcário calcinados é observada através dos porogramas, conforme as Figuras 6 e 7.

Uma análise morfológica das partículas de calcinadas é apresentada por meio das Figuras 8 a 15.

Tabela 3: Área específica (AE), Porosidade (ε) e Diâmetro médio de poros(dp) relativo ao planejamento fatorial 2^3

Ensaio	1	2	3	AE (m^2/g)	ε (%)	dp (μm)
1	-	-	-	1.005	21.41	0.042
2	+	-	-	2.505	57.20	0.112
3	-	+	-	0.710	23.40	0.044
4	+	+	-	1.70	58.00	0.152
5	-	-	+	3.285	43.20	0.087
6	+	-	+	3.625	51.90	0.126
7	-	+	+	3.120	46.49	0.103
8	+	+	+	2.73	57.60	0.164

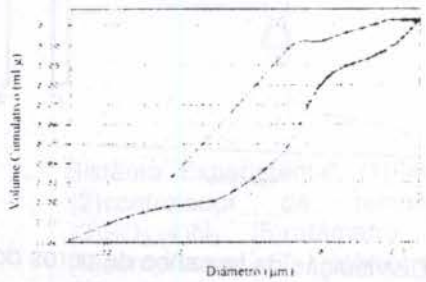


Figura 6 - Distribuição de tamanho de poros do Calcário Calcítico calcinado

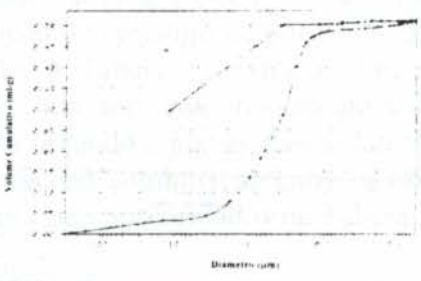


Figura 7 - Distribuição de tamanho de poros do Calcário Dolomítico calcinado

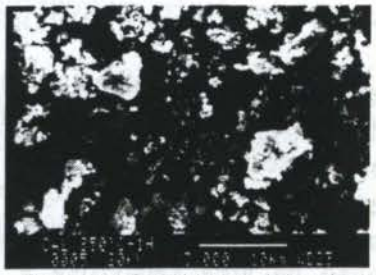


Figura 8 - Calcário Calcítico calcinado a 850°C e 60 minutos: aumento de 3000x

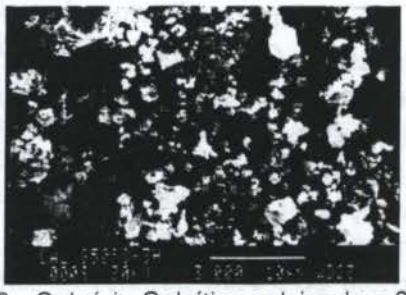


Figura 9 - Calcário Calcítico calcinado a 850°C e 180 minutos: aumento de 3000

Figura 10 - Calcário Calcítico calcinado a 950°C e 60 minutos: aumento de 3000x

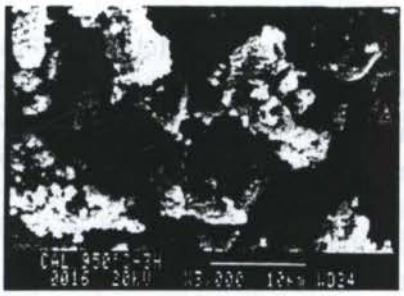


Figura 11 - Calcário Calcítico calcinado a 950°C e 180 minutos: aumento de 3000x

Figura 12 - Calcário Dolomítico calcinado a 850°C e 60 minutos : aumento de 3000x

Figura 13 - Calcário Dolomítico calcinado a 850°C e 180 minutos: aumento de 3000x

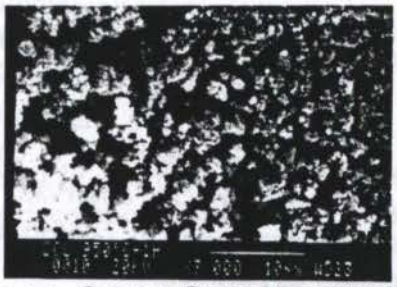


Figura 14 - Calcário Dolomítico calcinado a 950°C e 60 minutos: aumento de 3000x

Figura 15 - Calcário Dolomítico calcinado a 950°C e 180 minutos: aumento de 3000x

4. ANÁLISE E DISCUSSÃO DE RESULTADOS

O calcário calcítico e o dolomítico apresentam, segundo as Figuras 2 e 3, uma predominância de macroporos, seguida de uma porção menos significativa de mesoporos. Pela Tabela 2, observa-se, no entanto, que o calcário calcítico apresenta uma estrutura de partícula mais densa, com menor área específica e porosidade. Esta evidência mostra que para este tipo de calcário, os macroporos encontram à superfície da partícula, enquanto o calcário dolomítico, com maior área específica e porosidade, mostra uma distribuição de macroporos

mais uniforme na partícula. Estas observações podem ser reforçadas através das micrografias apresentadas pelas Figuras 4 e 5.

O calcário calcinado, segundo os resultados experimentais obtidos pelo planejamento fatorial 2^3 apresentados na Tabela 3, revelam que a estrutura física do calcário natural sofre variações morfológicas durante o processo de calcinação. Observa-se um aumento na área específica e na porosidade de ambos os tipos de calcário. No entanto, esta variação mostrou-se mais significativa para o calcário dolomítico, indicando a importância do tipo de estrutura inicial do calcário. A influência da temperatura de calcinação na área específica e na porosidade é maior para o calcário calcítico. Uma maior área específica, dentro das condições utilizadas nos experimentos, foi obtida para o calcário dolomítico, a temperaturas de 850°C em 60 minutos de calcinação. A porosidade, no entanto, foi maior para o calcário calcítico, num processo de calcinação a 950°C e 180 minutos de exposição. O tempode calcinação mostrou-se pouco relevante no processo de decomposição do calcário.

A distribuição de tamanho de poros também sofre alterações durante a calcinação. conforme pode-se observar pelas Figuras 6 e 7. Mantêm-se a predominância de macroporos para ambos os tipos de calcário, porém o volume de macroporos na estrutura aumenta, indicando a formação deste tipo de poros nas camadas mais internas da partícula calcinadas.

Nas Figuras 8 a 15, observa-se a morfologia da superfície do calcário calcinado, nas diferentes condições de temperatura e tempo de calcinação propostas no trabalho. As Figuras 8 e 9 mostram que, para o calcário calcítico, um aumento no tempo de calcinação provoca uma pequena expansão dos pequenos grãos que formam a partícula, resultando em uma estrutura de sólido mais porosa na superfície. Um aumento de temperatura a 950°C, representado pelas Figuras 10 e 11, mostra a formação de aglomerados, e portanto uma estrutura mais porosa na superfície. O calcário dolomítico, conforme as Figuras 12 e 13 apresentam a mesma variação observada para o calcário calcítico. No entanto, para um aumento de temperatura a 950°C, conforme as Figuras 14 e 15, não houve a aglomeração dos grãos constituintes da partícula de calcário analisada, permanecendo a estrutura superficial da partícula quase inalterada.

5. CONCLUSÃO

Observou-se que a estrutura inicial dos dois tipos de calcário em estudo afeta a formação de uma maior área específica e porosidade durante o processo de calcinação, ou seja, estruturas iniciais mais densas, quando calcinadas numa faixa de temperatura entre 850°C e 950°C, apresentam uma área específica e porosidade menos desenvolvidas. No entanto, o calcário calcitiço apresenta variações maiores em relação a temperatura e o tempo de calcinação. Observa-se ainda que a temperatura de calcinação afeta de forma mais significativa a estrutura do sólido calcinado, quando comparado ao tempo de calcinação, nas condições de operação de presente trabalho, uma vez que para ambos os tipos de calcário, melhores resultados foram obtidos a 950°C. A distribuição de tamanho de poros do calcário dolomítico mantêm-se uniforme mesmo após a calcinação, com predominância de mesoporos. O calcário calcítico por sua vez desenvolve uma distribuição de tamanho de poros mais heterogênea, com presenças siginificativas de macro, meso e microporos em sua estrutura calcinada. Esta variação independe do tempo de calcinação, sendo função apenas da temperatura

5. REFERÊNCIAS

BARROS NETO, B.N., SCARMINIO, I.P. AND BRUNS, R.E. *Planejamento e Otimização de Experimentos*, ed. Unicamp, 1995.

BJERLE, I. AND YE, Z. Particle structure change of CaO during high temperature sulphatization, *Chem. Eng. Technol.*,vol. 14, pp. 357-362, 1991.

BOYNTON, R.S. *Chemistry and technology of lime and limestone*, New York, Interscience, 2nd ed., 1980.

CARELLO, S.A. Avaliação da reatividade de materiais calcários calcinados como agentes dessulfurantes de gases de combustão de unidades termoelétricas, *Tese de Mestrado, Departamento de Engenharia Metalúrgica, Escola de Engenharia*, UFRGS, Porto Alegre, Brasil, 1990.

CARELLO, S.A. AND VILELA, A.C.F. Evaluation of the reactivity of south brazilian limestones in relation pure SO_2 through thermoanalysis and scanning electron microscopy, *Ind. Eng. Chem. Res.*, vol. 32, pp. 3135-3142, 1993.

DENNIS, J.S. AND HAYHURST, A.N. The effect of CO_2 on the kinetics and extent of calcination of limestone and dolomite particles in fluidized beds, *Chem. Eng. Science*, vol. 42, n. 10, pp. 2361-2372, 1987.

FUERTES, A.B.; ALVAREZ, F.; RUBIERA, F.; PIS, J.J.; MARBÁN, G. Simultaneous calcination and sintering model for limestone particles decomposition, *Trans.IChemE*, vol. 71, part. A, pp. 69-76, 1993.

HARTMAN, M. AND COUGHLIN, R.W. Reaction of sulfur dioxide with limestones and the influence of pore structure, *Ind. Eng. Chem. Process. Des. Develop.*, vol. 13, pp. 25-37, 1974.

KRISHNAN, S.V. AND SOTIRCHOS, S. V. Effective difusivity changes during calcination, carbonation, recalcination, and sulfation of limestones, *Chem. Eng. Science*, vol. 49, n. 8, pp. 1195-1208, 1994.

NEWTON, G.H., CHEN, S.L., KRAMLICH, J.C., Role of porosity loss in limiting SO_2 capture by calcium based sorbents, *AIChE Journal*, vol. 35, n. 6, pp. 988-994, 1989.

PU, C.C. AND LIN, C.I. Variations of physical properties in pellets containing magnesium during calcination and sulfation, *Chem. Eng. Science*, vol. 48, n. 11, pp. 2159-2168, 1993.

da SILVA, M.G.C. Desenvolvimento de unidade experimental de leito fluidizado circulante para estudo do processo de remoção de SO_2 na combustão de carvão mineral com adição de calcário, *Tese de Doutorado, Faculdade de Engenharia Mecânica*, Unicamp, Brasil ,1994.

SIMONS, G.A., GARMAN, A.R., BONI, A.A. The kinetc rate of SO_2 sorption by CaO, *AIChE Journal*, vol. 33, n. 2, pp. 211-217, 1987.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB560

ALTERAÇÕES NO LIMITE DE ESCOAMENTO, FORMA DE ENCRUAMENTO E DUCTILIDADE EM AÇOS BIFÁSICOS ENVELHECIDOS/*CHANGES IN THE YIELD STRENGTH, HARDENING COEFFICIENT AND DUCTILITY IN AGED DUAL PHASE STEELS.*

ANTONIO JORGE ABDALLA & TOMAZ MANABU HASHIMOTO
Departamento de Materiais e Tecnologia, Faculdade de Engenharia - UNESP - Guaratinguetà
CEP. 12.500-000 GUARATINGUETÁ - E-mail: dmt@feg.unesp.br

Abstract

In the present paper, dual-phase microstructures in two kind of low carbon were produced: API-5L-B and API-5L-X52 (microalloyed).The study evaluated the susceptibility to ageing in two kind of steels after deformation 10% upper yield strength. Results indicated that the ageing treatment were responsible in the mechanical properties variations, more specifically in the yield strength.The microalloyed dual-phase steels showed better performance compared to the low carbon dual-phase steels with no alloying elements moreover upper values in the yield strength, its ductility was also bigger.

Keywords

Aços bifásicos, envelhecimento, pré-deformação/ *Dual-phase steel, ageing, pre strain.*

1. INTRODUÇÃO

Os aços bifásicos, produzidos a partir de tratamentos térmicos intercriticos de um aço de baixo carbono, tem uma microestrutura formada basicamente de ferrita e martensita. A combinação destas duas fases, ferritica-dúctil e martensita-dura, eleva os niveis de resistência do aço que pode ser comparado aos aços de alta resistência e baixa liga (ARBL), tendo ainda a vantagem adicional de melhor conformabilidade e excelente acabamento superficial por não apresentar o fenômeno do escoamento descontinuo (Longo e Monteiro, 1987).

Alguns itens, utilizados na indústria automobilística, têm recebido especial atenção dos pesquisadores como é o caso de aros de roda, conseguindo redução na espessura de cerca de 20% e, praticamente duplicando a vida em fadiga com relação aos aços ARBL tradicionalmente fabricados. Na fabricação de pára-choques, os aços bifásicos resolveram um difícil problema de conformabilidade e apresentaram uma redução de peso de cerca de 30%. Em disco de rodas conseguiu-se uma redução de cerca de 14% em peso, com aumento na vida do componente (Guimarães e Papaléo, 1981). Apresenta vantagens ainda na fabricação de polias, colunas de direção, suporte de porta molas, parte de painéis, suporte do núcleo do radiador e outros (Nolasco, 1983). A morfologia das fases obtidas (Matsuta and Okamura,

3673

1974), a fração volumétrica das fases e sua distribuição (Nagorka, 1987) influenciam diretamente nas propriedades finais do material.

Os aços bifásicos são considerados praticamente não envelhecíveis à temperatura ambiente (Jardim et all, 1985), porém ocorrendo pequenas deformações, da ordem de 0,2%, o envelhecimento pode ser desencadeado, mesmo à temperatura ambiente (Abdalla, 1995).

Analisar a estabilidade microestrutural dos aços bifásicos torna-se bastante importante. Devido a geração de grande número de discordâncias na fase ferrítica durante o tratamento térmico, esta região se torna propícia a atrair átomos intersticiais de carbono ou nitrogênio. Himel constatou envelhecimento em aços bifásicos a partir de 50 ºC, com uma energia de ativação, associada aos átomos intersticiais de cerca de 80 kJ/mol. (Himel et all, 1981).

Tanto a pré-deformação como a temperatura de envelhecimento podem alterar significativamente os níveis de resistência, há uma competição entre o aumento da resistência provocado pelos precipitados e átomos intersticiais que funcionam como obstáculos ao movimento das discordâncias e o efeito de revenido da martensita que tende a reduzir sua dureza (Davis, 1979).

O envelhecimento provoca um aumento no limite de escoamento e uma diminuição no alongamento e redução de área antes da fratura. O efeito do envelhecimento é acelerado quando se aplica uma pré-deformação (Chang, 1984).

2. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Foram utilizados dois tipos de aços de baixo carbono, API-5L-B e API-5L - X52, o segundo contendo elementos microligantes. A composição química dos aços está descrita na tabela 1.

Tabela 1: Composição Química dos Aços

		Especificação Comercial	
		API-5L-X52	API-5L-B
ELEMENTOS - % EM PESO	C	0,1100	0,1300
	Si	0,1400	0,2200
	Mn	1,1200	0,7900
	P	0,0140	0,0180
	S	0,0030	0,0090
	Al	0,0350	0,0500
	Cu	0,0100	-
	Nb	0,0160	-
	V	0,0030	-
	Ti	0,0110	-
	Cr	0,0300	-
	Ni	0,0300	-
	Mo	0,0100	-
	N	0,0049	-
	Ca	0,0020	-

Os corpos de prova para ensaio de tração foram usinados e preparados de acordo com as dimensões especificadas pela ASTM - E8.

Os corpos de prova foram inicialmente normalizados e posteriormente passaram pelo tratamento térmico intercrítico para produção de microestrutura bifásica, conforme roteiro descrito abaixo:

1º) Aquecimento a 950 ºC por 30 minutos;
2º) As amostras foram transferidas para outro forno mantido a 760 ºC e permaneceram por 15 minutos;
3º) Resfriamento em água gelada, mantida a 5 ºC.

O valor da pré-deformação aplicada foi de 10 % além do limite de escoamento. Após a pré-deformação cada tipo de aço (API-5L-B e API-5L-X52) foi dividido em 3 lotes e submetidos a três temperaturas de envelhecimento diferentes, por diversos tempos, conforme mostra a tabela 2.

Tabela 2: Tempos e temperaturas de envelhecimento para os aços ao carbono e microligados.

Temperatura °C	Tempo (x 10^2 segundos)							
25	0	72	864	2160	4350	21600	43200	-
80	0	3	6	9	18	72	288	864
150	0	3	6	9	18	72	288	864

Logo após o envelhecimento os corpos de prova foram submetidos a ensaios de tração monotônica.

Foram retiradas uma amostra para cada situação, estas foram embutidas, polidas e atacadas com nital a 2%. Com auxílio de um banco metalográfico, Neophot 30, foram feitas observações qualitativas e quantitativas dos aspectos microestruturais como: fases presentes, grãos, frações volumétricas e microdureza das fases. As amostras para análise microscópica eletrônica de varredura foram observadas através de um microscópio Cambridge Stereoscan S4-10.

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

O tratamento térmico intercrítico produziu microestruturas bifásicas semelhantes em ambos tipos de aço: API-5L-B (ao carbono) e API-5L-X52 (microligado). No entanto o tamanho dos grãos produzidos no aço bifásico microligado é ligeiramente inferior e a fração volumétrica de martensita é ligeiramente superior, conforme se observa na tabela 3. As porcentagens de austenita retida, perlita ou bainita foram consideradas despreziveis por estarem em níveis muito inferiores às fases predominantes.

Tabela 3: Frações volumétricas das fases ferrita e martensita dos aços bifásicos ao carbono e microligado.

	Aço Carbono	Aço Microligado
Fase martensita %	41 ± 5	49 ± 5
Fase Ferrita %	59 ± 5	51 ± 5

Esta diferença confere ao aço microligado propriedades mecânica superiores, conforme pode ser visto na tabela 4.

Tabela 4: Propriedades mecânicas dos aços sem pré-deformação.

		Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)
Aço ao Carbono	Recozido	208	399
	Bifásico	429	894
Aço Microligado	Recozido	295	404
	Bifásico	427	985

A diferença entre as frações volumétricas dos dois tipos de aços está associada a nucleação da fase ferritica na temperatura intercritica. Embora o aço ao carbono tenha um teor de carbono um pouco superior ao aço microligado, a nucleação e o crescimento da fase ferrítica é mais rápida, devido a ausência dos elementos de liga. Em decorrência deste fato obtemos

uma microestrutura final no aço microligado com maior fração volumétrica da fase martensítica, porém a concentração de carbono nesta fase diminui, causando uma redução na dureza da mesma, quando comparada com a fase martensita do aço ao carbono. O aumento da fase martensita no aço microligado levou o aço a apresentar maiores níveis de resistência à tração, e limite de escoamento. A redução na dureza da martensita também levou a uma melhor ação sinergística entre as fases ferrita e martensica propiciando um aumento na dutilidade medida pelo alongamento e redução de área antes da fratura. Estes fatores podem ser observados nas figuras 1 e 2, para ambos aços envelhecidos à temperatura ambiente.

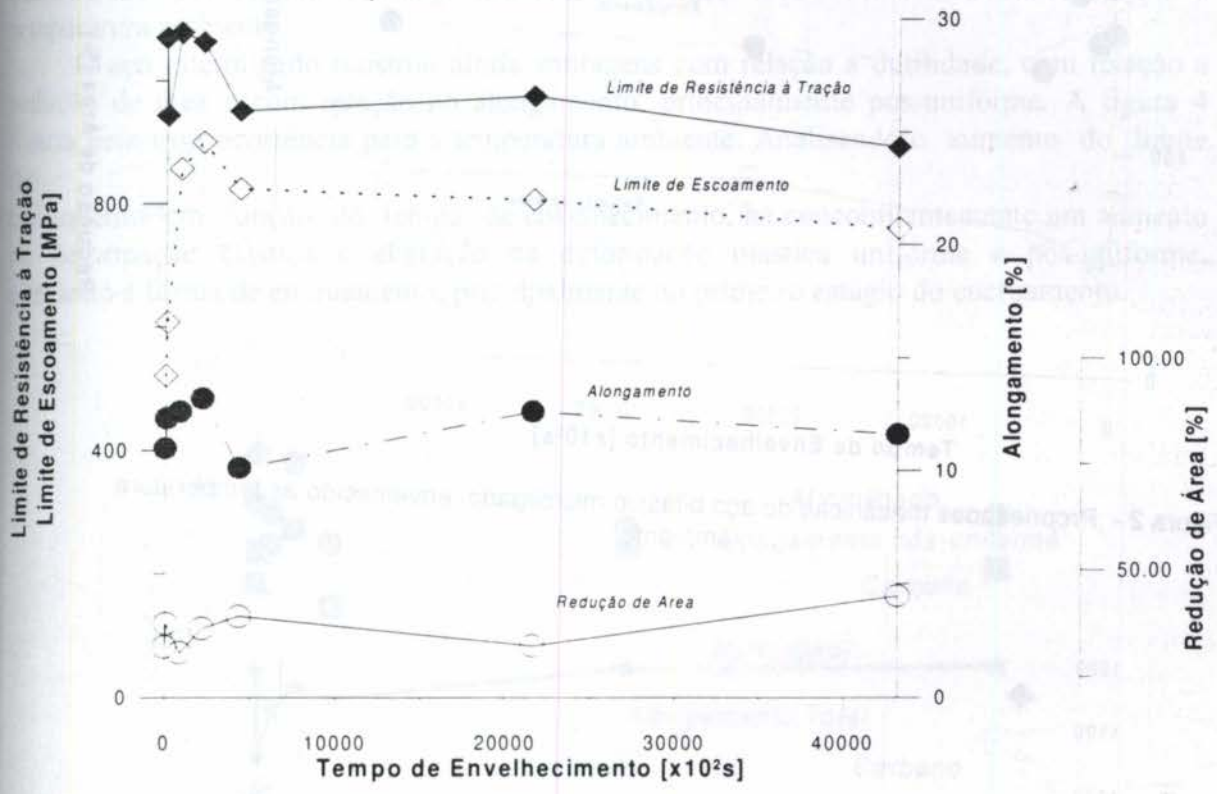


Figura 1 - Propriedades mecânicas do aço bifásico ao carbono, envelhecido à temperatura ambiente.

Um dos principais parâmetros para avaliação do envelhecimento é a variação no limite de escoamento, o valor máximo para este parâmetro foi atingido mais rapidamente no aço bifásico ao carbono, em torno de 2.160×10^2 segundos, enquanto que no aço bifásico microligado o limite de escoamento máximo foi atingido em torno de 21.600×10^2 segundos, o que sugere uma velocidade de difusão dos átomos intersticiais de carbono menor. O fenômeno do envelhecimento também foi observado para as temperaturas de envelhecimento de 80 a 150ºC, as curvas para análise de resistência e dutilidade tiveram um comportamento semelhante ao envelhecimento à 25ºC, exceto por dois fatores: o aumento da temperatura acelerou o processo de envelhecimento, conforme pode ser observado na figura 3 através da variação do limite de escoamento e, com o aumento do tempo e temperatura de envelhecimento, começa a ocorrer uma redução nos níveis de limite de resistência e de escoamento, este fato se deve à redução na dureza da martensita pois começa a ocorrer o revenido da martensita.

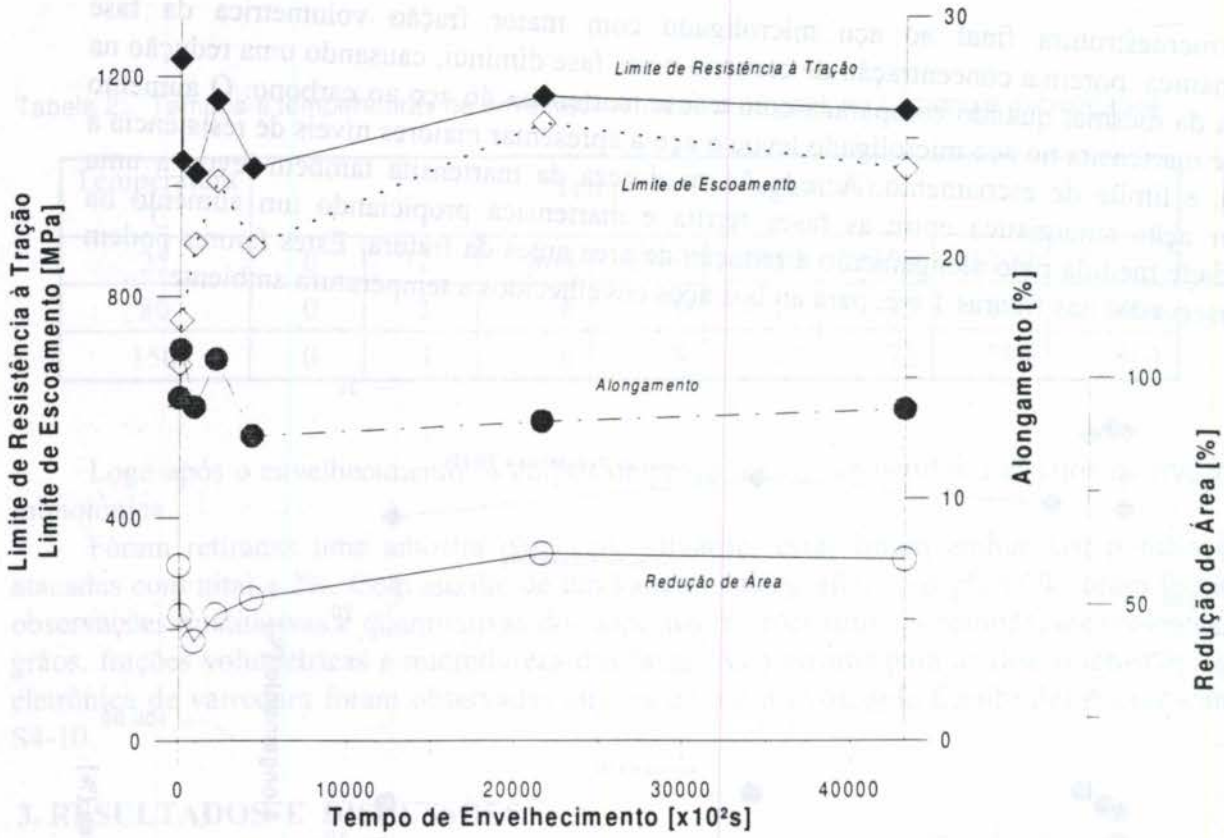


Figura 2 - Propriedades mecânicas do aço bifásico microligado, envelhecido às temperatura ambiente.

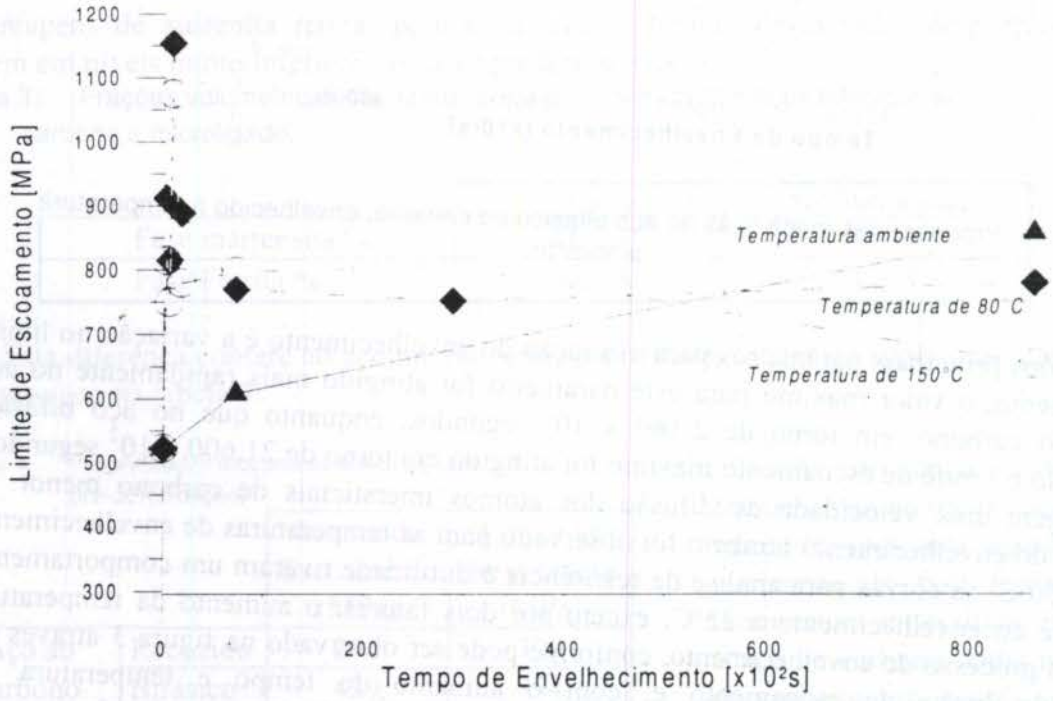


Figura 3 - Limite de escoamento em função do tempo de envelhecimento para o aço bifásico ao carbono, nas temperaturas de 25ºC (ambiente), 80ºC e 150ºC.

Em nenhum dos casos estudados foi observado o retorno de escoamento descontínuo e o principal mecanismo de envelhecimento foi associado a difusão de átomos intersticiais e formação de atmosfera de Cottrell em torno das discordâncias. Estes fatos estão associados a faixa de temperatura escolhida, que pode ser considerada baixa. Estas observações estão de acordo com Krupitzer (Krupitzer, 1981) e Chang (Chang, 1984) que encontraram comportamentos diferentes apenas para temperaturas acima de 260ºC e 225ºC, respectivamente, quando começam a aparecer precipitados.

A pré-deformação aplicada acelerou o fenômeno do envelhecimento, fornecendo uma energia adicional que provocou o envelhecimento inclusive à temperatura ambiente, considerado por Jardim e. Longo (Jardim e Longo, 1985) como não envelhecíveis à temperatura ambiente.

O aço microligado mostrou ainda vantagens com relação à dutilidade, com relação a redução de área e com relação ao alongamento, principalmente pós-uniforme. A figura 4 ilustra bem essa ocorrência para a temperatura ambiente. Analisando o aumento do limite de
escoamento em função do tempo de envelhecimento, há concomitantemente um aumento na deformação elástica e alteração na deformação plástica uniforme e pós-uniforme, alterando a forma de encruamento, principalmente no primeiro estágio do encruamento.

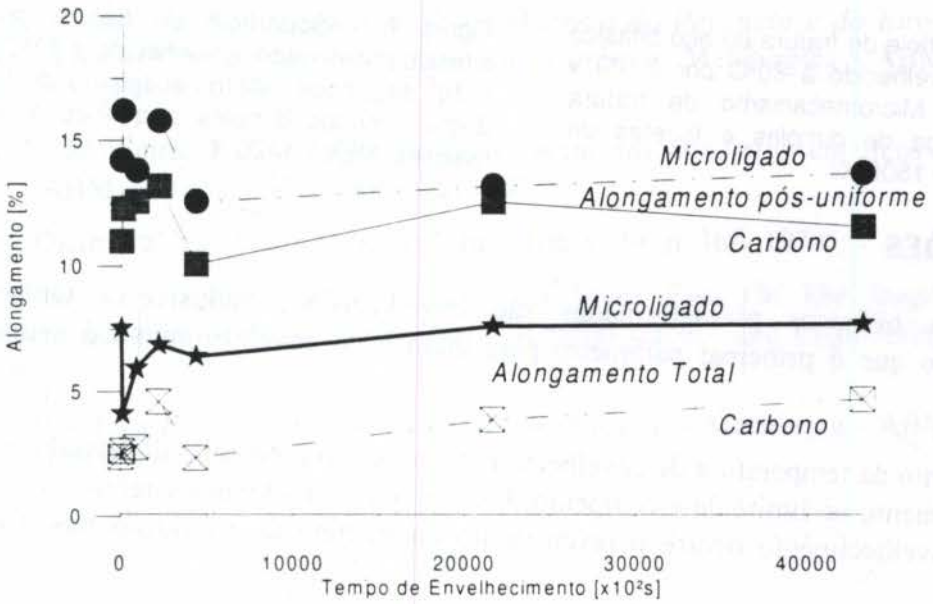


Figura 4 - Alongamento total e pós-uniforme dos aços bifásicos ao carbono e microligado em função do tempo de envelhecimento, à temperatura ambiente

A análise fractográfica referenda as medidas de dutilidade encontradas. Os aços bifásicos microligados apresentaram tanto a nível macroscópico como microscópico aspectos de fratura ductil. Os aços bifásicos ao carbono apresentam aspecto de fratura mista. A nível microscópico os aços microligados apresentaram superfícies repletas de dimples, enquanto que a superfície característica dos aços ao carbono envelhecidos apresentam ao mesmo tempo dimples e facetas de clivagem, conforme pode ser observado nas figuras 5 e 6.

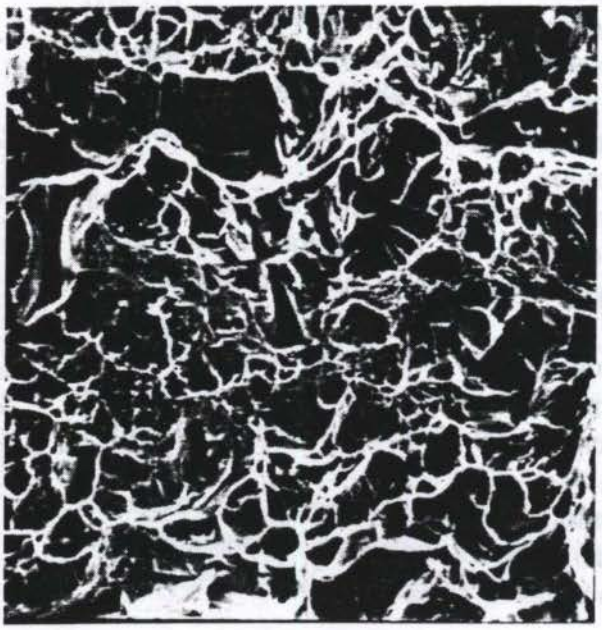


Figura 5 - Superfície de fratura do aço bifásico ao carbono, envelhecido à 80ºC por 2.160 x 10^2 segundos. Micromecanismo de fratura mista - presença de dimples e facetas de clivagem. MEV - 1500 X.

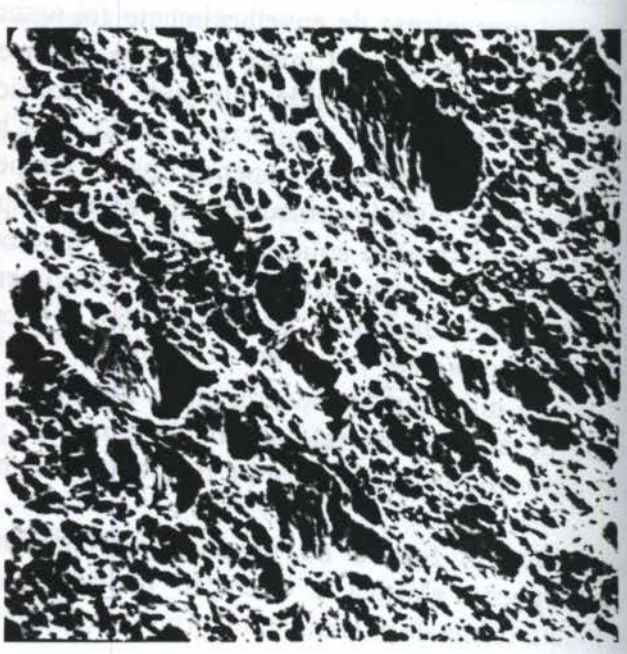


Figura 6 - Superfície de fratura do aço bifásico microligado, envelhecido à 80ºC por 9 x 10^2 segundos. Micromecanismo de fratura dúctil - muitos dimples pequenos e alguns maiores. MEV - 1420 X.

4. CONCLUSÕES

*Os aços bifásicos pré-deformados são envelheciveis, inclusive à temperatura ambiente, sendo que o principal parâmetro para análise do envelhecimento é o limite de escoamento.

*O aumento da temperatura de envelhecimento acelera o fenômeno do envelhecimento, provocando aumento no limite de escoamento. Para tempos mais longos e temperaturas mais elevadas de envelhecimento ocorre o revenimento da martensita e redução nos niveis de resistência.

*Com o envelhecimento há alteração nos primeiros estágios de encruamento nos aços bifásicos.

*As variações nos limites de escoamento e de resistência, devido ao tratamento de envelhecimento, são maiores nos aços bifásicos microligados , porém ocorrem de forma mais lenta que no aço bifásico sem elementos microligantes.

*Os aços bifásicos microligados apresentam vantagens quando comparados aos aços bifásicos ao carbono, pois, além de alcançarem níveis de resistência mais elevados sua dutilidade também é maior.

5. REFERÊNCIAS

Abdalla, A.J. - *Estudo do Envelhecimento por Deformação à Frio em Aços API-5L-B e API-5L-X52 com Microestruturas Bifásicas.* Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica, Universidade Estadual Paulista - UNESP, Câmpus de Guaratinguetá, 1995.

Chang, P. - *Temper-Aging of Continuously Annealed Low Carbon Dual Phase Steel.* Metallurgical Transactions A, 15-A, p. 73-86, 1984.

Cheng, L, Thomas, G. - *The Enhancement of Strengthening Deslocated Martensite.* Metallurgical Transaction, v:3, p. 503-516, 1972.

Davis, R.G. - *Early Stages of Yielding and Strain Aging of a Vanadium Containing Dual-Phase Steel* - Metallurgical Transactions, v. 10-A, p.. 1549-1555, 1979.

Guimarães, J.R.C., Papaleó, R. - *Aços Bifásicos: Caracteristicas Mecânico - Metalúrgicas e Aplicações Potenciais* - Metalurgia - ABM, v. 37, nº 288, p. 617-622, 1981.

Himel, L., Goodman, K. E Haworth, W.L. - *Strain Aging in a Dual-Phase Steel Containing Vanadium.* Ed. R.A. - Kot e B.L. Branfitt, publ. TMS - AIME - Warrendale, p. 305-313, 1981.

Jardim, O.R., Longo, W.P. E Chawla, K.K. - *Influência do Revenido e do Envelhecimento nas Propriedades Mecâncias do Aço Bifásico ao Carbono.* Metalurgica - ABM, v. 41, nº 335, p. 553-557, 1985.

Longo, W.P., Monteiro, S.N. - *Efeito de Envelhecimento Dinâmico em Aços Bifásicos* - Metalurgia - ABM, v. 43, n. 356, p. 406-412, 1987.

Matsuta, S., Okamura, Y. - Trans. from steel Inst. Jpn, v. 14, p. 366, 1974.

Nagorka, M.S. - *The Effect Microestructure and Strain Rate On The Stage III Strain Hardering and Ductility of Dual Phase Steels.* Material science and Engineering, v. 94, p. 183-193, 1987.

Nolasco, C.A. - *Aços Bifásicos na Indústria Automobilística* - Metalurgia - ABM, v. 39, nº 302, p. 5-10, 1983.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB574

ESTUDO DA DISTRIBUIÇÃO DE IMPUREZAS EM SILÍCIO PURIFICADO VIA FUSÃO POR FEIXE DE ELÉTRONS / *STUDY OF IMPURITIES DISTRIBUTION IN SILICON PURIFIED BY ELECTRON BEAM MELTING*

ADRIANA FRANCO BUENO BRAGA, JORGE OTUBO & PAULO ROBERTO MEI
Departamento de Engenharia de Materiais, Faculdade de Engenharia Mecânica - UNICAMP
CEP 13.083-970 Campinas, Brasil - E-mail: adrianab@fem.unicamp.br, jotubo@fem.unicamp.br

Abstract

Silicon is commonly used to convert solar energy into electrical energy. To make this source of energy economically viable we should decrease the cost of silicon and solar cells devices. The reduction of silicon cost can be done by the use of polycrystalline material. In this work, metallurgical grade silicon (Si-GM) was purified by electron beam melting process. The advantage of this method is the vacuum (near 10^{-3} Pa) inside the chamber and the no reaction between molten silicon and copper crucible. The samples were prepared using variable beam power and variable time and it was conduct that the process can reduce the concentration of Fe, Al ,P, Cr, Ni, Cu, O and C. For the resistivity sample analyzed, measurements show that the concentration of impurities was higher in the centre of the sample than the edge.

Palavras Chaves

Purificação de silício; fusão por feixe de elétrons; silício policristalino

Keywords

Silicon purification; electron beam melting; polycrystalline silicon

1. INTRODUÇÃO

O emprego de silício na conversão de energia solar em elétrica é extremamente comum. Para que a geração de energia fotovoltaica possa competir em termos de custo com outras formas de energia, o preço, em módulo, da célula solar deve ser substancialmente reduzido [HOPKINS, 1986]. A redução do custo do silício pode ser feita através do emprego do silício policristalino. Nesse sentido vários grupos têm trabalhado, nas duas últimas décadas, para obter um material de alta pureza com um mínimo de defeitos estruturais. A produção de silício em larga escala, para esse fim, é limitada pelo elevado custo de processo. O alto custo do silício monocristalino levou ao desenvolvimento de um tecnologia de baixo custo para a produção de silício grau solar (Si-GS) policristalino para aplicação terrestre [LAY, 1987].

Muitos grupos de pesquisa têm trabalhado com rotas alternativas, onde se tenta produzir o material policristalino diretamente a partir do silício grau metalúrgico (Si-GM). Uma das rotas propostas para o refino do Si-GM, é o processamento do material em forno de fusão por feixe de elétrons. As vantagens apresentadas são: alto vácuo do processo, que possibilita eliminar elementos com pressão de vapor superior ao silício; a utilização de um cadinho de cobre refrigerado, que inibe a reação do material solidificado com o mesmo.

O silício grau metalúrgico é produzido em larga escala pelo Brasil, colocando o Pais entre os maiores produtores mundiais, conforme pode ser visto na tabela 1.

Tabela 1: Produção mundial de silício

País	**1992 (mil ton.)**	**1993 (mil ton.)**	**País**	**1992 (mil ton.)**	**1993 (mil ton.)**
China	750	750	Brasil	260	250
USA	370	370	Ucrânia	250	250
Kazaquistão	350	350	França	140	140
Noruega	340	350	Canadá	50	50
Rússia	310	300	Outros	650	680

United States Department of the Interior Bureau of Mines

Tabela 2 - Análise tipica da composição de Si-GM [BATHEY, 1982].

Elemento	**Concentração em Massa (ppm)**
Al	1000 - 4000
C	1000 - 3000
B	40 - 40
Fe	1500 - 6000
Ti	120 - 275
P	20 - 45
Cr	40 - 220
Cu	15 - 40
Mn	10 - 80
Ni	10 - 95
V	15 - 250
Ca	250 - 620
Zr	15 - 25

De maneira geral, o Si-GM produzido no Brasil é de excelente qualidade, comparado ao do mercado mundial. Normalmente, autores do exterior relatam terem utilizado em seus trabalhos Si-GM 98-99% em massa [SAKAGUSHI, 1992; BATHEY, 1982]. A indústria nacional produz Si-GM com menores índices de contaminação. O material, comercializado como matéria-prima para a indústria química, apresenta uma pureza em torno de 99,7% em massa de silício em sua composição. Em média, o Si-GM comercializado no mercado externo apresenta a seguinte composição, de acordo com a tabela 2:

As dificuldades de processo para obtenção de silício policristalino relatadas na literatura são: reação entre silício e o material do cadinho; expansão do silício após a solidificação. Em fusão por feixe de elétrons não se verifica o problema de reação entre o cadinho ou dispositivo em contato com o silício pois eles são de cobre e refrigerados, o que desfavorece a reação.

Para se estabelecer as condições favoráveis à purificação do Si-GM, o estudo do processo foi feito sob o ponto de vista estático no qual, através da incidência do feixe, pode-se avaliar o tempo e energia adequados ao processo.

De forma semelhante, Ikeda e Maeda [IKEDA, 1992] processaram Si-GM em forno de fusão por feixe de elétrons com o objetivo de se produzir Si-GS. Foi avaliada a eficiência do método variando-se as condições de processo sob uma série de amostras com massa de 50 g cada. Dando prosseguimento ao trabalho [IKEDA, 1993] os autores obtiveram lingotes com 35 mm de diâmetro e 150 mm de comprimento a uma velocidade de fusão de 2 mm/min, pressão da câmara de 10^{-2} Pa e potência do feixe variando até 6,9 kW. A tabela 3 mostra o comportamento das impurezas em processos de obtenção de botões com uma potência de 5kW em tempos de processo de 0 e 30 minutos.

Tabela 3 - Comportamento das impurezas - potência do feixe 5kW [IKEDA, 1992]

Impureza	Concentração em massa inicial (ppm)	Concentração em massa 0 min de fusão (ppm)	Concentração em massa 30 min de fusão (ppm)
Al	1800-2000	1550	470
C	150-180	106	15
B	15-20	sem alteração	sem alteração
Fe	3200-3800	sem alteração	aumentou
Ti	250-270	sem alteração	aumentou
P	38-45	25	3
Ca	1300-1400	700	150

2. MATERIAIS E MÉTODOS

Foi utilizado no processo silício grau metalúrgico com granulometria na faixa de 150 a 200 μm, com e sem tratamento por lixiviação ácida, fornecido pela empresa RIMA Industrial S/A . O material recebido foi lavado em uma banheira de ultra-som, para possibilitar a remoção de partículas e gordura da superfície do grão, com acetona Merck P.A . A seguir o material foi secado em uma estufa. Para cada processo de fusão foram utilizados 280 g de silício. A fusão do material foi feita em um forno de feixe de elétrons EMO 80 marca LEW, de 80 kW de potência.

As amostras obtidas foram, preliminarmente caracterizadas por microscopia eletrônica de varredura em um microscópio JEOL JXA 840, no modo de emissão de raios-X. Para este tipo de caracterização foram retiradas fatias com aproximadamente 5 mm de diâmetro de diferentes regiões das amostras. A seguir, foi feita uma avaliação quantitativa da metodologia de refino das primeiras amostras processadas, através da técnica de espectrometria de massa com fonte de plasma induzidamente acoplado, ICP-MS, na PUC/RJ, com o Prof. Dr. Norbert Mickelay. Os resultados foram aferidos com um padrão da NIST (National Institute of Standards and Technology dos Estados Unidos). As amostras foram abertas por digestão ácida, em recipiente de teflon, com 2 ml de HF e 1 ml de HNO_3 , segundo um procedimento analítico, para silício, desenvolvido, anteriormente, em um trabalho de mestrado [BRAGA,1993]. Utilizou-se um equipamento ELAN 5000A da Perkin Elmer/Sciex. Para a caracterização de carbono e oxigênio, via espectrometria de infravermelho (FTIR), foram retiradas lâminas com espessura da ordem de 300 μm. O carbono foi medido na região de 605 cm^{-1}, que caracteriza a presença deste elemento na matriz sob a forma substitucional. O oxigênio foi medido na região de 1107 cm^{-1}, representando o oxigênio intersticial presente na matriz. As amostras foram polidas mecanicamente em pasta de diamante até 0,25 μm. As medidas de resistividade elétrica foram realizadas nessas lâminas utilizando o método de quatro pontas em um equipamento Keithley Instruments, modelo 503.

2.1 - Fusão por feixe de elétrons

A configuração do processo é mostrada na figura 1. Esse procedimento tem como objetivo estabelecer as condições ótimas de processo, buscando a eliminação dos elementos que contaminam a matriz sem a perda de massa por processo de evaporação. Além disso, tempo e potência estão diretamente associadas ao custo do processo, o que torna fundamental encontrar a condição mais favorável associada à remoção das impurezas. O material foi introduzido na câmara de fusão sob a forma de pó ,onde as condições de tempo de processo e potência do feixe foram variadas de acordo com a tabela 4.

Tabela 4 - Condições experimentais

Condições de Processo	
Tempo de fusão (min)	0; 10; 20
Potência do feixe (kW)	12; 16; 18,7
Pressão interna da câmara (Pa)	10^{-3}

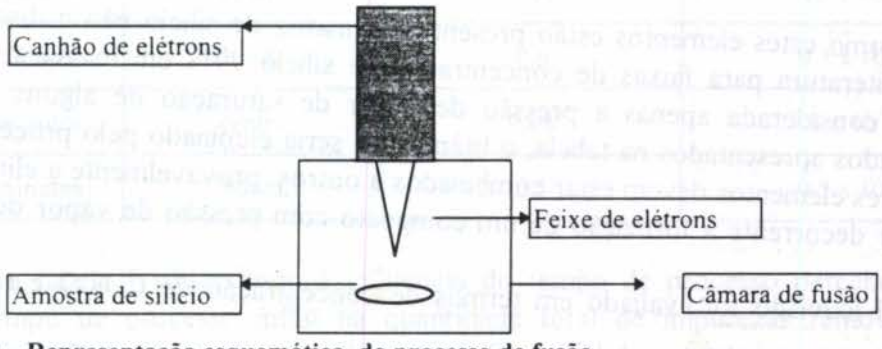


Figura 1 - Representação esquemática do processo de fusão.

3. RESULTADOS E COMENTÁRIOS

As amostras obtidas inicialmente no trabalho foram caracterizadas quimicamente , via microscopia eletrônica de varredura, operando no modo de raios X, para se poder avaliar a validade do processo. A medida foi realizada comparando o material que não recebeu o tratamento de fusão por feixe de elétrons com outros que receberam. Os resultados mostraram que a fusão está eliminando o ferro e o alumínio da amostra. Pôde-se também perceber que o ferro está sendo eliminado em maior quantidade do que o alumínio. Além disso foi confirmado que o dispositivo de cobre não está contaminando a amostra.

Estes resultados concordaram com uma análise quantitativa via ICP-MS, mostrados na tabela 5.

Os resultados da tabela 5 evidenciam que os trabalhos iniciais possibilitaram a redução dos teores de Fe, Al , Ti , Cr, Zr, Cu e Ni, o que discorda da publicação de IKEDA & MAEDA, onde não foi possível reduzir a concentração de Fe e Ti. Além disto, confirma-se novamente que o recipiente de cobre refrigerado não está reagindo com o material.

Tabela 5 - Purificação de silício não lixiviado por fusão por feixe de elétrons

Elemento	Si-GM antes do refino (ppm em massa)	Si-GM após refino (ppm em massa)	Pressão de vapor saturado (Pa)
Fe	7950	2650	$5x\ 10^{-2}$
Ca	<50	< 50	600×10^{-2}
Al	175	110	$500x\ 10^{-2}$
Ti	48	29	$0,1 \times 10^{-2}$
P	8	8	sublima
B	4	3,5	$0,0005 \times 10^{-2}$
Cr	11,8	0,48	20×10^{-2}
Ni	8,2	1,65	4×10^{-2}
Cu	159	5,6	200×10^{-2}

Os dados de pressão de vapor saturado dos elementos estão em relação ao silício - 10^{-2} Pa, 1550 K

A forma como estes elementos estão presentes na matriz de silício não é discutida com freqüência na literatura para faixas de concentração de silício 99% em massa a 99,9% em massa. Se for considerada apenas a pressão de vapor de saturação de alguns elementos, conforme os dados apresentados na tabela, o titânio não seria eliminado pelo processo. Como na realidade estes elementos devem estar combinados a outros, provavelmente a eliminação do titânio deva ser decorrente à formação de um composto com pressão de vapor de saturação maior.

O material lixiviado foi avaliado em termos de concentração de C e O e resistividade elétrica.

Observando os dados de potência do feixe aplicada ao material a uma mesma condição de

tempo de processo, associados a remoção de C e O do material, pode-se perceber, de acordo com a tabela 6, que, à medida que se eleva a potência de trabalho, aumenta a eficiência de remoção destes elementos.

Tabela 6 - Eficiência do processo, para amostra lixiviada, na remoção de C e O

Amostra	Tempo processo (min)	Potência feixe (kW)	Concentração C (ppmw)	Concentração O (ppmw)
0	0	0	540	não medida
1	10	16	255	112
2	10	18,7	21	20

Considerando que a potência do feixe está associada à quantidade de material que está sendo processada e ao diâmetro da superfície da amostra, e que, efetuando os cálculos para se estabelecer uma correlação entre a massa empregada por Ikeda & Maeda (50 g) e a massa empregada neste trabalho (280 g), a potência máxima de 18,7 kW equivale à potência máxima empregada no trabalho de Ikeda & Maeda, 6,9 kW, sendo possível, então, observar que neste processo a remoção de C foi superior. Segundo Yuge [YUGE,1994], a reação de formação da molécula de CO é a que melhor expressa o processo de remoção do carbono da matriz. Este trabalho concorda com uma publicação de Needels [NEEDELS, 1991], onde o seu grupo desenvolve um estudo sobre a formação de complexos de oxigênio em silício. Além disto, as medidas por FTIR mostram, na região 794 cm^{-1}, a presença carbono na forma de SiC, nas duas amostras medidas, com concentrações inferiores a 1ppm em massa.

A medida de resistividade elétrica, realizada nas bordas do material, mostra que a remoção de impurezas está relacionada à energia empregada no processo. Os valores de quantidade de átomos presentes foram obtidos com o auxílio da curva de Irving [IRVIN, 1962].

Tabela 7 - Medidas de resistividade elétrica do material relacionada às regiões da amostra.

Amostra	Região da amostra	Resistividade Elétrica (Ω.cm)	Átomos de Impurezas/ cm^3 de silício
16 kW - 10 minutos	centro	0,03	40×10^{17}
16 kW - 10 minutos	borda	0,4	$1,5 \times 10^{17}$
16 kW - 20 minutos	centro	0,05	15×10^{17}
16 kW - 20 minutos	borda	0,6	$0,3 \times 10^{17}$
18,7 kW - 10 minutos	centro	0,08	8×10^{17}
18,7 kW - 10 minutos	borda	0,5	$0,5 \times 10^{17}$

Avaliando a tabela 7 observando a influência do tempo de processo percebe-se que a elevação do tempo de processo influi na quantidade total de impurezas removidas. Os resultados da tabela 7 mostram que a condição mais favorável de processo para se remover as

impurezas, é: tempo de processo 20 minutos - potência de operação 16 kW. Para a potência de 18,7 kW não foi possível processar o material por 20 minutos, pois como esta já é uma condição limite de energia empregada, a partir de 12 minutos de processamento toda a superfície da amostra passa a evaporar provocando perda de material proveniente de espirros e interrupção do processo.

Outro dado importante é que a distribuição de energia na superfície da amostra não é homogênea, o que provoca uma elevação da concentração de impurezas no centro do material, como pode ser verificado. Além da remoção de impurezas por diferença de pressão de vapor, os resultados da tabela 7 estão mostrando que a forma de resfriamento do material está segregando as impurezas na região central da amostra. Ao final do processo é possível visualizar que a última região a resfriar corresponde ao centro da amostra.

4. CONCLUSÕES

A tecnologia de fusão por feixe de elétrons necessita ser mais explorada para se buscar o seu benefício em processos de purificação de silício.

O estudo realizado neste trabalho mostrou que a metodologia é viável na remoção de impurezas como: Fe, Al , Ti , Cr, Zr, Cu, Ni, C e O .

A otimização do processo é feita variando-se as condições de potência do feixe e tempo de processo. A melhor condição obtida foi utilizando tempo de processo 20 minutos e potência do feixe de 16 kW. Existe um compromisso em termos de eficiência de remoção dos elementos da matriz de silício, com a elevação do tempo de processo e com a elevação da energia do feixe. A questão é que, com a máxima energia empregada (18,7 kW) não é possível processar o material por 20 minutos em decorrência de perda da matriz por evaporação do silício.

Verifica-se também que nestas condições de trabalho, a distribuição de energia na superfície da amostra não é homogênea, o que provoca uma elevação da concentração de impurezas no centro da calota em relação à borda.

O processo pode ser melhorado otimizando esta distribuição de energia.

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Luis Carlos Kretly, Coordenador do Centro de Componentes Semicondutores (CCS) da UNICAMP, pela utilização da infra-estrutura do CCS.

Ao Prof. Norbert Mikelay, do Departamento de Química da PUC/RJ, pelas medidas de ICP-MS.

À RIMA Industrial S/A, pela doação do material e realização de análises químicas.

Ao técnico Emílcio Cardoso, do Departamento de Engenharia de Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica (UNICAMP), pela participação na elaboração do material estudado neste trabalho.

5. REFERÊNCIAS

BATHEY, B.R. e CRETELLA, M.C., Review Solar-grade Silicon, *Journal of Materials Science*, v. 17, pp. 3077-3096, 1982.

BRAGA, A.F.B., Determinação de Impurezas em Silício por Espectroscopia de Absorção Atômica, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas , 1993. 62 p. Tese (mestrado).

HOPKINS, R.H. e ROAHATGI, A., Impurity Effects in Silicon for High Efficiency Solar Cells, *Journal of Crystal Growth* , v. 75, pp. 67-79, 1986.

IKEDA, T. e MAEDA, M. , Purification of Metallurgical Silicon for Solar-grade Silicon by Electron Beam Button Melting", *ISIJ International*, v. 32, n. 5, pp. 635-642, 1992.

IKEDA, T. e MAEDA, M., "Refining of Silicon for Solar Cells", *First International Conference on Processing Materials for Properties*, Honolulu, Hawaii (USA), 7-10 nov., 1993.

IRVIN, J. C., *Bell Systems Technology Journal*, v.41, pp 387-389, 1962.

LAY,P., NOUET, G., COSTER, M., CHERMANT, L. e CHERMANT, J.L. Solidification of Polycrystalline Ingots: Simulation and Characterization of the Microstructure, *Revue de Physique Appliquée*, n. 22, pp. 549-556, 1987.

NEEDELS, M., JOANNOPOULOS, D., BAR-YAM, Y., PANTELIDES, S.T., Oxygen Complexes in Silicon, *Physical Review B*, v.43, pp 4208-4215, 1991.

SAKAGUSHI, Y. , ISHIZAKI, M., KAWAHARA, T. FUKAI M., YOSHIGAWA, M. e ARATANI, F., Production of High Purity Silicon by Carbothermic Reduction of Silica Using AC-arc Furnace with Heated Shaft, *ISIJ International*,v. 32, n. 5, pp. 643-649, 1992.

YUGE, N., BABA,H., SAKAGUSHI,Y., NISHIKAWA,K.,TERASHIMA, H. , ARATANI, F., Purification of Metallurgical Grade Silicon up to Solar Grade, *Solar Energy Materials and Solar Cells*, v. 34, pp 243-250, 1994.

Mineral Commodity Summaries 94; United States Department of the Interior Bureau of Mines.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB582

DESENVOLVIMENTO DE PROCESSO ELETROMAGNÉTICO PARA A PRODUÇÃO DE LIGAS REOFUNDIDAS / *DEVELOPMENT OF AN ELETROMAGNETIC PROCESS FOR THE PRODUCTION OF SEMISOLID ALLOYS.*

RUBENS LUIS BUBENIK, MARCOS MARGARIDO & MARIA HELENA ROBERT
Departamento de Engenharia de Fabricação, Faculdade de Engenharia Mecânica - UNICAMP, CEP 13083-970 - Campinas, SP. E-mail: bubenik@fem.unicamp.br

Abstract

The work deals with the design and assembly of an equipment for the production of rheocast metallic slurries, based on the principle of modifying the solid growing mechanisms during freezing of the alloy from liquid, by means of electromagnetic stirring. The essential parts of the equipment are: a stator engine, control system, crucible and cooling system to allow control of the material freezing rate. It was designed in a such way to produce a magnetic field with a horizontal and tangential force, related to the crucible longitudinal axis, to promote the necessary shear conditions within the liquid required to the structural modifications to produce rheocast slurry. Rheocast ingots were obtained for Al-4.5wt% Cu alloy, submitted to different operational conditions, in order to explore the equipment performance and potential. Results showed the feasibility of producing rheocast material by controlled electromagnetic stirring of liquid alloy in such a type of reactor. Refined macrostructures, with typical rheocast globular microstructures and additionally, with reduced presence of entrapped liquid in the primary phase, were produced. Therefore, rheocast material, presenting superior quality when compared to those obtained by mechanical stirring, could be obtained by using a reactor of quite simple conception.

Keywords

Solidificação: Reofundição: Agitação eletromagnetica: Eletromagnetic stirring, Rheocasting, Semisolids.

1. INTRODUÇÃO

Com a crescente demanda por rigidos critérios de qualidade, a manufatura de materiais metálicos tem assistido nas duas últimas décadas o desenvolvimento de processos de fabricação cada vez mais sofisticados. Dentre estes, o processamento de ligas no estado semi-sólido reofundido, denominado tixoconformação, tem encontrado lugar de destaque por possibilitar a fabricação de componentes *near net shape* de qualidade superior.

A matéria prima para o tixoprocessamento é caracterizada como uma pasta constituida de sólido globular em suspensão em meio líquido, ou pasta reofundida. Pastas metálicas reofundidas podem ser produzidas a partir de ligas líquidas, as quais são vigorosamente agitadas durante a sua solidificação de modo a promover crescimento não dendrítico; ou a partir de sólidos dendríticos submetidos a tratamentos térmicos a temperaturas superiores à *solidus*, onde há a fusão de fases secundárias e globularização da fase primária em meio líquido.

3689

No segundo grupo estão incluídos os processos de Fusão Parcial Controlada de estruturas deformadas a frio (Robert, 1993) ou de estruturas super-refinadas (Montel, 1996). São processos de reduzido custo que produzem pastas de elevada qualidade e homogeneidade estrutural, mas são limitados à produção estanque de pequenos volumes.

No primeiro grupo estão incluídos processos envolvendo agitação do metal líquido em determinados estágios de sua solidificação, quer por meios mecânicos (Flemings, 1991), quer por ação de campos eletromagnéticos (Zillgen & Hirt, 1996). Nestes processos são utilizados reatores providos de pás propulsoras de diferentes geometrias, os quais são responsáveis por distintas eficiências na promoção da globularização estrutural requerida na pasta reofundida (Fogagnolo, 1996); ou reatores providos de bobinas indutoras de campos magnéticos que atravessam o metal líquido.

Este grupo de processos apresenta a vantagem de permitir a produção contínua de pastas reofundidas, porém apresenta como desvantagem o elevado custo dos equipamentos e a baixa eficiência na promoção de globularização do sólido, necessária à produção de matéria prima de boa qualidade. A microestrutura obtida apresenta-se com morfologia de rosetas ou de dendritas parcialmente rompidas e equiaxiais. Para utilização na tixoconformação, a matéria prima nestas condições deve ser reaquecida para complementação da globularização microestrutural.

Este trabalho tem como objetivo apresentar um método de produção de pastas reofundidas que associe a possibilidade de produção contínua fornecida pelos métodos envolvendo agitação, com a operacionalidade da agitação eletromagnética (evitando problemas com a elevada erosão do reator, presentes na agitação mecânica); mas que utilize equipamento de reduzido custo e que produza estruturas reofundidas de boa qualidade, totalmente globularizadas.

Para tanto será utilizada a agitação eletromagnética horizontal, promovida por um equipamento de concepção simples, constituído do estator de um motor bipolar. Entende-se por agitação horizontal aquela onde o eixo do indutor é perpendicular ao eixo da lingoteira que contém o metal líquido.

2. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Sendo os metais bons condutores elétricos, um campo magnético variável em sua vizinhança ocasiona a presença de correntes elétricas no seu interior, resultando em um intenso campo de forças que promove a convecção do metal, se estiver no estado líquido ou semi-sólido. Este princípio é largamente utilizado na fusão de metais em fornos de indução e no lingotamento contínuo de aços, para aumento da qualidade de barras, chapas e lingotes.

A agitação no líquido é obtida a partir de bobinas de indução dispostas em torno da lingoteira contendo o metal líquido, de forma que o eixo das bobinas seja perpendicular ao eixo longitudinal da lingoteira (sistema horizontal) ou paralelo (sistema vertical).

A força eletromagnética (**F**) que atua sobre cada elemento de volume portador de carga é dada pelo produto vetorial $\mathbf{F} = \mathbf{B} \times \mathbf{j}$, onde **B** é um campo girante e pulsante, gerado por tensão alternada trifásica, induzindo correntes parasitas (**j**). Em sistemas horizontais, **F** está no plano horizontal e tem componentes radial pulsante com valores em torno de zero e tangencial, não nula e pulsante, responsável pelo movimento de rotação do metal (Birat & Choné, 1983).

A freqüência de alimentação (f) do estator deve ser baixa para minimizar os efeitos de atenuação que o sistema metal/molde provoca sobre o campo magnético. Por isso a freqüência da rede (60 Hz) é vantajosa, porém, segundo Birat & Choné (1983), dois aspectos devem ser levados em consideração: a espessura da parede do molde deve ser menor que 10 mm, e o material deve ser para-magnético, para não interferir na ação do campo.

O campo magnético produzido em tal sistema é proporcional à corrente (I) das bobinas indutoras e é função decrescente da freqüência (Birat & Choné, 1983), enquanto a intensidade da força é proporcional a B^2*f, e a velocidade escalar do metal líquido é proporcional a $B*f^{1/2}$ (Szekely & Chang, 1976). A otimização desses valores deve ser feita experimentalmente, procurando-se obter taxas de cisalhamento suficientes para globularizar a fase primária, sem provocar excessiva turbulência no fluído.

A partir de modelos numéricos, Gabathuler (1992) constatou que a agitação horizontal produz reofundidos de melhor qualidade que a vertical, devido aos seguintes fatores:

a - Na agitação vertical a componente tangencial da força responsável pelo movimento do fluido é muito pequena, quando comparada com a componente radial, que exerce apenas pressão sobre o metal. Na agitação horizontal a força tem direção quase puramente tangencial. A velocidade de agitação vertical é 5 vezes inferior que a velocidade de agitação horizontal.

b - Na agitação vertical o movimento do fluido não segue as isotermas, e as velocidades são pequenas na zona central da lingoteira, resultando na formação de estruturas heterogêneas, globular em algumas regiões e dendríticas naquelas submetidas a menor grau de agitação.

Ao desenvolverem equipamento eletromagnético pàrà reofundição, Winter et al (1980) apontaram outras restrições na utilização de equipamentos industriais com agitação vertical, como a limitação do raio da seção do lingote, devido à baixa profundidade de penetração da corrente induzida e a significativa quantidade adicional de calor gerada no metal por efeito Joule; que deve ser extraído eficientemente no processo de solidificação.

O alto custo desses equipamentos e a grande potência consumida em sua operação podem ser evitados com o estator de um motor trifásico, do qual obtém-se um equipamento de tipo horizontal com baixo consumo de energia, baixa atenuação do campo magnético e com pouco sobre-aquecimento do metal. O estator de um motor bipolar é preferido, pois as linhas de força do campo magnético atravessam toda a seção do lingote, enquanto para os motores com mais pólos, a região central do lingote não é atingida, produzindo heterogeneidade estrutural.

3. CONSTRUÇÃO DO EQUIPAMENTO

A FIG. 1 apresenta desenho esquemático do equipamento construído, mostrando seus diferentes dispositivos:

A - Dispositivo de Admissão
Peça cilíndrica de latão, com canais para o metal e água de refrigeração. Na base há um rasgo circular de distribuição de água.

B - Dispositivo Intermediário
Peça cilíndrica móvel, de latão com canais de condução do metal líquido e da água de refrigeração. No topo e na base existem rasgos circulares de distribuição de água.

C - Lingoteira
Peça cilíndrica fixa em latão, contendo abertura para entrada do metal líquido e câmara interna de reofundição provida de furos metal.

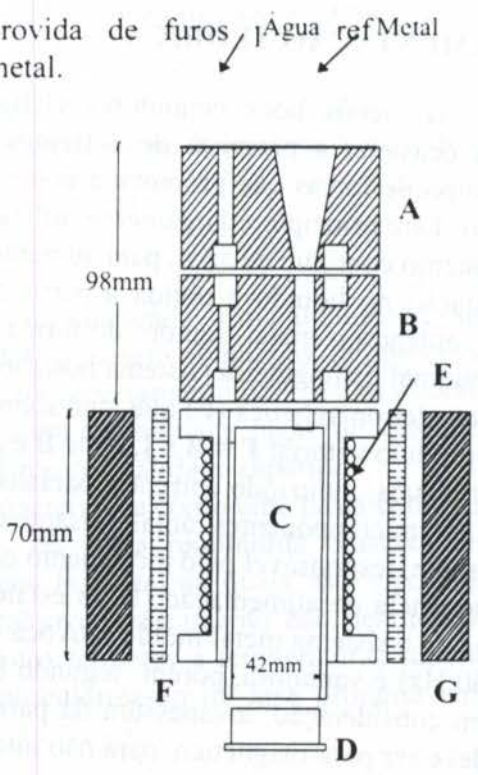


Figura 1 : Esquema do equipamento de reofundição por agitação eletromagnética
D - Base de Desmolde : Peça cilíndrica móvel e confeccionada em latão.
E - Resistência Elétrica : Fio de Níquel-Cromo, isolado com anéis de porcelana e dispostos em espiras circulares em torno da lingoteira.
F - Isolamento térmico : Manta de Lã de Rocha.
G - Estator : Estator de um motor trifásico, 60 Hz, bipolar, 3600 rpm, Potência de 5 CV e Corrente Nominal de 15 A, fechado em estrela

4. PRINCÍPIO DE OPERAÇÃO

Uma operação típica de produção de pasta reofundida no equipamento construído segue a seguinte seqüência de eventos:

O metal líquido é vazado no **dispositivo de admissão** cujo canal está alinhado com os demais componentes da lingoteira, de forma a admitir o fluxo para o interior da câmara de reofundição. O **dispositivo intermediário** da lingoteira é rotacionado em 90°, desalinhando-se os canais de alimentação e isolando a massa metálica líquida na **lingoteira**.

O **estator** é então energizado. O metal líquido sofre resfriamento contínuo desde o início do vazamento, por trocas de calor entre o ambiente e o equipamento. Sua temperatura é monitorada por termopares colocados no interior da lingoteira.

A agitação é mantida até o metal atingir a temperatura requerida para a fração sólida desejada, quando então é interrompida automaticamente por um sinal enviado pelo termopar, que também aciona uma válvula solenóide, permitindo a entrada de água de refrigeração.

Pode-se controlar a taxa de resfriamento do líquido durante o processamento, ou ainda a agitação a temperatura constante, atuando-se a **resistência elétrica**. Após o resfriamento, a **base de desmolde** é deslocada verticalmente e o lingote é sacado da **lingoteira**.

5. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

O equipamento projetado e construído foi testado para a produção de pastas reofundidas da liga Al-4,5%Cu com composição química indicada na TABELA 1.

Tabela 1 : Composição química da liga utilizada no trabalho.

Elemento	Cu	Si	Fe	Zn	Ni	Ti	Pb
Teor (% peso)	4,5	0,20	0,60	0,01	0,05	0,03	0,02

Na reofundição e na tixoconformação de metais é fundamental o conhecimento prévio do seu intervalo de solidificação, uma vez que se trabalha com o material no estado semi-sólido, isto é, contendo frações relativas sólido/líquido controláveis. Assim, as temperaturas *solidus* e *liquidus* da liga utilizada foram determinadas por análise térmica diferencial, obtendo-se os valores de 911 K e 890 K respectivamente. A corrente de alimentação do estator foi mantida constante em 12 A, através de um Variac, nos dois casos estudados.

Após resfriados, os lingotes foram seccionados longitudinalmente. Uma das seções foi utilizada para análise da macroestrutura; a outra foi dividida em três regiões - superior, média e inferior - para análise microestrutural em microscópio ótico e analisador de imagens.

Os valores das frações sólidas presentes nas amostras foram calculados com o auxílio do analisador de imagens. Considerou-se como fase líquida na pasta as regiões que apresentaram estrutura eutética ($CuAl_2$) após a solidificação, mostrando-se com coloração escura após ataque com solução I-5 e polimento eletrolítico por 30 s. A fase primária Al-α é sólida no

estado pastoso, e na estrutura solidificada apresenta-se com coloração clara, perfeitamente distinta da fase eutética.

6. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os lingotes produzidos no equipamento construído, nas condições operacionais testadas, apresentaram macroestruturas homogêneas, constituídas somente de grãos equiaxiais finos. Não há formação de grãos colunares, indicando a presença de forte agitação no líquido em solidificação, impedindo o crescimento do sólido na direção do fluxo de calor, intenso no caso.

Os lingotes apresentaram ainda, em todos os casos, um acentuado vazio na região superior central, indicando a presença de forte vórtice no metal líquido. O grande vórtice formado é resultado da ação da força centrífuga devido ao movimento de rotação do metal. O seu grande volume atesta a eficiência da agitação promovida no interior do líquido por ação de correntes induzidas pelo campo magnético.

Grande quantidade de poros pode também ser observada nos lingotes, mais acentuadamente nas regiões superiores, resultante da penetração de ar no material durante agitação e sua retenção durante a solidificação. O reduzido tempo de solidificação não permitiu a saída de gases do material, daí a sua localização na parte superior do lingote, junto à superfície livre. Estes resultados mostram que o valor da corrente de operação do equipamento pode ser reduzido, sem prejudicar a qualidade da pasta reofundida.

A FIGURA 2 apresenta microestrutura típica obtida nos lingotes produzidos. Pode- se observar a estrutura eutética lamelar grosseira entre os grãos da fase primária α. No estado pastoso, o eutético apresenta-se como fase líquida que circunda as partículas sólidas.

Partículas da fase primária, quando em contato podem sofrer coalescimento por difusão no estado sólido, como pode ser observado. O fenômeno foi estudado, entre outros autores, por DOHERTY et al (1984) e é conhecido que reduzido grau de desorientação cristalina entre partículas vizinhas é o principal requisito para a sua ocorrência.

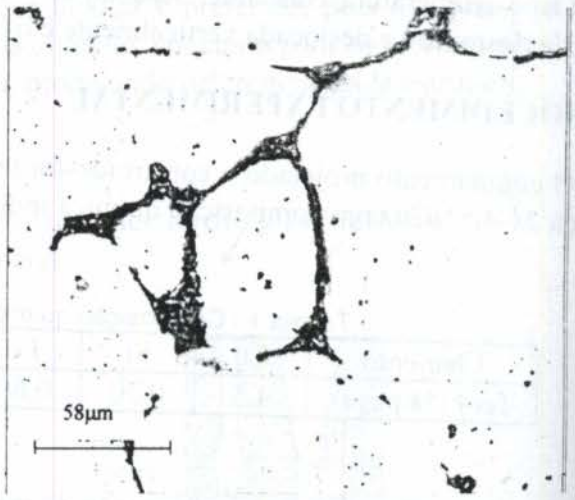


Figura 2 : Microestrutura típica da liga Al-4,5Cu, obtida por reofundição, mostrando as fases presentes e a microssegregação do soluto

A microssegregação do soluto no interior da fase primária é acentuada, como pode ser observado. Nas condições de solidificação em que foram produzidos os lingotes, esse é um fenômeno esperado. O tempo médio de solidificação no sistema na condição utilizada foi de 17 s, insuficiente para que o soluto rejeitado pela fase primária em crescimento fosse dissolvido homogeneamente no líquido remanescente e também insuficiente para a homogeneização de sua distribuição no sólido formado. Em outras palavras, a solidificação ocorreu em condições distantes das de equilíbrio.

A FIGURA 3 apresenta, com menor aumento, microestrutura típica obtida nos lingotes produzidos no equipamento construído, para a condição de resfriamento a partir de 890 K e amostra retirada da região inferior do lingote. Seu aspecto geral é típico de microestruturas de ligas metálicas reofundidas: a fase primária apresenta morfologia tendendo a globular, de rosetas engrossadas, circundadas por eutético. Essa morfologia repetiu-se uniformemente em toda a seção do lingote e em todos os lingotes produzidos, confirmando a homogeneidade da distribuição do campo magnético em todo o volume do metal.

Partículas mais perfeitamente esferoidizadas poderiam ser obtidas com um tempo maior de agitação, o que pode ser conseguido pela redução da taxa de resfriamento do material no interior da lingoteira, com o uso da resistência elétrica para reduzir o fluxo de calor. A estrutura obtida pode ser considerada de excelente qualidade, quando comparada com reofundidos produzidos por agitação mecânica (Flemings, 1991) ou ainda por agitação eletromagnética nos sistemas comerciais conhecidos (Pechiney, 1995; Muller-Spath, 1996; Zillgen & Hirt, 1996), onde a microestrutura é constituída de dendritas fragmentadas, com morfologia variável.

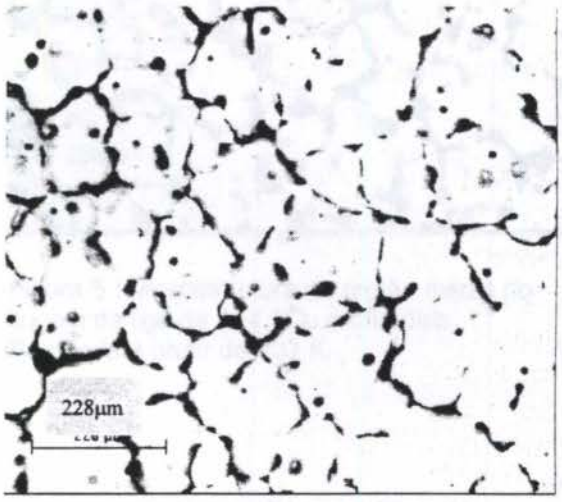


Figura 3 : Microestrutura da liga Al-4,5Cu produzida por reofundição, resfriada a 890 K; da região inferior do lingote.

As FIGURAS 4 e 5 mostram microestruturas obtidas na região média dos lingotes resfriados a partir de 890 K e 903 K, respectivamente. Podem ser observadas nos dois casos estruturas semelhantes entre si e à apresentada na FIGURA 3. Estes resultados atestam a homogeneidade estrutural obtida em todos os casos.

As microestruturas mostram ainda a presença de poças de líquido intragranular, aprisionados por mecanismos de coalescimento (FIG 4-a) ou de aglomeração (FIG 4-b) de ramos dendríticos fragmentados em globularização. A aglomeração entre duas ou mais partículas sólidas ocorre com mais freqüência quando a fração sólida é muito elevada.

A existência de poças prejudica o processo de tixoconformação, pois reduz a fração líquida efetiva na pasta, exigindo pressões de conformação maiores, e deve ser evitada. Sob este aspecto, as estruturas obtidas no equipamento tipo estator apresentam vantagem sobre as obtidas em sistemas de agitação mecânica ou eletromagnéticos convencionais, pois a globularização estrutural é, no primeiro caso, já adequada para a tixoconformação, enquanto que no segundo caso, a matéria prima deve ser reaquecida para a obtenção da globularização, processo este que induz a formação de poças de líquido retido.

Resultados da análise quantitativa de fração líquida nas pastas reofundidas produzidas nas diferentes condições são apresentados na TABELA 2. Os valores médios e desvios padrão foram calculados com base em seis réplicas de cada corpo de prova, escolhidas aleatoriamente. A comparação entre as frações líquidas médias das amostras mostra que são iguais, tanto entre regiões do mesmo lingote, quanto entre lingotes diferentes. Como a liga utilizada tem uma faixa de temperatura da região semi-sólida muito pequena (21 K), qualquer variação da temperatura de controle leva a uma grande alteração da fração sólida resultante. Os resultados obtidos indicam que o equipamento protótipo utilizado para este trabalho não

apresenta ainda um controle de temperatura suficientemente preciso para garantir diferenças significativas de frações sólidas, na faixa de variação de 890 a 903 K.

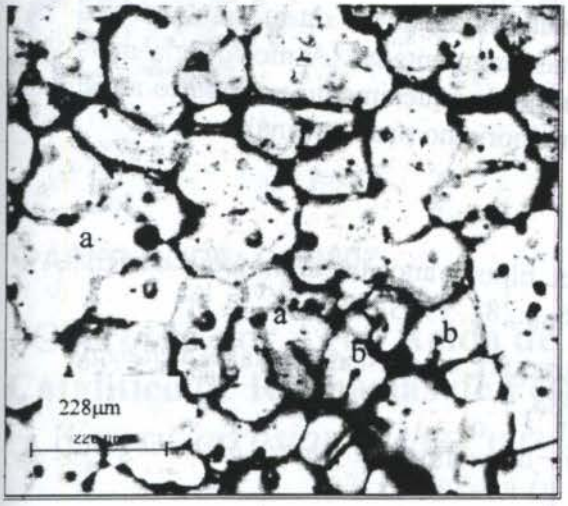


Figura 4 : Microestrutura da região média do lingote da liga de Al-4,5Cu reofundida Resfriada a partir de 890 K: a)Coalescência; b)aglomeração.

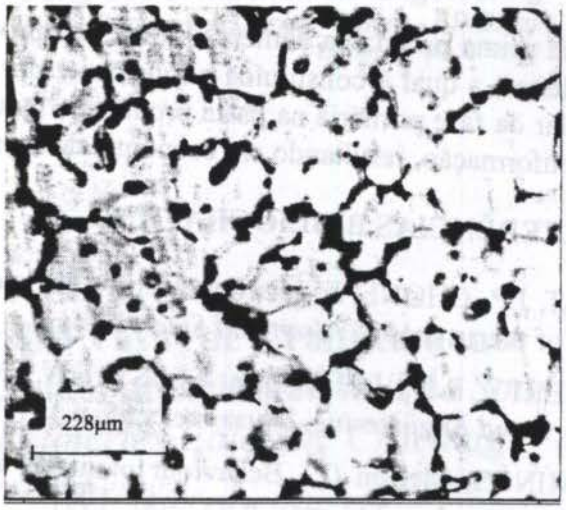


Figura 5 : Microestrutura da região média do lingote da liga de Al-4,5Cu reofundida. Resfriada a partir de 903 K.

Tabela 2 : Valores das frações líquidas calculadas segundo Scheil (F_l) e medidas (f_l) nos lingotes produzidos. As amostras são identificadas pela região do lingote (I - inferior ou M - média) e pela temperatura de resfriamento (890 K ou 903 K).

Amostra	F_l - Scheil (%)	f_l médio (%)	Máximo (%)	Mínimo (%)
I-890	0,44	9,9±1,6	11,9	7,6
M-890	0,44	8,8±3,1	13,3	5,4
I-903	0,69	10,4±2,3	14,1	7,5
M-903	0,69	9,0±0,8	10,3	8,1

Os valores obtidos também estão acima dos calculados pela equação de Scheil. Lesoult et al (1993) mostraram que as frações sólidas resultantes de processos de solidificação sob agitação afastam-se dos valores teóricos previstos, proporcionalmente à taxa de resfriamento imposta, para ligas de Pb-6%Sb. Este é um resultado esperado quando a solidificação não se dá sob as condições de equilíbrio utilizadas para a dedução da equação de Scheil.

7. CONCLUSÕES

O equipamento mostrou-se viável para a produção de pastas reofundidas de boa qualidade e com baixo custo. O principal problema apresentado, a formação de poros na região superior dos lingotes, pode ser minimizado pelo ajuste dos parâmetros operacionais - corrente de alimentação, taxa de resfriamento e temperatura de vazamento.

O produto obtido, no caso da liga Al-4,5%Cu testada, apresentou-se com características metalúrgicas típicas de produto reofundido; lingotes com alta homogeneidade estrutural foram produzidos.

As microestruturas reofundidas produzidas mostraram-se de elevada qualidade tanto em relação ao tamanho dos grãos, quanto morfologicamente. Apresentam qualidade superior à

matéria prima produzida comercialmente por processos eletromagnéticos ou mecânicos mais complexos, a qual é constituída basicamente por dentritas fragmentadas. A morfologia mais globular da fase primária na pasta produzida, reduz o tempo de aquecimento necessário à sua tixoconformação, resultando em economia de energia e melhoria no produto final.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

BIRAT, J.P., CHONÉ, J. Eletromagnetic stirring on billet, bloom, and slab continuous casters: State of the art in1982. *Iron and Steel Making*, v.10, nº 6, p.282, 1983

DOHERTY, R.D., LEE, Ho-In, FEEST, E.A. Microstructure of stir-cast metals. *Materials Science and Engineering*, Lausanne, v.65, p.181-189, 1984.

FLEMINGS, Merton C. Behaviour of metal alloys in the semisolid state. *Metallurgical Transactions A*, v.22^{A}, may, p.957-981, 1991.

FOGAGNOLO, J.B. *Contribuição à análise de parâmetros de processo na qualidade de compósitos por tixoconformação*. Campinas: DEF/FEM/UNICAMP, 1996. (Dissertação).

GABATHULER, J.P. Evaluation of various processes for the production of billets with thixotropic propoerties. In: INT. CONF.ON SEMISOLID PROCESSING OF ALLOYS AND COMPOSITES, 2nd, 1992,Cambridge. *Proceedings...* p.37-47, 1992.

ITT INDUSTRIES INC., New York, NY, WINTER, J., Dantzig Jonathan A., Tyler, Derek E. *Casting thixotropic metals*. C.I. B22D 11/10. GB nº 2.042.386A. 18 feb 1978, 24 sep 1980.

LESOULT, G., COMBEAU, H., MOUKASSI, M. Interactions between solidification and fluid flow effects on cast structures and segregations. In: EUROMAT, 3rd, 1993, Paris. *Journal de Physique* IV, v.2, C.7, nov., 1993

MONTEL ROVIRA, M.M. *Viabilização do tixoforjamento da liga Al-4,5%Cu super-refinada*. Campinas: DEF/FEM/UNICAMP, 1996, 118 p. (Dissertação).

MÜLLER-SPATH, H., ACHTEN, M., SAHM, P.R. SSP process - a new technology for homogeneous billet production. In: INT. CONF. ON SEMISOLID PROCESSING OF ALLOYS AND COMPOSITES, 4th, 1996, Sheffield. *Proceedings...* p.174, 1996.

PECHINEY ALUMINIUM..Althix® Billets, Compiegne (France), Catálogo, apr., 8p., 1996

ROBERT, M.H. Partial method as an efficient method to produce rheocast alloy slurries. *Transactions of the Japan Foundrymen's Society*, Tokyo, v.12, p.45-51, oct., 1993.

SKEZELY, J., CHANG, C.W. *Journal of Metals*, v.28, nº 9, p.6-11, 1976

ZILLGEN, M., HIRT, G. Microstructural effects of electromagnetic stirring in continuous casting of various aluminium alloys. In: INT. CONF. ON SEMISOLID PROCESSING OF ALLOYS AND COMPOSITES, 4th, 1996, Sheffield. *Proceedings...* p.180, 1996.

Agradecimentos

Os autores agradecem ao CNPq o apoio financeiro concedido, na forma de bolsas de mestrado e de pesquisador.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB607

Corrosão por Água Ácida de Aços dos Vasos de Craqueamento Catalítico de Refinarias de Petróleo, por Potenciometria /*The Sour Water Corrosion of the Petroleum Refineries Catalytic Cracking Vessels by Potentiometry*

MARCOS BARONCINI PROENÇA[1], CÉLIA MARINA DE A.FREIRE[1]& MARGARITA BALESTER SANTOS[2]
1- Dep. Eng. Materiais, Fac. Eng. Mecânica, UNICAMP ; CP 6122, 13083-970 Campinas-SP, Brasil.
2- Lab.Hidrogênio, Inst.Física, UNICAMP ; CP 6039, 13083-970 Campinas-SP,Brasil.

ABSTRACT:

The mechanical properties detriment caused by hydrogen damages in catalytic cracking vessel wall steels are determinant factors to this petroleum refineries equipment's life time. This hydrogen is generated , with iron sulphate, by steel corrosion in sour water produced inside this vessels. The iron sulphate generate a polyssulphate film which give to steels surface some resistance to hydrogen diffusion and consequent damages. Therefore, the steels surface film stability is a important factor to major or minor time life of this equipment. In this work the cyclic polarisation was used to analyse two steel used in vessels building in terms of the stability of the films generated by corrosion reaction. With the obtained results was possible to evaluate what of the two steels could be used preferentially in this vessels building.

KEYWORDS

danos por hidrogênio/ hydrogen damages, seleção de aços steel selection, estabilidade de peliculas/ layer stability, polarização ciclica cyclic polarisation.

INTRODUÇÃO

Um dos maiores problemas enfrentados em refinarias de petróleo é o do comprometimento das propriedades mecânicas devido aos danos provocados pela corrosão em aços com os quais são construídas as tubulações e os vasos das unidades de craqueamento catalítico. A reação de corrosão do Fe dos aços pelo H_2S do meio gera hidrogênio atômico e sulfeto de ferro. A maior parte do hidrogênio atômico gerado tende a se combinar e ir para a atmosfera. Uma parte do hidrogênio irá ser absorvido pelo aço e difundido através do reticulado cristalino. Deste uma fração ficará retida e se acumulará nos vazios e discordâncias de sua rede cristalina (Strong et al.,1991, Schutt,1993, Ehmke,1981, Kato et al.,1984).

Os danos provocados pelo hidrogênio retido nos aços de equipamentos de refinarias de petróleo podem ser classificados em dois tipos principais: fragilização pelo hidrogênio, empolamento pelo hidrogênio (Fontana,1987).

A fragilização pelo hidrogênio está bastante presente em refinarias de petróleo e resulta na perda da ductilidade e na diminuição do limite de resistência à tração dos aços, se

3698

manifestando de várias formas como trinca de sulfetos por tensões, trinca induzida pelo hidrogênio e trinca orientada por tensões e induzida pelo hidrogênio (Strong et al.,1991,Fontana,1987, Edmondson,1992). Tem como proposições para seu mecanismo teorias baseadas no encruamento que resulta quando a pressão gerada através do acúmulo do hidrogênio próximo aos sítios de deslocamento ou microvazios impede o deslocamento de grãos, sendo que esta pressão pode chegar a provocar o fracionamento dos grãos (Fontana,1987). Diferenciações nestes mecanismos propostos são usadas para classificar as várias formas de manifestação da fragilização pelo hidrogênio.

A trinca de sulfetos por tensões, conhecida genericamente como trinca por H_2S, geralmente ocorre quando há mais que 50ppm de H_2S dissolvido em água de pH elevado e na presença de um acelerador como o CN^-. É provocada pelo acúmulo de hidrogênio atômico em regiões de alta tensão residual, o que irá acarretar numa elevação da pressão do hidrogênio molecular para níveis acima do limite de ruptura do aço, levando a sua trinca .

A trinca induzida pelo hidrogênio ocorre sob as mesmas condições que a trinca do sulfeto por tensões. Porém, esta é provocada pelo acúmulo do gás hidrogênio próximo às inclusões do aço, acarretando em rupturas que irão difundir em direções não definidas.

A trinca orientada por tensões e induzida pelo hidrogênio é conhecida como trinca "em degraus". O hidrogênio se acumula na extremidade de uma trinca, elevando a tensão a um nível superior ao de ruptura do aço e levando assim à propagação desta trinca, que se unirá a uma outra (Strong et.al.,1991, Fontana,1987, Edmondson,1992).

O empolamento também está bastante presente nas refinarias de petróleo e ocorre quando o hidrogênio atômico que se move pelo aço encontra espaços vazios na rede cristalina, onde se combina com outro formando moléculas de hidrogênio. Devido ao tamanho, estas moléculas ficam presas, acumulando-se nos vazios. A pressão de equilíbrio do hidrogênio molecular em contato com o hidrogênio atômico é da ordem de centenas de milhares de atmosferas, sendo capaz de deformar o metal localmente e, em casos extremos, de provocar a completa destruição da parede do vaso (Fontana,1987).

Estes efeitos provocados pelo hidrogênio nos aços das tubulações e dos vasos foram apontadas em relatório de inspeção da unidade de craqueamento catalítico da REPLAN (Replan,0024).

Uma película de polissulfeto formada à superfície do aço a partir do FeS (sulfeto de ferro), gerado junto com o hidrogênio atômico na reação de corrosão, dificulta a absorção deste hidrogênio (Schutt,1993, Kato et al.,1984). Portanto, uma maior estabilidade desta película contribui para um maior tempo de vida útil dos equipamentos.

A técnica eletroquímica de polarização cíclica é uma ferramenta muito utilizada para a análise de potênciais de proteção, principalmente no estudo da corrosão por pites em aços inoxidáveis,a qual vem sendo também usada no estudo de películas formadas nas superfícies dos metais. Esta técnica tem como princípio o de se promover, na área de varredura anódica de uma curva de polarização, a elevação do potencial até um ponto onde se atinja um valor crítico de início do processo corrosivo de onde se obtém o potencial de início de corrosão. Continuando a elevação deste potencial a densidade de corrente aumentará até um ponto onde, embora o potencial continue aumentando, ela diminui. Isto ocorre pelo aumento da resistência à passagem da corrente que no nosso trabalho pode ser associada a formação da película de polissulfeto. A densidade de corrente diminuirá até um ponto onde voltará a aumentar devido a um decréscimo da resistência, o qual no nosso caso pode ser associado a uma ruptura e precipitação da película (Cordoba et al.,1987, Mattson,1989, Oldham et al.,1994).

Após atingir-se este ponto promove-se a inversão do ciclo através da diminuição do potencial. Se não houver permanência da película sobre o aço a curva obtida neste sentido de varredura irá sobrepor-se a do sentido inicial. Se houver estabilizado parte desta película ,

quanto maior a quantidade estabilizada maior será a diferença entre as curvas obtidas nos dois sentidos do ciclo de varredura e também a diferença entre os potenciais de corrosão obtidos nestes sentidos (Cordoba et al.,1987, Mattson,1989, Oldham et al.,1994).

MATERIAIS E MÉTODOS

O levantamento de curvas de polarização cíclica de aços do tipo ASTM 285 e ASTM 516 em células eletroquímicas contendo solução de NaOH (0.1N) e contendo amostras de águas ácidas tiradas de dois vasos da planta de craqueamento catalítico (PCRAQ) da REPLAN será objeto de estudo neste trabalho, o qual tem como finalidade a de apresentar resultados que serão utilizados para analisar a influência da composição da água ácida e dos aços na estabilidade das películas que dificultam a difusão do hidrogênio . Com isso os engenheiros das refinarias podem estabelecer critérios de seleção de material para a construção dos vasos e de parâmetros de processo.

Para este trabalho foram utilizadas duas amostras de aços de chapa dos vasos cujas composições químicas estão apresentadas nas tabelas 1 e 2.

Tabela 1 .Composição nominal do aço tipo ASTM 516 grau 70.

Elementos	Teor (%)
C_{max}	0.27
Mn	0.85-1.20
P_{max}	0.035
S_{max}	0.04
Si	0.15-0.40

Tabela 2 . Composição nominal do aço tipo ASTM 285 grau G .

Elementos	Teor (%)
C_{max}	0.28
Mn	0.90-0.98
P_{max}	0.035
S_{max}	0.040
Si	———

Foram levantadas curvas de polarização cíclica das amostras em solução de NaOH (0,1N) e amostras de águas ácidas oriundas de dois vasos da unidade de craqueamento da REPLAN, cujas análises químicas são apresentadas nas tabelas 3 e 4.

Tabela 3. Composição química da água ácida oriunda do vaso V-22503 (pH 8,8).

Elemento	ppm
cianeto	19
tiocianato	82
ferro	1,2
amônia	2100
sulfeto c/H_2S	3300

Tabela 4. Composição química da água ácida oriunda do vaso V-22508 (pH 8,0).

Elemento	ppm
cianeto	29
tiocianato	770
ferro	0,87
amônia	12000
sulfeto c/H_2S	20000

As curvas de polarização cíclica foram levantadas à temperatura e pressão normais, com área de exposição das amostras de $1cm^2$, tensão inicial de -200mV e final de 800mV em relação ao potencial de corrosão, com varredura de 0,2mV/s. Foi utilizada uma célula de 3 eletrodos, com contra-eletrodo de platina e eletrodo de referência de calomelano saturado (ECS), em um potenciostato PAR da EG&G modelo 273-A. O gerenciamento dos ensaios e dados obtidos foi feito através do software m352 também da EG&G.

RESULTADOS E DISCUSSÃO

As curvas de polarização cíclica das amostras expostas à solução de NaOH (0,1N) e águas ácidas de dois vasos da unidade de craqueamento catalítico da REPLAN, são mostradas nas figuras 1 a 6.

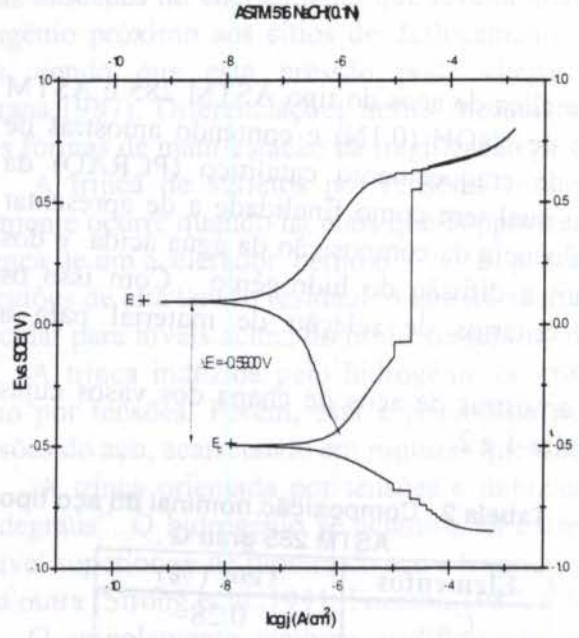


Fig.1 - Curva do aço do tipo ASTM 516 em solução de NaOH (0,1N).

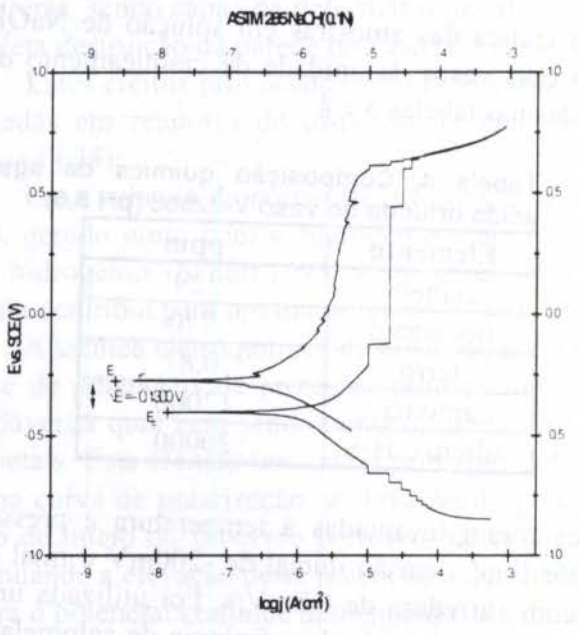


Fig. 2 - Curva do aço do tipo ASTM 285 em solução de NaOH (0,1N).

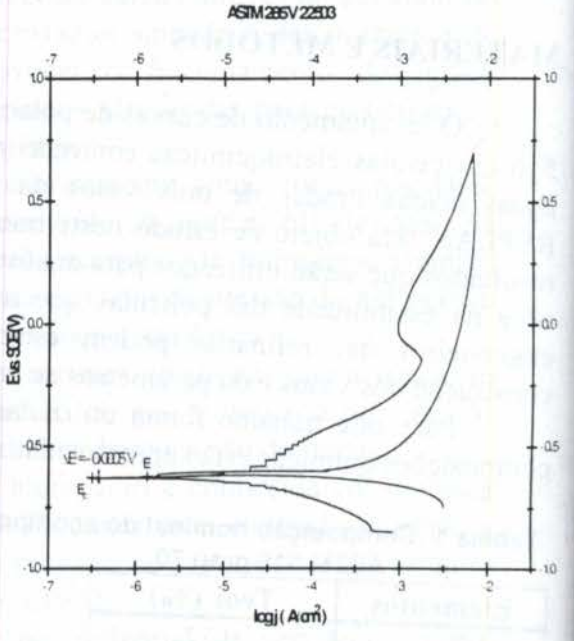


Fig 3. Curva do aço do tipo ASTM 285 em água ácida do vaso V-22503.

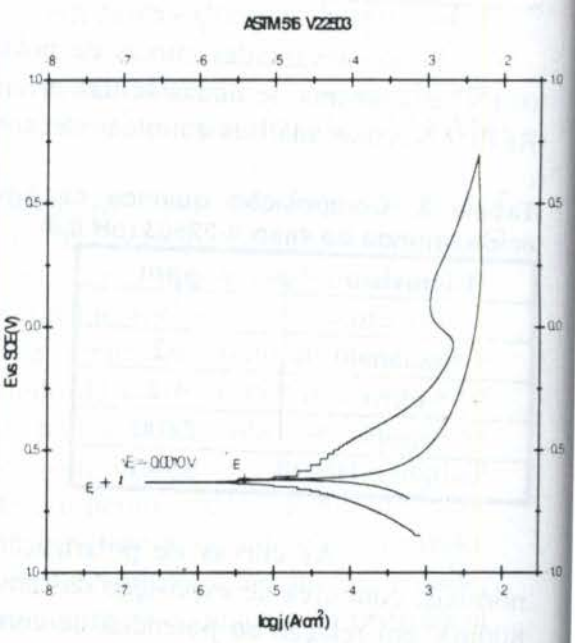


Fig 4. Curva do aço do tipo ASTM 516 em água ácida do vaso V-22503.

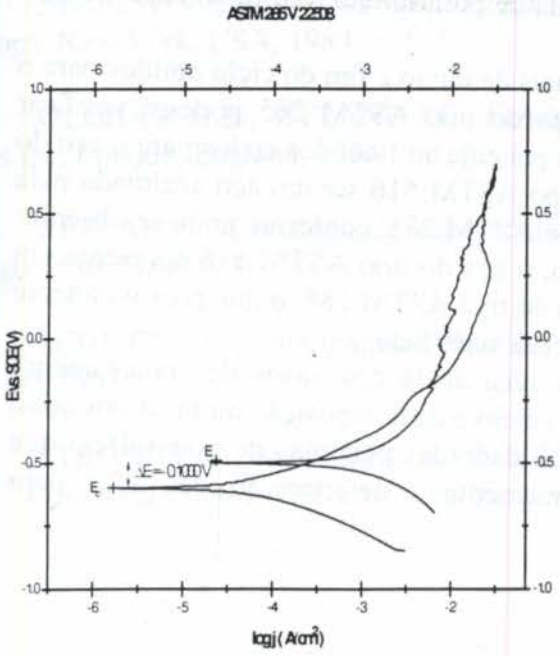


Fig 5. Curva do aço do tipo ASTM 285 em água ácida do vaso V-22508.

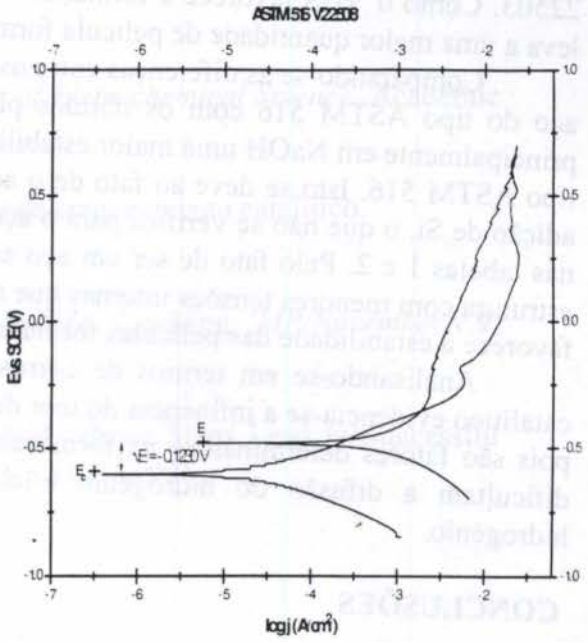


Fig 6. Curva do aço do tipo ASTM 516 em água ácida do vaso V-22508.

Através das curvas de polarização cíclica acima pode-se obter as diferenças de potenciais de corrosão de início e fim dos ciclos, conforme tabela 5, os quais indicam o comportamento das películas formadas.

Tabela 5. Diferenças de potenciais de corrosão do início e fim dos ciclos, para os aços dos tipos ASTM 516 e 285 em solução de NaOH (0,1N) e águas ácidas dos vasos V-22503 e V-22508 da planta de craqueamento catalítico da REPLAN.

meio	aço	ΔE (mV)
NaOH (0,1N)	516	-590.0
NaOH (0,1N)	285	-130.0
amostra V-22503	516	-10.0
amostra V-22503	285	-5.0
amostra V-22508	516	-123.0
amostra V-22508	285	-100.0

Comparando-se os dados obtidos da tabela 5 a partir das curvas de polarização cíclica dos aços em solução de NaOH (0,1N) com os obtidos das amostras de águas ácidas dos vasos V-22503 e V-22508, pode-se verificar pela diferença (ΔE) entre os potenciais de corrosão inicial (E_c) e final (E) do ciclo uma maior estabilidade da película protetora nas soluções de NaOH (0,1N), seguida pela da água ácida do vaso V-22508 e pela do vaso V-22503. Isto se deve ao fato de a película de FeO formada em NaOH, a qual depois sofre hidratação transformando-se em uma película de poli H(FeO), ser mais estável que a de FeS a qual também sofre hidratação. O fato da água ácida do vaso V-22508 ter apresentado uma maior estabilidade da película ao final do ciclo que a do vaso V-22503 se deve ao fato de a amostra do vaso V-22508 ter um teor de H_2S bastante superior ao da amostra do vaso V-

22503. Como o H_2S favorece a formação da película de polissulfeto, um maior teor de H_2S leva a uma maior quantidade de película formada.

Comparando-se as diferenças entre os potenciais de início e fim do ciclo obtidos para o aço do tipo ASTM 516 com os obtidos para o aço do tipo ASTM 285 pode-se verificar principalmente em NaOH uma maior estabilidade da película ao final dos ciclos para o aço do tipo ASTM 516. Isto se deve ao fato de o aço do tipo ASTM 516 ser um aço acalmado pela adição de Si, o que não se verifica para o aço do tipo ASTM 285, conforme pode-se observar nas tabelas 1 e 2. Pelo fato de ser um aço acalmado, o aço do tipo ASTM 516 apresenta um estrutura com menores tensões internas que a do aço do tipo ASTM 285, o que provavelmente favorece a estabilidade das películas formadas sobre sua superfície.

Analisando-se em termos de corrosão pela água ácida dos vasos de craqueamento catalítico evidencia-se a influência do teor de H_2S no meio e da composição química dos aços, pois são fatores determinantes na formação e estabilidade das películas de polissulfeto que dificultam a difusão do hidrogênio e conseqüentemente a deterioração dos aços pelo hidrogênio.

CONCLUSÕES

A amostra de água ácida do vaso V-22508, de maior teor de H_2S, propciou uma maior estabilidade da película ao final do ensaio de polarização cíclica que a do vaso V-22503.

A amostra do aço do tipo ASTM 516 apresentou maior estabilidade das películas formadas sobre sua superfície que a amostra do tipo ASTM 285.

Para um maior tempo de vida útil os resultados sugerem a utilização do aço do tipo ASTM 516 para a construção dos vasos das plantas de craqueamento catalítico, além da manutenção de um teor mais elevado de H_2S nas águas ácidas .

AGRADECIMENTOS

Este trabalho foi realizado com o apoio da REPLAN, UNICAMP e FAPESP.

REFERÊNCIAS

CORDOBA,S.J., LOPEZ T.M., MACAGNO V.A., Voltammetric Behaviour of Ternary Mixtures of Ni, Mn and Fe Hydroxides, *Eletrochimica Acta*, vol.32, n.12, pp. 1783-1786, 1987.

EDMONDSON,J.G.; RUE,J.R., Wet H_2S Corrosion and Inhibition. *Corrosion92/NACE*,PaperN.441, v.2,p.441/1-441/8, 1992.

EHMKE,E.F., Polysulfide Stops FCCU Corrosion., *Hydrocarbon Processing*, jul.1981,v.4, p.149-155, 1981.

FONTANA,M.G., *"Corrosion Engineering"*, third edition, McGraw-Hill International Editions, New York,1987.

KATO,C.; GRABKE,H.J.; EGBERT,B.; PANZNER,G.; Eletrochemical and Surface analytical Studies on Hydrogen Permeation with Fe-Cu Alloys in Sulfuric Acid with and without H_2S, *Corrosion Science*, vol.24, n.7, p.591-611,1984.

MATTSON E., *Basic Corrosion Technology for Scientists and Students*, John Wiley & Sons, New York, USA, 1989.

OLDHAM H.B., MYLAND J.C., *Fundamentals of Eletrochemical Science*, Academic Press Inc, London, England, 1994.

REPLAN 0024, relatório de inspeção da unidade de craqueamento catalítico, código 7530-748-02870 .

SCHUTT,H.U., Intergranular Wet Hydrogen Sulfide Cracking. *MP/November*,v.9, p.55-60, 1993.

STRONG,R.C.; MAJESTIC,V.K.; WILHELM,S.M., Basic Steps Lead to Successful FCC Corrosion Control. *Oil & Gas Journal*,v.8,sept.30, p.81-84,1991.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB725

FIRE EXPLOSION SAFETY MEANS FOR ROCKET ENGINES WITH LIQUID AND CRYOGENIC PROPELLANTS

Olga A. Vlassova

Divisão de Eletrônica Aeronáutica, Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais – INPE/DEA
CEP 12.227-010, S.J.Campos, SP, Brasil – E-mail: olga@dea.inpe.br

Abstract

Review and analysis of principal means for fire explosion proof of launchers with liquid propellant engines are presented. Several methods for safety warranty are proposed. Prevention of origin of explosive mixtures and elimination of sources of fire initiation are obligatory conditions for any safety design. The governing logic of monitoring and control for a safety vent system is analyzed. Comparative analysis for two alternatives of a launcher with liquid cryogenic propellant has been done. It is shown that the use of liquid hydrogen adds a lot of complexity to the explosion-proof system. The results of modelling of possible scenarios of concentration variation in depends of rate of leakage and time delay of the control system are presented.

Keywords

Launcher, explosion, hazard, liquid propulsion, safety.

1. INTRODUCTION

Rocket engines with liquid and cryogenic propellant components are utilized in many of modern launchers as following: Ariane, French (Guillard, 1993, Simon *et al.*, 1995); Vulcain, Societe Europeene de Propulsion, (Laporte-Weywada, 1995); Titan, Centaur (Zrelov, 1975); Saturn; Space Transportation System-STS, USA (Helms, 1985); Kosmos, Proton, STS "Energia" (USSR) (Zrelov, 1975, Serdyuk, 1991), and others. The engines of this type also are used in propulsion systems of satellites.

Liquid propellants strongly increase the engine effectiveness. The specific impulse of engines with liquid hydrogen is very high; by Gahun (1989), this engine can provide the 440 sec, therewith the kerosene can give about 338 sec of the specific impulse. Also the cryogenic components do not provide harmful ecological influence upon surrounding environment. From the other hand, the usage of liquid propellants leads appearance of some problems like rigid material selection, complex technology, measurements and so on. One of the most important problems is the warranty of the fire explosion safety.

I-Shih Chang (1996) presented data of launcher failures for 10 years (1984-1994) used data from USA, France, India, China, CIS and USSR. The analysis made upon this data shows that about 70% of all catastrophic failures have been related to fails in engines and associated subsystems. The 57% among them are related to infringement of safety requirements.

Many authors have analyzed various aspects of design and operation of liquid propellant engines, but the problem of safety has not been studied. Basically all liquid propellants are fire and explosion dangerous. Safety application of them is possible only under definite conditions and restrictions.

Low boundary limit of fire or explosion dangerous concentration for liquid components is about 1 up to 4% of volume, in depend of propellant kind (Zrelov, 1975). Practically all liquid and particularly cryogenic propellants have low viscosity, high fluidity, violability and diffusion coefficient. Environment surrounded the launcher also can contain propellant concentration. Some of the components are toxic.

The initiate energy for ignition or explosion is about 0.02 up to 0.8 J, depends on the propellant and surrounded conditions. On condition of using of cryogenic oxygen as an oxidizer, the rests of grease and organic oils can serve as a fire initiator. The amine type propellants (for example, triethylamin) can produce the fire in mixture with air on condition of present of an initiate source like a spark or flash, even under negative temperatures. Vapors of hydrazine may be even self-ignited in case that air contains vapors of the nitrogen acid or hydrogen peroxide (Zrelov, 1975).

To guarantee of safety operation of liquid propulsion engines, all phases of the development process have to be controlled: the design, fabrication, testing and operation. The main problems to be solved are the following: prevention of creation of explosive mixtures; elimination of fire initiators, monitoring of gas composition and automatic control for correction of a dangerous situation.

2. PREVENTION OF ORIGIN OF EXPLOSIVE MIXTURES

The principal method (see Fig.1) to prevent origin of a dangerous mixture is the increment of leak-proof ability of sealed tanks and propellant component supplying pipe-lines on the manufacturing phase.

Cryogenic components like liquid oxygen (LOX) and hydrogen (LH) have a very high level of fluidity. A micro-crack propagation has a singular behavior with compare to one for non-cryogenic components. With accordance to experimental data of Zrelov (1975), the level of leakage will be considerably increased at the event of re-filling followed by tank and pipelines pre-heating.

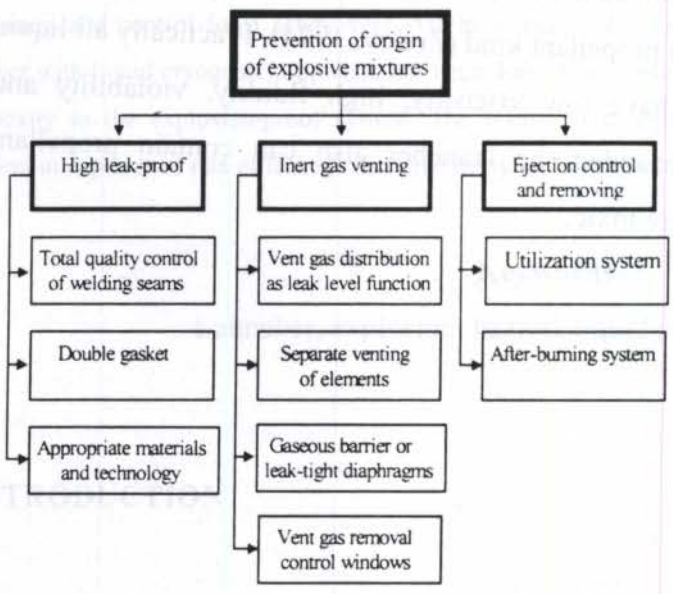


Fig. 1 Chart of means for prevention of origin of

The approved technology on the assembly phase for connections is welding under total control of quality. However, installation of

sensors, indicators and vent valves of some types usually can not be done by welding. In this case the utilization of a redundant double gasket can provide the safety level of leak proof for the connections.

Practically, it is impossible to reach the absolute leak-proof for all joints and connections. Thus, additional means is needed to prevent dangerous accumulation of mixtures of vapors of propellant components in free volumes and voids of a launcher. The most effective method is forced ventilation of these voids. Selection of venting gas is depending of temperature of tanks and pipe-network surfaces and of kind of the components. The nitrogen or even dry air can be used for the ventilation.

The conception for ventilation system is defined by the propellant component kind, layout of a launcher, density of equipment disposition in the inter-tank voids. The main design principles are the following.

- Separation of zones which the probable leak-in of fuel and oxygen is possible to by leak-tight diaphragms or gaseous barriers.
- Setting up the separate venting of elements with split joints and increased level of leakage (for example, sensors or indicators).
- Vent gas distribution within void zones as a function of leak level.
- Vent gas removal through controlled windows to support a predicted level of pressurization.

Mass flow rate of venting gas is defined by conditions for concentration reduction to safety level under the following possible evens.

- Predicted leak-in due to leakage of joints, connections and so on.
- Unpredictable leak-in of increased level.
- Emergency leak-in in the case of failure of elements of propellant storage and engine supply systems.

Consequently, the rate of venting should be controlled with feedback of state in vented zones. A most effective system to perform it is a pneumatic net system, which consists of pipelines, ducts, control elements. This system has the outlets devoted to the zones to be vented and is supplied from a separate terrestrial source.

Gas removal means (windows) have to satisfy the gas vent off under multi-level flow rate, and to support pressurization in voids inside the launcher shroud.

Another type of hazard is related to the leakage at the events of propellant components filling, pre-launching procedures and engine firing. In mentioned cases some unpredictable ejection of components in the voids are possible. The probability of these ejection is essentially increased in case of using of cryogenic components (Gahun, 1989).

Pre-launching procedures can take a long time, up to days and nights; therefore uncontrolled vent out might create a dangerous situation. For reason of fire explosion safety, all component ejection should be removed and then utilized or after-burned.

3. ELIMINATION OF SOURCES OF FIRE AND EXPLOSION INITIATION

The initiate energy of an ignition is very small, of order of one of electrostatic charges, that is why the problem of elimination of possible sources of fire initiation is very important (see Fig.2). All equipment of launcher, subsystems of filling and terrestrial auxiliary means have to be metallized and grounded to avoid the accumulation of static charges. Even multi-layer thermal vacuum insulation (MLI) has to be grounded also, in spite of reducing of heat insulation characteristic. Utilization of non-metallic devices should be minimized.

Static charge can be generated also under fuel filling and agitation or under firing of rocket engine. Zrelov (1975) published that the charge can be originated under improper tank filling or fuel jettisoning. A possible mean for hazard reduction is reduction of propellant component flow velocity when filling. Also it is important to satisfy a high rate of clean out of micro-impurities of the components. Some special additives can prevent of generation of static electricity, particularly for carbon-hydrogen type propellants.

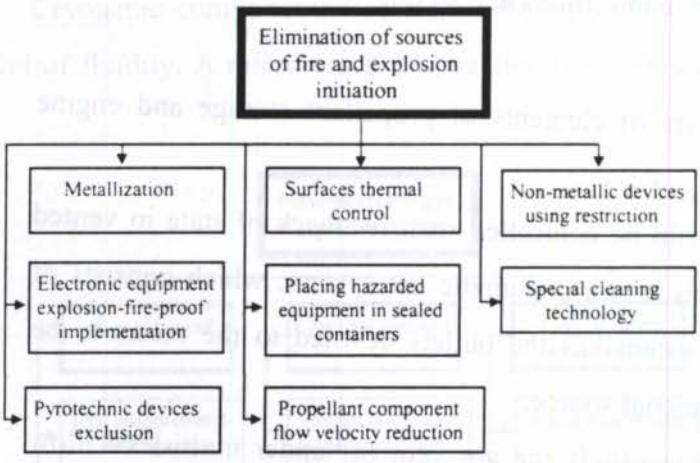


Fig.2. Chart of means of elimination of dangerous sources

In the case of utilizing of liquid oxygen the presence of impurities of organic oils (grease) in the oxidizer itself and in the systems of the storage and supply, will produce increased hazard. The reason is that these impurities in conditions of contact with liquid or pressurized gaseous oxygen can be self-ignited.

The probability of self-ignition depends of concentration. There are limits acceptable for gaseous oxygen – 0.2 g/m^3, and for liquid oxygen – 0.05 g/m^3. To satisfy these high rates of

cleanliness a special multi steps technology should be applied to all elements of pipeline network having contact with oxygen.

Another hazard is related to control launcher system electronic equipment installed in the inter-tanks voids. For safety reason this equipment should be manufactured and tested under special requirements for explosion-fire-proof implementation. All electrical connectors must be hermetically sealed. For propellant component supply, pneumatic mode of control is preferable rather than electrically controlled valves. Pyrotechnic devices should be eliminated.

In the case when the requirements for explosion-proof implementation can not be satisfied, hazarded equipment must be placed in hermetically sealed containers having controlled pressurization with respect to the pressure in a linked void.

Contacted surfaces having a high temperature can serve as a source of ignition. Some components, like benzine, benzole, methanol, have low temperature limit of ignition of order of $+45^0$C. Wherefore the thermal control for these surfaces must be provided as well.

4. GAS COMPOSITION MONITORING AND SUPPRESSING OF FIRE-DANGEROUS SITUATIONS

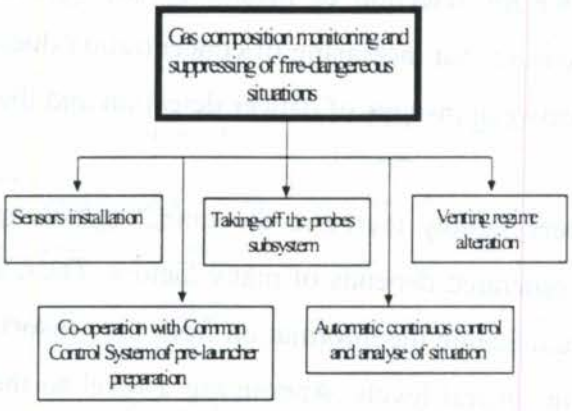


Fig.3. Chart of means of monitoring and control

Amount of propellant components can reach many tons for spacecraft launcher (Helms, 1985), and filling procedure can take time up to several days (Serdyuk, 1991), that is why the monitoring of gas composition in fire hazardous locations is necessitated (see Fig.4). The concentration monitoring can be achieved either by taking-off probes for mass-spectrometry periodically or by sensors installation for the permanent monitoring.

In Space Shuttle (Helms, 1985) the Hazardous Gas Detection System is used. The system consists of subsystem of taking-off the probes, mass-spectrometer and subsystem of analysis and information presentation. This type of the system has high sensitivity and stability, but probably is not applicable for compartments with high density of equipment layout. Also this system has the relatively long response time, about 2 minutes.

The sensor monitoring system uses concentration sensors of oxygen or fuel or both of them. In the case of intrinsic layout, it is convenient to divide the sensor in two parts – a detector and converter. The detector is coupled with a small fan, minimized in size. Analog information comes from the detector to the converter for transformation to a digital code. This kind of implementation of the sensor allows placing the detector in any narrow zone where the probability of appearance of leakage is higher. The converters can be placed even on terrestrial equipment. The response time for the sensor system is estimated about 4 up to 10 sec, independent of quantity of sensors.

The detection time of a fire-explosion-dangerous situation is a function of sensor quantity and layout of their location. Minimal value of this time can be achieved if the sensors will be placed in all locations of probable leakage. In conditions of restricted number of sensors and uncertainty in prediction of probable leakage locations, the layout of sensor distribution can be designed in accordance of criterion of maximization of obtained information. Information about leakage is coming along vent gas flows. Thus, locations close to outlet windows are the best ones from point of view of the mentioned criterion. Combination of these two modes of sensor location layout can give rational solution with maximum of information completeness and minimum of the detection time of a dangerous situation.

The time delay is a critical design parameter for selection of means of monitoring, analysis and control. The principal criterion is to ensure that increasing of concentration does not overcome a defined limit during the time lag between instants of danger detection and the alteration of mass flow rate of vent gas.

A dangerous situation can be propagated very rapidly therefore the time for making decision must be minimized. The decision to be generated depends of many factors. Thus, a special program in a control unit or computer should handle the information from the sensors. Usually a danger can be classified and divided in several levels. Appointing a level to the observed combination of factors depends of sensor types, layout, concentration level, velocity of change of concentrations, number of signals. Output commands are directed to control of vent gas mass flow rate and to Common Control System of pre-launcher preparation to make decision about farther actions.

Possible events can be the following. In case if further increasing of concentrations is not observed, the pre-launcher preparation is continued. In case if the concentration of one or both components is increased, a fast analysis of the situation has to be handled by computer. The

factors having to be taken into account are location of leakage, rate of the concentration increasing, rate of filling of tanks with propellant. Two decisions can be generated by this analysis. The first one is breaking-out of filling procedure and emergent jettisoning of propellant components by prescribed safety proceeding. As soon as explosion is inevitable, the second scenario is to launch the defective launcher for the explosion in order to save the launch-site and terrestrial equipment.

5. SAFETY ANALYSIS

The comparative analysis is done for two alternative variants of a two-stage launcher with liquid propellant (Fig.4.) The first one uses liquid oxygen and kerosene. The second one uses liquid oxygen, liquid hydrogen and kerosene in the 1st stage, and liquid oxygen and hydrogen in the 2nd stage.

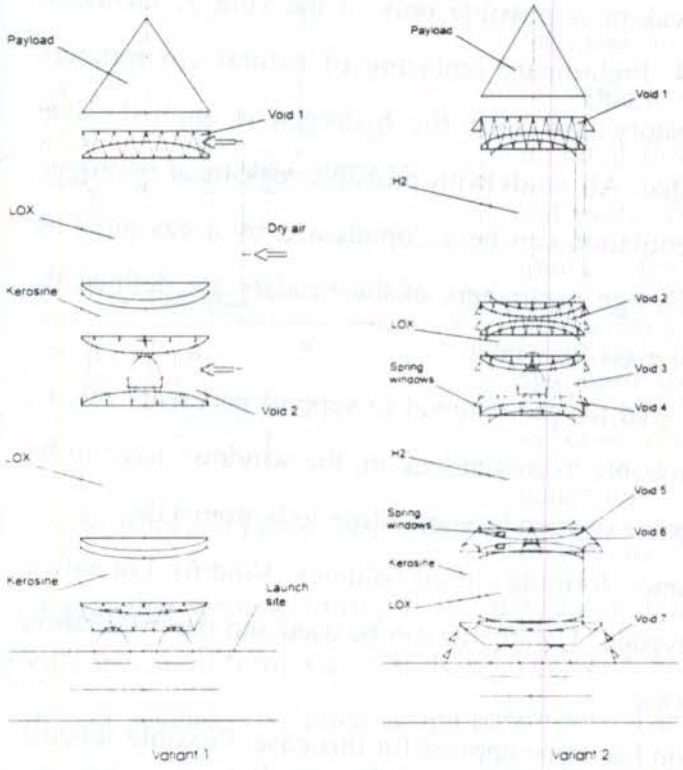


Fig.4. Two alternative launchers

The first variant utilizes tanks with joint bottom for reason of weight saving and improving of dynamic performances. The LOX tank has a heat insulation made from the polyurethane to protect the cryogenic component from external heat loads. Inter tank zones between stages and close to payload (Voids 1 and 2) have a shroud to protect electric equipment of the launcher control system, installed inside. Here the dry air supply is enough to vent these voids to prevent accumulation of vapors of kerosene and oxygen.

The zone closed to main engine of the 1st stage does not have a shroud. Thus, forced venting is not needed. The safety means for this variant are the following.

- Elimination of sources of possible sparks and flashes;

- Metallization and grounding of structure elements and equipment;
- Removal of vented-out oxygen far from start site;
- Reduced mass flow rate when filling;

For the variant 2, the tanks of LOX, LH and additional 4 tanks with kerosene are used. The following zones have shrouds: the void adjoined to payload, the inter tanks zone of the 2nd stage, the inter stage zone, divided with a membrane, the inter tanks zone of the 1st stage, the zone of main engine (Voids 1-5,7, Fig.4). These shrouds, except the main function of equipment protection, also are used to prevent the penetration of environmental air into the voids where accumulation of vapors of hydrogen can occur.

In accordance with safety requirements, the inter tanks zone should be divided with a leak-tight membrane. Thus oxygen vapor leak-in is possible only in the void 3, therewith hydrogen leak-in is possible in the Void 4. Preliminary replacing of natural environment inside a launcher by an inert gas is obligatory how soon the hydrogen is applied. Heat insulation of hydrogen tanks must be provided. All voids with probable leak-in of hydrogen have to be vented with nitrogen. Forced ventilation can be accomplished by a gas pipeline network with perforated headers (Fig. 5). Design parameters of the headers are defined by launcher layout and necessary values of local mass flow rates.

Special controlled spring windows are used for gas removal to support necessary rate of pressurization. Obviously, for voids with probable hydrogen leak-in, the windows have to be placed close to top side, and voids with probable oxygen leak-in - close to bottom side.

Additional tanks with kerosene have cones, forming closed volumes (Void 6). For safety reason the forced venting of these voids is needed. The dry air can be used and the installation of spring windows is not necessary for this case.

A system of monitoring of concentration has to be applied for this case. Possible scheme of sensor disposition is shown in Fig. 5. The optimal locations of hydrogen concentration sensors with respect to maximum of obtained information are the following: top sides of voids; zones of higher probability of leakage; top windows. For oxygen sensors the same principle is used, distinguished to bottom preferences.

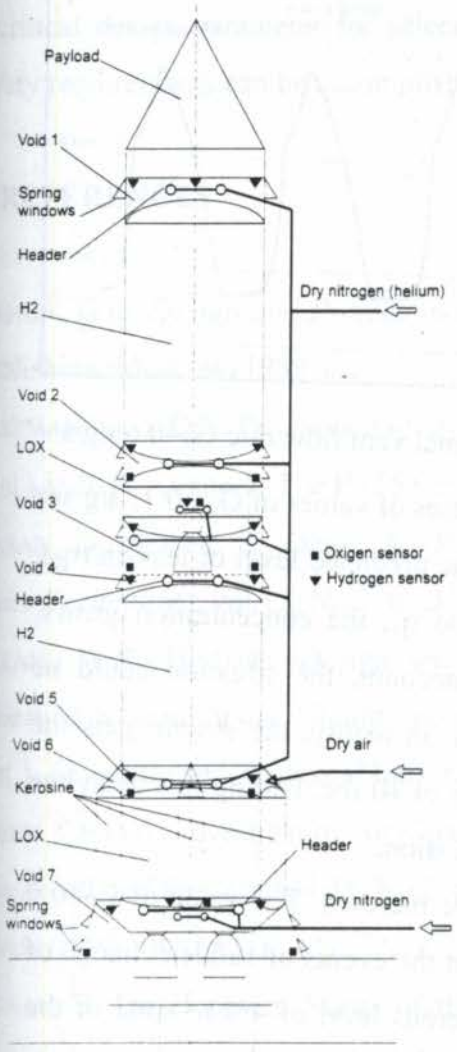


Fig.5. Sensors and header disposition

Information of sensors are handled by a special algorithm to make control actions to prevent dangerous situation of fire origin. In depends of the layout of a launcher, one or several boundary levels of concentration are specified. The control is realized upon the registration of events when observed concentration crosses these assigned limits, by switching of rates of vent mass flow. It is important to take into account the total delay time defined as interval from the instant of passing of the concentration limit level up to instance when the mass flow rate of venting gas begin to change.

Due to existing of this delay factor, amount of minimal flow rate (G_0) has to be proper selected with care. For example, for the system, described above, the minimal flow rate which can permanently support the concentration below the low limit under predicted leak-in, can be assigned as G_0=0.15kg/s. In the case of absence of any dangerous situation during pre-launching preparation this amount is enough.

A probable scenario of origin of a dangerous situation is when the amount of leak-in is suddenly increased from a q_0 to q_1 level. The reaction of the fire-explosion proof system can be differ in depend of selected design parameters. The simulation of this the situation can be done by the equation of concentration change by time in a control value V:

$$\frac{dC}{d\tau} = \frac{q(\tau) - CG(C, \tau + \Delta\tau)}{V}$$

where q - level of leak-in (g/sec) and $\Delta\tau$- the system time delay of control action (sec).

The two boundary levels of concentration are defined as C_1=1 % vol., and C_2 = 2.5 % vol. Corresponded values of mass flow rates for these concentrations are G_1=1.2 kg/sec and G_2=4 kg/sec. Leak-in is suddenly changed from q_0=0.06 g/sec up to q_1=2.2 g/sec.

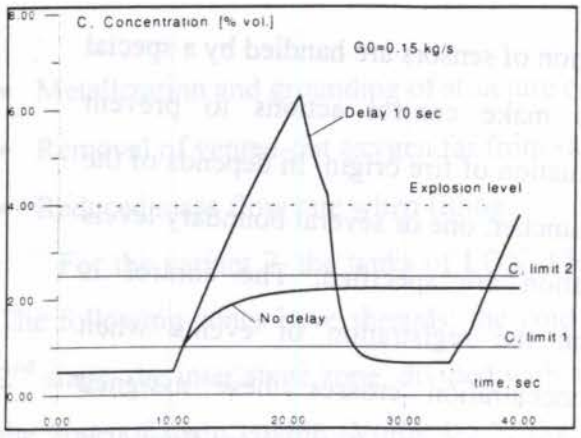


Fig.6. Minimal vent flow rate G_0=0.15 kg/s

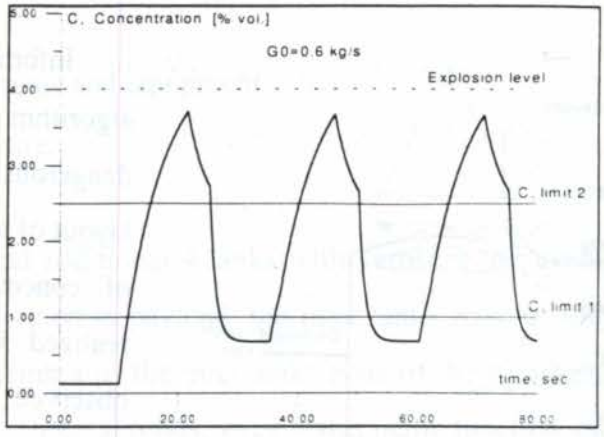


Fig.7. Minimal vent flow rate G_0=0.6 kg/s

The Fig. 6 and 7 show the results of modelling for two cases of values of G_0 : 0.15 kg/sec and 0.6 kg/sec. The vent rate of 0.15 is enough to suppress the predicted level of leak-in (q_0). In the situation when the leak-in is changed from q_0 up to q_1, the concentration grows. Important to note if the response time is not taken into account, the situation could be accepted as a safety one (the case "No delay" in the Fig.6). In reality, the system gets the regime G_1 after the signal from the sensor with the time delay of 10 sec. During this delay the concentration passes the critic level of 4% that can cause explosion.

To satisfy the safety requirements, the rate G_0 should be incresed. The value of G_0=0.6 kg/sec can seem excessive for normal situation. Therewith in the events of sudden change of leak-in level, the concentration will remain below the dangerous level of 4% in spite of the system time delay (Fig. 7).

7. CONCLUSION

Rocket engines with cryogenic hydrogen is very perspective due to high value of specific impulse with the combination of ecological safety. From the other hand, they have increased hazard of fire and explosion. The utilization of engines with liquid propellant requires high technology and complex fundamental approach to solve all problems of safety warranty. To insure the fire-explosion proof the special safety means should be applied through the whole life cycle of the engines, including the phases of design, fabrication, testing and operation.

The most effective mean of prevention of explosive mixture is a vent net pipeline system with permanent monitoring of gas composition. The minimum detection time of a dangerous situation can be achieved by optimization of sensors disposition. The system response time is

a critical design parameter for selection of tools of monitoring, analysis and control. The safety requirements can be accomplished by the described means for fire-explosion proof.

8. REFERENCES

GAHUN, G.G. *Design and Projection of Liquid Propulsions*, (in Russian), "Mashinostroenie" Publishing, Moscow, 1989.

GLIZMANENKO, D.L. *Production of Oxygen*, (in Russian), GHI Publishing, Moscow, 1962.

GUILLAND, P. Atiane-5: The H155 Cryogenic Main Stage, *ESA Bul.*, No.73, pp.42-52, 1993.

HASAN, D., ADLER, S., OREN. A., RAFAEL, N.M. Propulsion Systems for Small Satellites, *Space Technology*, vol.15, No.2, pp.375-381, 1995.

HELMS, W.R. HISTORY Design and Performance of the Space Shuttle Hazardous Gas Detection System, *Space Shuttle Technical Conference, NASA Conference Publication* 2342, Part 1, Scientific and Technical Information Branch, pp.573-580, 1985.

I-SHIH CHANG. Investigation of Space Launch Vehicle Catastrophic Failure, *Journal of Spacecraft and Rockets*, vol.33, No.2, pp.198-205, 1996.

LAPORTE-WEYWADA, H., MICEWICZ, I.B., JORANT, P., BROSSEL, P., EUKY, S., GOULPEAN, C., SIGNAL, P. Development Status of the Vulcain Engine and its Upgraded Version Vulkain Mark 2, *Space Technology*, vol.15, No.6, pp.343-354, 1995.

SERDYUK, V.K. Evolution of Soviet Launch Vehicles, in lecture *"Rocket Technology"*, TU-Berlin, December, 1991

SIMON, M. AND RUPPE, H.O. Concept for a Flexible Launcher Family Using the Cryogenic Stages of Ariane 4/5, *Space Technology*, vol.5, No.2, pp.105-114, 1995

ZRELOV, V.N. *Liquid Rocket Propellants*, (in Russian), "Chimija" Publishing, Moscow, 1975.

UNESP COBEM 97

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB873

METODOLOGIA DE DESENVOLVIMENTO DE UM CAMPO MARÍTIMO DE PETRÓLEO / *METHODOLOGY FOR OFFSHORE OILFIELD DEVELOPMENT*

CELSO K. MOROOKA & YADIRA DIAZ GALEANO
Departamento de Engenharia de Petróleo, Faculdade de Engenharia Mecânica - UNICAMP
CEP 13.083-970 Campinas, Brasil - E-mail: morooka@dep.fem.unicamp
yadira@dep.fem.unicamp

Abstract

Economical, technological and human aspects are some of the very important parameters in a engineering design. A development of an oilfield involves minimization of capital and operational cost investments and maximization of oil recovery from the reservoir. The present paper introduces a methodology for development of offshore oilfield based on hierarquical procedure of analysis and design spiral method. A systematic method for developing an oilfield is described in order to evaluate attractivety of developing a oilfield.

Keywords

Metodologia de desenvolvimento, análise hierárquico, espiral de projeto, projeto multidisciplinar, campo maritimo de petróleo / *Methodology for project development, hierarchical analysis, design spiral, multidisciplinary project, offshore oilfield development.*

1. INTRODUÇÃO

A exploração e a produção de campos marítimos de petróleo figura como uma das alternativas para o crescimento das reservas mundiais de hidrocarbonetos e o aumento da produção de óleo e gás. Campos maritimos produtores se encontram nas mais variadas localizações geográficas e em diferentes condições do meio ambiente, em regiões gélidas como no ártico, em máres bastante severos como no Mar do Norte ou ainda, em lâminas d'água profunda como no Brasil e Golfo do México. O projeto racional do desenvolvimento destes campos, tendo-se como metas a maximização da recuperação de óleo e gás a um minimo custo, será decisivo no sucesso da produção maritima destes hidrocarbonetos.

O desenvolvimento de um campo maritimo de petróleo envolve vários aspectos da engenharia, muito deles intrinsecamente relacionados aos elementos condicionantes que determinarão a viabilidade do desenvolvimento deste campo, tais a engenharia de perfuração, a plataforma de produção e a definição dos métodos de elevação de óleo e gás. Dentre estes elementos, a correta análise das características do reservatório produtor é fundamental para a definição do cronograma da produção do hidrocarboneto. Finalmente, uma avaliação técnica das partes isoladamente e do conjunto como um todo, o resultado destas ambas avaliações definirão a viabilidade do desenvolvimento do campo petrolífero. Portanto, o projeto de

3117

desenvolvimento de um campo se faz assumindo-se duas premissas básicas: a maximização da recuperação de petróleo e um custo mínimo operacional e de investimento de capital.

Vários procedimentos para o projeto em engenharia têm sido estudados ao longo dos anos. O método da análise hierárquica permite relacionar os vários fatores que envolvem o projeto de um sistema, de uma maneira ordenada e racional atingindo-se, no final do processo, o projeto de engenharia desejado. Por outro lado, o método da espiral de projeto tem sido utilizado com muito sucesso em projeto de engenharia, como na indústria da construção naval. Este trabalho propõe uma metodologia para o projeto de desenvolvimento de um campo marítimo de petróleo, tendo-se como base o método hierárquico de análise e o conceito da espiral de projeto.

2. FUNDAMENTOS BÁSICOS

A escolha adequada do método a ser aplicado em um projeto de engenharia depende da seleção adequada dos princípios a serem seguidos e dos conceitos básicos relacionados ao projeto. A metodologia deverá ser o mais ampla e geral possível, a fim de possibilitar uma aplicação mais abrangente. No desenvolvimento do método, deve se estabelecer um elemento que exerça a função de avaliação do processo e elaborar uma regra geral de criticismo que resulte num mecanismo de medição da validade e do valor dos resultados obtidos.

2.1 A Espiral de Projeto

Um projeto em engenharia demanda a definição de um conjunto de ações e realizações a serem implementados de forma coordenada com o propósito de se alcançar objetivo econômico pré-determinado. Neste processo de definições são considerados principalmente fatores tecnológicos existentes. Exige-se também a síntese de diversos outros fatores, tais como: técnicos, humanos e econômicos. Entretanto, quase sempre é necessário se considerar fatores de caráter social e político, pois estes aspectos são muitas vezes relevantes na consecução do projeto.

Cada projeto tem uma história individual que lhe é pertinente em todas as suas peculiaridades. À medida que o projeto é iniciado e desenvolvido, esta se desdobra em uma seqüência de eventos em uma dada ordem cronológica, e o seu formato vai-se modificando sucessivamente até se atingir a sua forma final. O objetivo no desenvolvimento de uma metodologia de projeto tem a finalidade de permitir o exame deste formato de forma criteriosa através da definição de procedimentos coordenados de ações que permitam o melhor aproveitamento dos recursos existentes para a solução das necessidades do projeto.

O projeto em espiral (Birrel *et al.*, 1994) conceito representado na Figura 1, adaptado da indústria de construção naval (Evans *et al.*,1954), pode ser usado para descrever processos iterativos requeridos na sintetize durante o desenvolvimento de um projeto.

Um projeto é desenvolvido através da realização de diversas fases colocadas em um ciclo. O desenvolvimento do projeto ocorrerá em ciclos de projeto sendo que, a cada ciclo, o projeto será otimizado obtendo-se ao final deste processo o formato final do projeto de engenharia desejado. Um projeto normalmente requer processos iterativos de análise e síntese para a convergência de solução a ser adotada e definições necessárias para cada item do projeto, assim como para a definição do projeto como um todo. Acrescenta-se ainda que o desenvolvimento de cada fase poderá ocorrer também seguindo-se uma espiral própria de projeto.

No método da espiral de projeto, em geral, uma nova fase não se inicia antes que a anterior esteja completada, embora alguns detalhes finais de um determinado estágio do ciclo tenham que ser definidos, enquanto o estágio seguinte já está em elaboração.

O projeto em engenharia é um processo demasiadamente complexo para se admitir uma progressão ininterrupta, sem nenhum retorno periódico a um passo anterior no desenvolvimento para se refazer ou mesmo corrigir algumas definições já tomadas. Informações antes desprezadas e outras antes desconhecidas são constantemente avaliadas e incorporadas em um projeto. Este processo iterativo de análise e síntese em cada passo do projeto provoca mudanças nos graus de confiança das informações com base nas quais foram tomadas as decisões anteriores. Se o grau de confiança é suficiente para destruir a base de uma determinada decisão, as decisões devem ser revistas e os passos afetados refeitos, até que se restaure o grau de confiança necessário.

Figura 1: A Espiral de Projeto para o Desenvolvimento de um Campo de Petróleo.

Os ciclos básicos de um projeto podem ser definidas como sendo: estudo de viabilidade, projeto preliminar e projeto final. Havendo necessidade, pode-se incluir ciclos intermediários.

O estudo de viabilidade é a fase principal de um projeto em engenharia, isto é o estabelecimento da atratividade sócio-econômica do projeto. No estudo viabilidade uma série de passos são elaborados e se repete cada um deles sempre se observando os fatores determinantes da viabilidade, até que se obtenha o máximo ajuste à viabilidade da repetição dos passos de forma sucessiva. A possibilidade de realização física, taxa de retorno do investimento e capacidade financeira da empresa são normalmente os fatores determinantes no estudo de viabilidade. Através da primeira, passam somente as soluções fisicamente realizáveis; através da segunda aquelas economicamente compensadoras para a companhia; através da terceira, somente as financeiramente factíveis. Em resumo, tendo-se a conclusão do estudo de viabilidade, podemos observar os indicativos da necessidade corrente do projeto ou ainda, o seu potencial, indicativos de eventuais problemas do projeto, e finalmente indicativos se soluções de utilidade serão possíveis ou não.

O projeto preliminar visa estabelecer a concepção geral do projeto. Sua meta é estabelecer qual das alternativas possíveis apresenta a melhor concepção para o projeto em questão. As concepções possíveis para o projeto são analisadas em profundidade, de maneira a possibilitar a tomada de decisão sobre a mobilização de fundos necessários para a próxima fase. A concepção definida durante o projeto preliminar é agora detalhada no seu projeto final.

O projeto final ou detalhado tem a finalidade de fornecer as descrições necessárias de engenharia e detalhes para a sua execução. Nesta fase, ainda se pode promover algumas modificações no projeto sem perdas financeiras consideráveis. Cada investigação de um determinado item do projeto deve chegar a uma definição final de solução a ser adotada.

2.2 Método da Análise Hierárquica

O método de análise hierárquica (Saaty *et al.*, 1991) apresenta uma teoria de uso freqüente em tomadas de decisão. A idéia básica do método é a avaliar as alternativas que satisfazem a um conjunto de objetivos pretendidos, sendo a finalidade escolher a alternativa que melhor satisfaz ao conjunto dos objetivos.

A teoria reflete o processo natural de funcionamento da mente humana na escolha de alternativas. Ao se defrontar com um grande número de elementos de um dado sistema, controláveis ou não, abrangendo-se uma situação complexa, o procedimento é agregar em grupos, segundo propriedades comuns dos elementos. Repete-se o processo de agrupamento, obtendo-se a cada passo, novos elementos (agrupados) para o sistema. Esses elementos, por sua vez, podem ser reagrupados sucessivamente, até se atingir um único elemento máximo que possa ser identificado como sendo o objetivo principal deste processo decisório (Figura 2).

Uma hierarquia é um sistema de níveis estratificados, cada um constituído de diversos elementos ou fatores. A questão principal na hierarquia é saber como o peso dos fatores individuais de diferentes níveis inferiores influenciam o fator principal no nível máximo. A vantagem básica de se trabalhar com hierarquia é que se pode procurar o entendimento dos níveis mais altos a partir das interações entre os vários níveis inferiores da hierarquia.

3. DESENVOLVIMENTO DE UM CAMPO DE PETRÓLEO

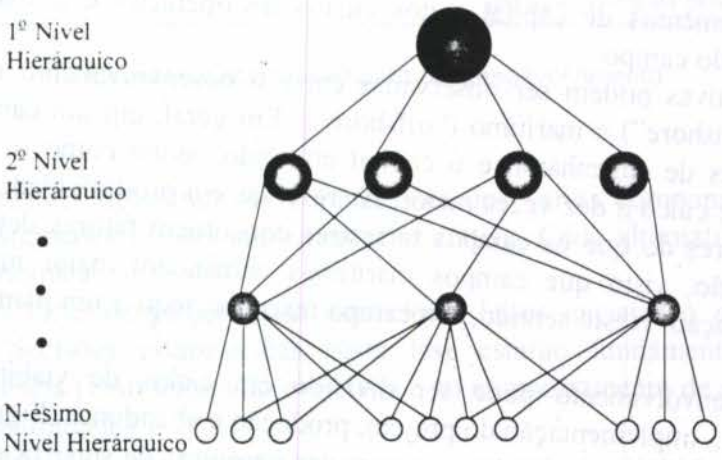


Figura 2: Processo de Decisão em Análise Hierárquica

No desenvolvimento de um campo de petróleo, os conceitos de sinergia (Satter *et al.*, 1994) e de equipe são elementos essenciais para a integração da engenharia com outras ciências, como a geociência (Aminzadeh, 1996). Esta integração, conforme ilustra a Figura 3, envolve uma interação entre pessoal, tecnologia, ferramentas e dados do campo.

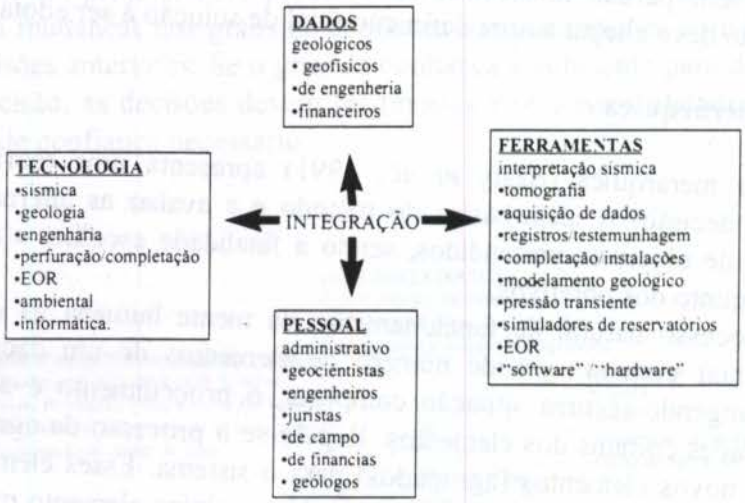


Figura 3: A Integração entre os Vários Aspectos de um Projeto (Satter *et al.*, 1994)

Neste sentido, a aplicação da metodologia da espiral de projeto e a análise hierárquica para tomada de decisões na escolha da melhor alternativa sao bastante adequadas como método de projeto.

No projeto de desenvolvimento de um campo de petróleo, a avaliação de fatores econômicos e de parâmetros operacionais são de fundamental importância, observando-se o interrelacionamento das áreas financeira, tecnológica e humana, tendo-se como meta a minimização dos investimentos de capital e dos custos de operação e a maximização da recuperação econômica do campo.

Diferenças significativas podem ser observadas entre o desenvolvimento de um campo petrolífero terrestre ("onshore") e marítimo ("offshore"). Em geral, em um campo marítimo, temos requisitos maiores de engenharia, e o capital investido, assim como o seu tempo de retorno são da ordem de cinco a dez vezes maior. As reservas e a produtividade dos poços de campos marítimos maiores do que os campos terrestres constituem fatores determinantes da viabilidade de exploração, visto que campos marítimos demandam maior investimento de capital e custos de operação. Neste sentido, um campo marítimo requer um planejamento mais detalhado e cuidadoso.

O projeto de desenvolvimento pode ser dividido em ciclos de viabilidade, projeto preliminar, projeto final, implementação do projeto, produção e abandono (Figura 4).

- Estudo de viabilidade: É nesta etapa que através das pesquisas de superfície realizadas, se procura determinar informações sobre a formação geológica de uma dada região. Realiza-se uma avaliação mais de caráter geral da geologia da região. De posse destas informações se faz um estudo sobre a existência ou não de condições favoráveis para a geração e acumulação de petróleo na área. Mesmo que todas estas análises mostrem condições bastante propícias da

presença de petróleo, a confirmação final de petróleo somente ocorrerá com a perfuração do poço pioneiro ou exploratório.

O poço pioneiro mostra se o óleo ou gás estão presentes em quantidades comercialmente viáveis de exploração e fornece, ainda, importante informação quanto a natureza do estrato penetrado e a profundidade na qual o hidrocarboneto foi encontrado.

Neste ciclo é feito o estudo da viabilidade do projeto analisando-se o impacto econômico conseguido conforme os objetivos e a política da companhia. Neste ciclo é possível a avaliação das condições para as quais o projeto é viável tanto financeira como economicamente.

• Projeto preliminar: O projeto é neste ciclo preparado para pré-seleção de alternativas para o desenvolvimento do campo. Indicando-se, no entanto, diferentes alternativas possíveis de

Figura 4. Ciclos do Projeto de Desenvolvimento

desenvolvimento através do estudo de combinações dos vários componentes do projeto e mostrando-se a sistemática de sua implementação efetiva. Cada alternativa é acompanha de uma avaliação econômica.

Esta etapa do ciclo de projeto visa estabelecer bases iniciais ao desenvolvimento do campo. Algumas decisões estabelecidas nesta fase estarão fundamentadas em hipóteses baseadas na experiência (bom senso) do projetista e no comportamento de campos semelhantes localizados nas proximidades.

• Projeto final: Neste ciclo existe um processo interativo intenso entre as diferentes disciplinas que o projeto envolve, para a tomada de decisões e seleção final. O projeto final é definido após uma investigação profunda de cada componente da alternativa pré-selecionada no ciclo anterior. Para tanto, utiliza-se ferramentas de análise mais sofisticadas.

- Implementação do projeto: Este ciclo corresponde à execução do projeto final. É definido o cronograma de execução e se faz uma pesquisa de mercado para se determinar o custo real de implementação do projeto. Ainda neste ciclo, são definidas as empresas ou as equipes que irão implementar cada componente do projeto.
- Produção do campo: O ciclo de produção ou operação do campo é muito importante. O sucesso de desenvolvimento tem uma grande influência do comportamento do reservatório sob condições de operação pré-estabelecidas. Cabe, portanto, neste ciclo, supervisionar e monitorar continuamente o desempenho do reservatório e realizar ajustes necessários com intuito de otimizar a produção. O sucesso do desenvolvimento do projeto é grandemente influenciada pelo comportamento da produção sob condições de operação campo.
- Fase de abandono do campo: Neste ciclo o problema de decisão será da continuidade da operação do campo mudando as condições ou desistência da produção.

O abandono de um campo ocorre após que todos os métodos de recuperação possíveis tenham sido tentados.

4. CONCLUSÕES

É descrito no presente trabalho uma metodologia para o projeto de desenvolvimento de um campo marítimo de petróleo.

A metodologia proposta permite a avaliação de fatores econômicos e dos parâmetros operacionais, fundamentais no desenvolvimento de um campo, tendo-se em vista a minimização dos investimentos de capital e custos de operação e a maximização da recuperação econômica do campo. Possibilita ainda, uma visão integrada das diversas fases do ciclo do projeto de desenvolvimento permitindo antever eventuais consequências futuras em pontos específicos da espiral de projeto.

A metodologia proposta baseia-se no método hierárquico para tomada de decisões e na espiral de projeto para o desenvolvimento de um campo marítimo de petróleo. O método da análise hierárquica é bastante adequado para a tomada de decisões na escolha das melhores alternativas nos vários componentes do desenvolvimento do campo. A espiral de projeto permite coordenar as várias atividades do projeto de uma forma racional e lógica para a obtenção do formato final de um projeto de desenvolvimento de campo.

5. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao CNPq pelo suporte financeiro, através de bolsa de pós-graduação, na elaboração da presente pesquisa.

6. BIBLIOGRAFIA

AMINZADEH, F., *Future Geophysical Technology Trends*, The Leading Edge, June 1996.

ASHEIN,H.A, *Decision Parameters for Offshore Field Development*, SPE 9570, Dallas, 1981.

ASRILHANT, BORIS. *Taxas Minimas de Atratividade Associadas a Diferentes Graus de Risco: Uma Metodologia Aplicada a Industria do Petróleo no Brasil*, Universidade Federal De Santa Catarina, 1995.

BEHRENBRUCH, PETER. *Offshore Oilfield Development Planning: Project Feasibility and Key Consideration*, , paper SPE 22957, presented at the 1991 SPE Asia Pacific Conference, Perth, Nov. 4-7.

BERGER, BILL D. & ANDERSON, KENNETH E. *Petróleo Moderno*, Tulsa, Oklahoma, 1980.

BIRREL, N.D. *Deepwater Engineering Trends*, paper OTC 7629 presented at The 26th Annual OTC, Houston, May 5-9, 1994

EVANS, J. HARVEY. *Ship Structural Design*, Cambridge, 1975.

FRICK, THOMAS C. *Petroleum Production Engineering*, New York, Toronto and London, 1956.

GAWITH, P.A., AND GUYYERIEDGE, Z. TANG. *Integrating Geoscience and Engineering for Improved Field Management and Appraisal*, paper SPE 29928 presented at the 1995 International Meeting on Petroleum Engineering, Beijing, Nov 14-17.

MANNARINO, REMO. *Introdução à Engenharia Econômica*, UFOP, Ouro Preto, 1985.

MANNARINO, REMO. *Declínio de Produção: Projeto e Cálculos Econômicos*, PETROBRAS, Salvador.

NUNES, CLÁUDIO FONTES & BEZERRA, MÁRCIO FELIX. *Operações de Avaliação de Formações*, PETROBRAS, Salvador.

RAZA, S.H. *Data Acquisition and Analysis for Efficient Reservoir Management*, JPT, pp.466-469, 1992.

ROBASCO, JUAN. *A methodology for The Economic Evaluation of Exploration Projects*, SPE Advanced Technology Series, vol. 2, n.1, 1994.

SAATY, THOMAS L. *Método de Análise Hierárquica*, São Paulo, 1991.
SATTER, A., VERNON, J.E., AND HOANG, M.T. *Integrated Reservoir Management*, JPT pp.1057-1060, 1994.

THAKUR, G.C. *Implementation of a Reservoir Management Program*, paper SPE 20748 presented at the 1990 SPE Annual Technical Conference and Exhibition, New Orleans, LA, Sept. 23-26.

WIGGINS, M.L. AND STARTZMAN, R.A. *An Approach to Reservoir Management*, paper SPE 20747 presented at 1990 SPE Annual Technical Conference and Exhibition, New Orleans, LA, Sept 23-26.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB931

CARACTERIZAÇÃO DE CRISTAIS DE HALOGENETOS ALCALINOS (KCl), DOPADOS COM AS IMPUREZAS CN^- E Sn^{2+}/ CHARACTERIZATION OF ALKALI HALIDE CRYSTALS (KCl), DOPED WITH CN^- AND Sn^{2+} IMPURITIES.

ROSA M FERNANDES SCALVI[1,2], LÍGIA DE OLIVEIRA[1], ANTÔNIO CARLOS HERNANDES[2] , MÁXIMO SIU LI[2]
1.Dep. Fisica-FC-UNESP - CP 473, Bauru-SP, email:rscalvi@ifqsc.sc.usp.br
2.F.C.M.-IFSC-USP-CP369 - São Carlos - SP - 13560970.

ABSTRACT

Alkali halide crystals doped with ions of eletronic configuration ns^2 in its ground state have been extensivelly studied. These crystals are considered ideal hosts for color centers because their properties are strongly affected by the presence of these impurities. Thermally Stimulated Depolarization Current (TSDC) measurements in these crystals allow to understand the relaxation processes. In this work we present TSDC results of a KCl sample, 1.30 mm thick, multiply doped with 1%KCN^- e 0.5%$SnCl_2$. Our results show a wide band about 248 K, which indicates a dipolar relaxation in the sample. The relaxation parameters, E_a, τ e T_m are obtained by the Prakash simulation method.

KEYWORDS

Halogenetos alcalinos, relaxação dipolar, absorção óptica, dipolos elétricos Alkali Halide, Dipolar Relaxation, Optical Absorption, Electrical Dipole.

1.INTRODUÇÃO

A presença de impurezas em sólidos cristalinos provoca o surgimento de novas propriedades. Dependendo do tipo de impurezas, obtêm-se, associado a essas, diversos tipos de defeitos como dipolos elétricos, dipolos elásticos e outros tipos. A caracterização desses materiais torna-se importante para sua utilização como dispositivos, por exemplo: meio ativo para laser, termistores criogênicos , detectores de luz, etc [MÜLLER et all, 1994]. A técnica de medidas de Corrente de Despolarização Termicamente Estimulada, CDTE, tem como objetivo observar a relaxação dipolar elétrica das impurezas presentes na amostra, possibilitando-nos obter informações a respeito do comportamento de defeitos em sólidos [OLIVEIRA, 1989]. Entretanto, para que possamos detectar, através dessa técnica, o comportamento desses defeitos é preciso que eles apresentem características de dipolo elétrico e que tenham comportamento clássico.

O processo físico que ocorre quando utilizamos a técnica de CDTE em função do tempo, pode ser esquematizado como na figura 1. Inicialmente, a amostra que está num estado não polarizado é submetida a um campo elétrico, E_p, a uma temperatura de polarização T_p . O tempo de aplicação de E_p deve ser relativamente grande em comparação com os tempos de relaxação dos dipolos. Em seguida, a temperatura na amostra é abaixada até T_0 , com E_p aplicado; dessa maneira, os dipolos, agora parcialmente orientados, ficam congelados. Dessa forma, o tempo de relaxação dos dipolos é bastante longo, impossibilitando sua reorientação a baixa temperatura. Num processo subseqüente, o campo elétrico é removido e é ligado ao sistema um eletrômetro e, após aguardar um certo tempo para que ocorra a descarga capacitiva inicial da amostra, começa-se o seu aquecimento, com taxa de aquecimento linear b = dT/dt. Assim, chegando-se a temperatura em que os dipolos podem relaxar mais livremente, com a reorientação dos dipolos cria-se uma corrente de despolarização que será caracterizada pelo aparecimento de bandas [BUCCI et all, 1966], que serão registradas através de um sistema de aquisição de dados, que poderá ser um microcomputador ou um registrador

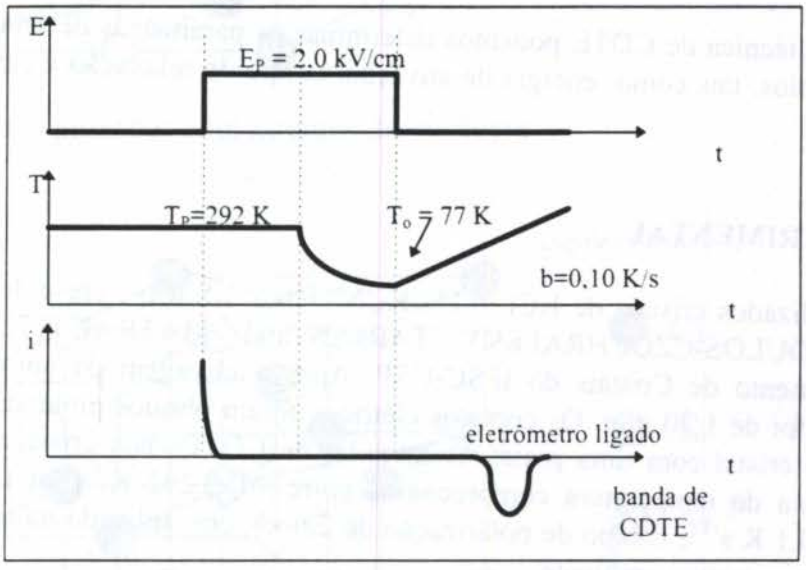


Figura 1. Esquema dos parâmetros físicos em função do tempo para medidas de CDTE.

A corrente de despolarização em função da temperatura é dada pela expressão [BUCCI et all, 1966]:

$$i(T) = \frac{N_d p^2 \alpha_p E_p}{k_B T_p \tau_o} \exp\left(-\frac{E_a}{k_B T}\right) \exp\left[-\int_{T_o}^{T} \frac{1}{b\tau_o} \exp\left(-\frac{E_a}{k_B T'}\right) dT'\right] \qquad (1)$$

onde: N_d é a concentração de diplos (cm^{-3}); p é o momento de dipolo (eÅ); α é a polarizabilidade, a qual em meio isotrópico é 1/3; E_p é o campo elétrico de polarização (V/cm); k_B é a constante de Boltzmann ($8{,}617 \times 10^{-5}$ $eV.K^{-1}$); T_p é a temperatura do pico; τ_0 é a constante de tempo (s); E_a é a energia de ativação (eV); b é a taxa de aquecimento ($K.s^{-1}$).

O tempo de relaxação comporta-se segundo a relação de Arrenhius:

$$\tau = \tau_o \exp\left(\frac{E_a}{k_B T}\right) \qquad (2)$$

Para obtermos os parâmetros de relaxação realizamos o ajuste da curva teórica, em relação à curva experimental de CDTE, utilizando o método melhorado de Prakash [VILA et all, 1988]. A expressão utilizada para este ajuste é dada por:

$$i_j(T) = i_m \exp\left\{1 + \frac{E_a}{k_B}\left(\frac{1}{T_m} - \frac{1}{T}\right) - \frac{T^2}{T_m{}^2}\left(1 - \frac{2k_B T}{E_a}\right)\exp\left[\frac{E_a}{k_B}\left(\frac{1}{T_m} - \frac{1}{T}\right)\right] - \frac{2k_B T_m}{E_a}\right\} \qquad (3)$$

onde: i_m é a corrente de despolarização máxima e T_m é a temperatura do pico.

Assim, através da técnica de CDTE podemos determinar os parâmetros de relaxação dielétrica dos dipolos, tais como: energia de ativação, tempo de relaxação e carga de polarização.

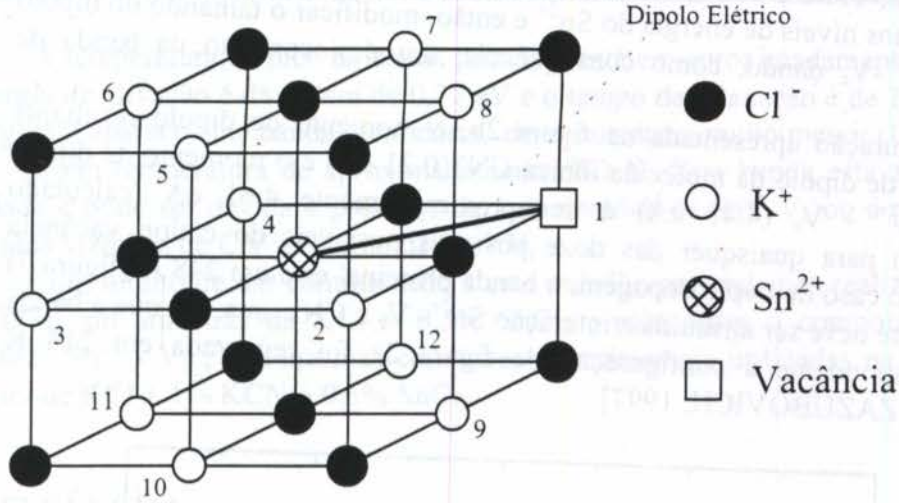
2. PARTE EXPERIMENTAL

Foram utilizados cristais de KCl + 1% KCN^- + 0,5% $SnCl_2$, crescidos pelo método KYROPOULOS-CZOCHRALSKY [TARJAN and MATRAL,1972] pelo grupo de Crescimento de Cristais do IFSC-USP. Após a clivagem da amostra, a espessura obtida foi de 1,30 mm. Os contatos elétricos foram obtidos pintando-se as faces maiores do cristal com tinta prata. As medidas de CDTE nos cristais foram realizadas na faixa de temperatura compreendida entre 10 e 292 K, com taxa de aquecimento de 0,1 $K.s^{-1}$ e campo de polarização de 2,0 kV/cm, aplicado na amostra por 5 minutos à temperatura ambiente.

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

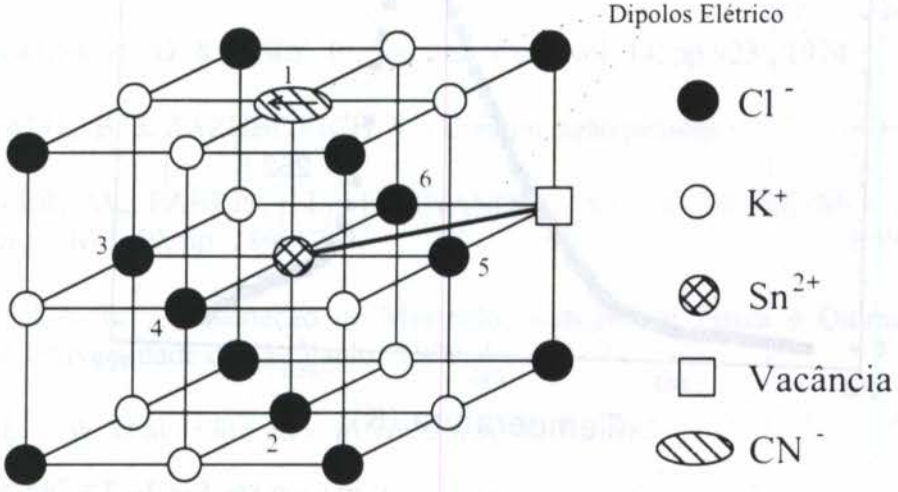
A partir das medidas de CDTE podemos observar o aparecimento de uma banda de relaxação dipolar em torno de 248 K indicando a presença de dipolos elétricos nesta amostra. A impureza Sn^{2+} entra no lugar substitucional do íon K^+ durante o crescimento do cristal. Para haver balanceamento de cargas, no cristal de KCl, é necessária a saída de mais um íon K^+ , formando assim, um cátion vacância, como mostra a figura 2a. Se V_c estiver próximo à impureza Sn^{2+} forma-se, então, um momento de dipolo entre o Sn^{2+} e o V_c , modificando a simetria local. A rede de KCl possui uma simetria O_h , quando o íon Sn^{2+} entra em posição substitucional ao íon K^+, a simetria local que anteriormente era O_h , reduz para C_{2v} , como acontece com o íon Eu^{2+} [YASUOKA et all, 1991] e Y^{2+} [MÜLLER et all, 1994] na rede de KCl. Quando o campo elétrico é aplicado na amostra, parte desses dipolos orientar-se-ão em relação à este campo. Estes dipolos são congelados à temperatura do Nitrogênio Líqüido (TNL) e o campo de polarização é desligado. A amostra é aquecida, sem

qualquer tensão aplicada e, a partir de uma determinada temperatura, os dipolos começam a ter energia suficiente para se reorientarem aleatoriamente. Esta reorientação dá origem a uma corrente dipolar elétrica, cujo máximo para Sn^{2+}-V_c, está no intervalo de 203 a 214 K [MACALIK and ZAZUBOVICH, 1997]. Nesta temperatura, todos os dipolos estão orientados ao acaso.



(a)

de 1 a 12, posições equivalentes da vacância



(b)

de 1 a 6, posições equivalentes da molécula CN^-

Figura 2. (a) Presença da impureza - vacância (Sn^{2+} - V_c) em amostras de KCl:Sn^{2+}. (b) Presença da impureza - vacância (Sn^{2+} - V_c) e da impureza CN^- em amostras de KCl:Sn^{2+}:CN^-. As posições de 1 a 6 , no ítem b, representam os vizinhos mais próximos do íon Sn^{2+}.

Quando a rede de KCl é duplamente dopada, como o caso da amostra de KCl + 1% KCN + 0,5% $SnCl_2$, temos dois tipos de impurezas na matriz de KCl, que são: o Sn^{2+} entra no lugar substitucional do íon K^+ e há a formação de vacância, como mencionado anteriormente. A molécula iônica CN^-, cujo momento de dipolo no KCl é

de 0,21 eÅ [GÓNGORA et all, 1974] entra no lugar substitucional do íon Cl^-, cujo raio iônico é da ordem de 1,81 Å, como mostra a figura 2b. A presença do CN^- como vizinho mais próximo ao Sn^{2+}-V_c reduz a simetria local que anteriormente era de C_{2v} para C_s , análogo aos casos de dupla dopagem de Eu^{2+}-V_c/CN^- e Yb^{2+}-V_c/CN^- [YASUOKA et all, 1991 e MÜLLER et all, 1994] em KCl. Isto pode dar origem a uma perturbação nos níveis de energia do Sn^{2+} e então, modificar o tamanho do dipolo elétrico entre Sn^{2+}-V_c dando, como conseqüência, um deslocamento da banda de CDTE.

Na configuração apresentada na figura 2b, o momento de dipolo resultante entre o momento de dipolo da molécula iônica CN^- (0,21 eÅ) e o momento de dipolo formado por Sn^{2+} - V_c (4,45 eÅ) é de aproximadamente 4,61 eÅ (calculado geometricamente) para quaisquer das doze posições possíveis do cátion vacância (figura 2a). Para o caso de dupla dopagem, a banda principal está em 248 K (figura 3) que provavelmente deve ser atribuída a interação Sn^{2+}- V_c e CN^-, uma vez que a banda de CDTE correspondente a configuração da figura 2a foi registrada em 214 K [MACALIK and ZAZUBOVICH, 1997].

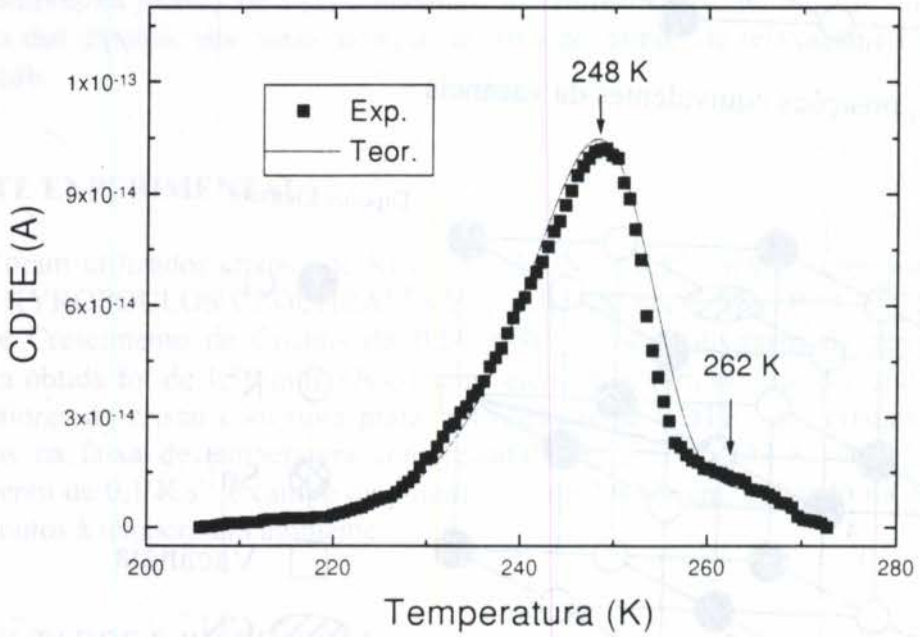


Figura 3. Curva de CDTE para amostra de KCl + 1% KCN + 0,5% $SnCl_2$. T= 248 K é a curva principal e T = 262 K é a curva secundária.

A possibilidade desta banda ser atribuida à molécula iônica CN^- está descartada pelo fato de que, resultados experimentais em absorção ótica, a temperatura de hélio líquido, [ROWE et all, 1983] mostraram uma absorção do estado fundamental em 4,8μm (2089 cm^{-1}) devido ao modo de vibração de estiramento, representando uma estrutura de tunelamento. A molécula diatômica CN^- se reorienta rapidamente ($\tau_o^{-1} \approx 10^9$ seg^{-1}) em multi-poços de potencial orientacional pouco profundos (24 cm^{-1} ou 0,003 eV).

Os parâmetros de relaxação obtidos a partir do método melhorado de Prakash são apresentados na tabela I.

Tabela 1 : Parâmetros de ajuste da curva teórica em relação a curva experimental pelo método de Prakash.

Curvas	T_m (K)	E_a (eV)	τ_o (10^{-14} s)	I_m (10^{-14} A)
Curva 1	248	0,77	1,55	10,1
Curva 2	262	0,82	1,21	1,00

A temperatura de pico da banda principal está em aproximadamente de 248 K, a energia de ativação é da ordem de 0,77 eV e o tempo de relaxação é de 1.21×10^{-14} s. Na figura 3 aparece uma banda secundária, de intensidade muito menor (CDTE = 1 x 10^{-14} A), em temperatura de aproximadamente 262 K. Esta banda está ainda sendo estudada e pode ser devida à presença de aglomerados de Sn^{2+}-V_c ou a presença de segundos vizinhos de CN^- em torno de Sn^{2+}-V_c.

Com intuito de dar continuidade à este trabalho pretendemos realizar medidas de CDTE em amostras de KCl + 0,5% $SnCl_2$, para obter o comportamento da impureza Sn^{2+} - V_c , nas mesmas condições experimentais utilizadas na medida da amostra de KCl + 1% KCN + 0,5% $SnCl_2$.

5.REFERÊNCIAS

BUCCI, C. , CAPPELLETTI, R. , FIESCHI, R. , GUIDI, G. & PIROLA, L. Supplemento Il Nuovo Cimento, vol. 4, n. 3, pp. 607 , 1966.

GÓNGORA, A . D. & LUTY, F., *Sol. Stat. Com.*,vol. 14, pp 923 , 1974.

MACALIK, B. & ZAZUBOVICH, S. - Comunicação pessoal.

MÜLLER, M., FABRIS, J.L., HERNANDES, A.C. & SIU-LI, M. , *Journal of Luminesc.*, vol. 59, pp. 289, 1994.

OLIVEIRA, L. , Dissertação de Mestrado, Instituto de Física e Química de São Carlos, Universidade de São Paulo, 1979.

ROWE, J. W. et al., *Phys. Rev. B*, vol. 28, pp 3506, 1983.

TARJAN, I. & MATRAL, M. - *Laboratory Manual on Crystal Growth*, Akademiaikiado, Budapest, 1972.

VILA, R. , IBARRA, A. & CASTRO, M. J. phys. stat. sol. (a), vol. 105, pp. 601, 1988.

YASUOKA, F.M.M., CASTRO, J.C. & NUNES, A . O ., *Phys. Rev. B*, vol. 43, pp 9295, 1991.

AGRADECIMENTOS:

Os autores agradecem a CAPES, FAPESP, CNPq E PRONEX (402/96) pelo apoio financeiro.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB932

CARACTERIZAÇÃO ÓPTICA E ESTRUTURAL DE FILMES DE KCl:Tl OBTIDOS POR EVAPORAÇÃO RESISTIVA

Elisabete Ap. A.Rubo[1,2], Máximo Siu Li[2] e Lígia de Oliveira[1]
1- Departamento de Física, FC-UNESP/Bauru
CP 473 - CEP 17033-360 Bauru, SP - Brasil - E-mail : rubo@ifqsc.sc.usp.br
2- Instituto de Física de São Carlos, USP/São Carlos
CP 369 - CEP 13560-970, São Carlos, SP - Brasil

Abstract

The study of defects in alkali halide thin films has shown new results about their optical and structural properties. In this work we present optical absorption results and structural characterization of KCl:Tl^+ films at 300K. The films were prepared by resistive evaporation and they are 0.5μm thickness. The absorption spectra show absorption bands at 250 and 197nm, like in crystals. If the impurity concentration increases in the film then the intensity of the optical absorption and its half width increases too. These films have 10^{+20} atoms/cm^3 of Tl^+ concentration and show a large absorption band; this feature suggest probable application for band pass filter.

Keywords

Alkali halides, KCl, thallium (Tl), thin films, resistive evaporation.

1. Introdução

Propriedades ópticas de cristais iônicos de halogenetos alcalinos dopados com impurezas do tipo ns^2, têm sido extensivamente estudadas nas últimas décadas. O interesse em se pesquisar tais sistemas deve-se ao grande número de ocorrência de fenômenos ópticos (bandas de absorção na região do UV, luminescência e outros), possibilitando uma ampla faixa de aplicacões tais como filtro óptico, meio ativo para laser, detector de radiação, etc, além do fato da matriz possuir propriedades bastante conhecidas (Ranfagni et.al, 1983). Resultados recentes de estudos em filmes policristalinos de KCl:Cu^+ mostraram que para a mesma concentração nominal de impureza, os filmes apresentam uma concentração real muito maior do que os cristais, indicando a possibilidade de utilização dos mesmos como filtro passa baixa. Para estes filmes, o aumento da concentração nominal da impureza, de 1 para 15mol%, aumenta a transparência na região do visível, e diminui a meia largura da banda de absorção em 266nm, indicando um aumento da cristalinidade da amostra (Oliveira et.al, 1994).

Neste trabalho apresentamos resultados da caracterização óptica e estrutural de filmes de KCl:Tl^+, obtidos pelo método de evaporação resistiva.

2. Procedimento Experimental

2.1. Evaporação Resistiva

A técnica de evaporação para a obtenção de filmes é amplamente utilizada para metais, semicondutores e isolantes. Particularmente neste trabalho foi utilizada uma câmara de evaporação resistiva, uma vez que os halogenetos alcalinos possuem baixo ponto de fusão em relação aos óxidos. Pode-se ver na figura 1 o esquema do sistema de evaporação utilizado (Oliveira, 1994).

Trata-se de uma câmara com volume em torno de 40,3cm^3, onde pode-se trabalhar com pressões de até 10^{-7}Torr. Possui três pares de eletrodos, dois dos quais destinados à evaporação de metais e halogenetos alcalinos, e um par utilizado no controle de temperatura do substrato. O aquecimento do cadinho é feito pela passagem de corrente, podendo atingir até o valor de 150A.

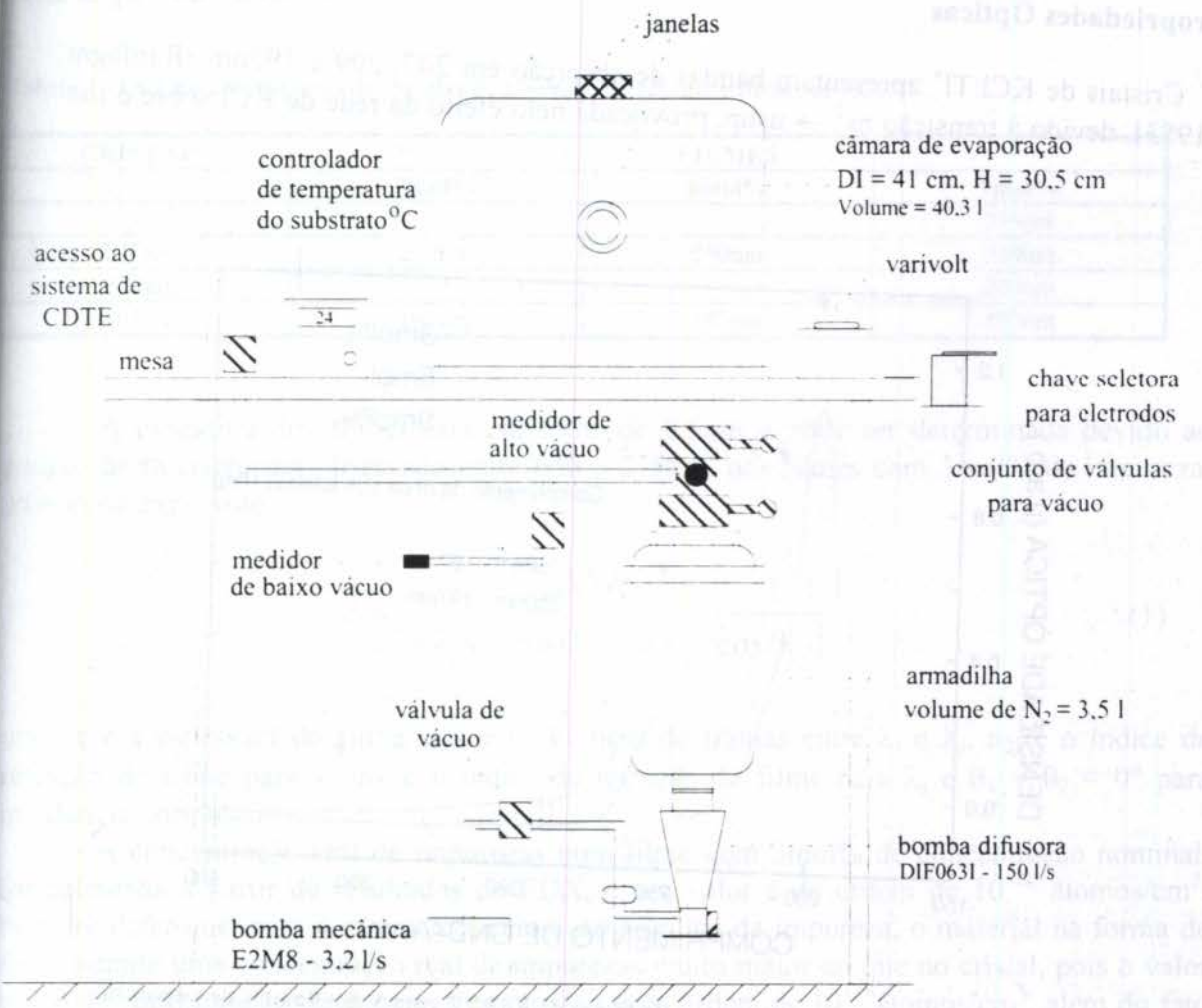


Figura 1 - Representação esquemática do sistema de evaporação.

2.2. Evaporação e Caracterização dos Filmes

Os filmes de KCl:Tl^+ foram preparados a partir de uma mistura de cloreto de potássio (KCl) e cloreto de tálio (TlCl), colocada num cadinho de molibdênio, e depositada em substrato de quartzo, à temperatura ambiente e pressão em torno de $5x10^{-6}$ Torr. Foram preparadas amostras com concentrações nominais de impureza de 3, 6 e 9mol%. Os filmes obtidos possuem espessura em torno de 0,5μm.

A caracterização óptica das amostras foi feita através de medidas de absorção óptica, realizadas num espectrofotômetro U-2001 da HITACHI, no intervalo de 190 a 650nm, a 300K. Para a caracterização estrutural foram utilizadas as técnicas de difração de raios x e microscopia eletrônica de varredura. As medidas de difração de raios x foram feitas num difratômetro RIGAKU, com radiação CuKα, e a microscopia num microscópio eletrônico de varredura ZEISS-960 com dispositivo EDX.

3. Resultados e Discussões

3.1. Propriedades Ópticas

Cristais de KCl:Tl^+ apresentam bandas de absorção em 247, 209 e 195nm (Ranfagni et.al, 1983), devido à transição $ns^2 \rightarrow nsnp$, provocada pelo efeito da rede de KCl sobre o ion Tl^+.

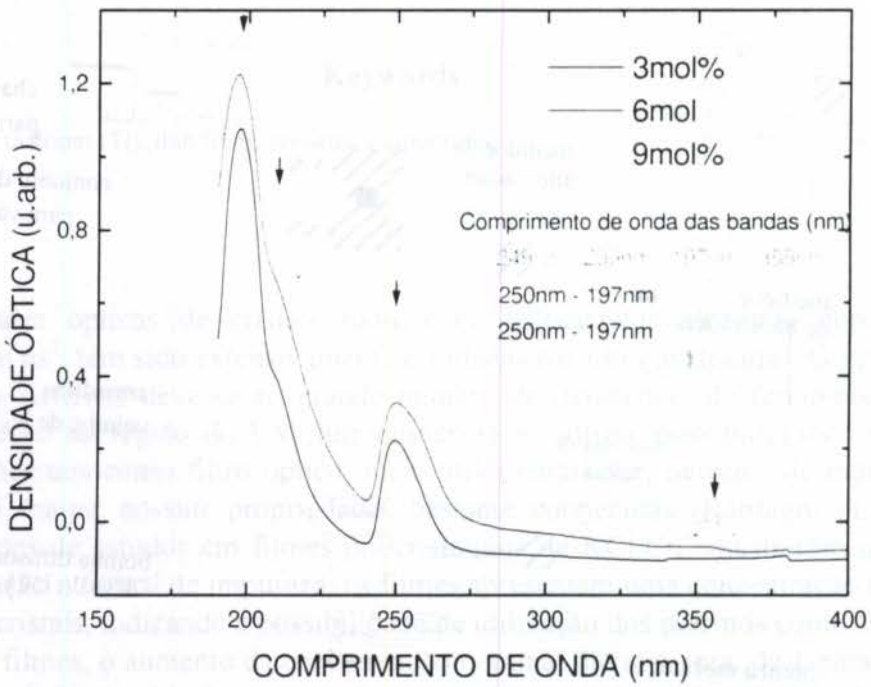


Figura 2 - Espectros de absorção óptica de filmes de KCl:Tl^+ com 3, 6 e 9mol% de impureza

Entretanto, os filmes produzidos apresentaram claramente as bandas em 250 e 197nm (figura 2), ligeiramente deslocados para a região de mais baixa energia do espectro, em relação às posições observadas em cristais. Também pode-se verificar que a medida que a concentração da impureza Tl^+ aumenta na amostra, a banda em torno de 209nm torna-se mais visível. Segundo a literatura, para cristais de KCl:Tl^+ com espessura de 187μm e concentração de impureza em torno de 19ppm, medidas de absorção óptica mostram que a meia largura das bandas diminui quando a amostra é resfriada à temperatura de nitrogênio e hélio líquidos (Patterson, 1958). A seguir, serão realizadas medidas de absorção óptica à temperatura de nitrogênio líqüido, para verificar se comportamento análogo ocorre para filmes. A banda em 355nm que aparece no filme com 9mol% de impureza, refere-se à presença do TlCl, uma vez que ela foi observada em filmes de TlCl puro, indicando que para essa concentração provavelmente já se verifica a formação de grãos de TlCl. Na tabela 1 pode-se comparar as bandas de absorção óptica de cristais e filmes. Além do aumento na intensidade das bandas, pode-se notar o aumento da meia largura destas, em função da concentração de impurezas (figura 3). A meia largura da banda relaciona-se inversamente com a cristalinidade da amostra. Assim, para os filmes de KCl:Tl^+, aumentando-se a concentração de impureza de 3 para 9mol%, diminui-se a cristalinidade dos grãos. Esse mesmo comportamento é observado em filmes de KCl:In^+ (Rubo el.al, 1996), e comportamento inverso é obtido para filmes de KCl:Cu^+ (Oliveira et al., 1994), nos quais o aumento da concentração da impureza diminui a meia largura da banda.

Tabela 1 - Quadro comparativo das bandas de absorção de cristais e filmes de KCl:Tl^+.

CRISTAIS		FILMES	
	3mol%	6mol%	9mol%
			355nm
247nm	250nm	250nm	249nm
209nm			209nm
195nm	197nm	197nm	197nm

A espessura dos filmes está em torno de 0,5μm e pode ser determinada devido ao padrão de interferência observado entre 650 e 275nm, nos filmes com 3mol% de impureza, através da expressão :

$$e = \frac{\Delta N \lambda_i \lambda_j}{2\left(\lambda_j n_{2i} \cos\theta_{2i} - \lambda_i n_{2j} \cos\theta_{2j}\right)} \qquad (1)$$

onde e é a espessura do filme, ΔN é o número de franjas entre λ_i e λ_j, n_{2j} é o índice de refração do filme para λ_i, n_{2i} é o índice de refração do filme para λ_j e $\theta_1 = \theta_2 = 0°$ para incidência normal.

A concentração real de impurezas num filme com 3mol% de concentração nominal, foi calculada a partir de resultados de EDX, e seu valor é da ordem de 10^{+20} átomos/cm^3. Pode-se dizer que, para a mesma concentração nominal da impureza, o material na forma de filme admite uma concentração real de impurezas muito maior do que no cristal, pois o valor típico de concentração de impureza em cristais é da ordem de 10^{+18}átomos/cm^3, além do fato dos cristais possuírem espessura em torno de mil vezes a espessura do filme. Tornando-se possível a obtenção de multicamadas desse sistema, a absorção óptica aumentaria muito, o

que viabilizaria a sua utilização como filtro passa baixa. A força do oscilador, calculada pela fórmula de Smákula, para a banda em 197nm dos filmes, resultou em 0,77. Esta grandeza representa a probabilidade de ocorrência da transição eletrônica, e o seu valor para os cristais aproxima-se de 1.

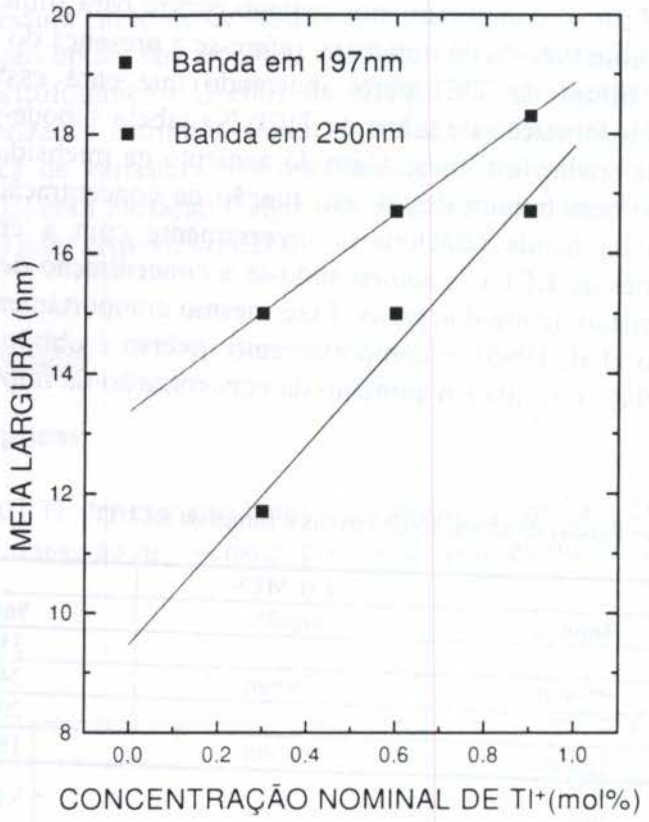


Figura 3 - Comportamento da meia largura das bandas de absorção A e C em função da concentração de impureza, para filmes de KCl:Tl$^+$.

3.2. Propriedades Estruturais

Os difratogramas dos filmes (figura 4) mostram que diminuindo-se a concentração de impurezas de 9 para 3mol%, aumenta-se a intensidade do pico referente ao plano 200. Esse resultado indica um crescimento preferencial de grãos na direção 200, nos filmes com menor concentração da impureza. O difratograma do filme com 9mol% de impureza confirma o resultado das medidas de absorção óptica quanto à formação de grãos de TlCl na amostra, pois o pico referente ao plano 110 é o de máxima intensidade do TlCl. Os demais picos relevantes do TlCl podem estar encobertos na região onde se verifica a difração do substrato.

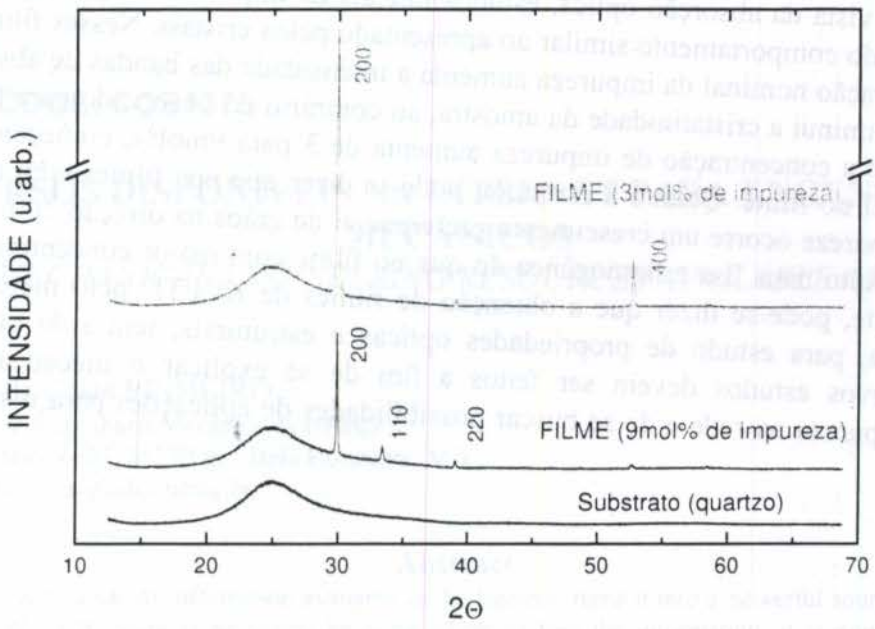


Figura 4 - Espectros típicos de difração de raios x de filmes.

As micrografias da figura 5 mostram que o filme com menor concentração de impureza possui uma superfície muito mais lisa e homogênea. Quanto ao tamanho de grão apresenta grãos de diferentes tamanhos, variando entre 500 e 200nm. Filme com maior concentração de impureza apresenta maior quantidade de grãos menores, sendo a superfície mais rugosa e menos regular.

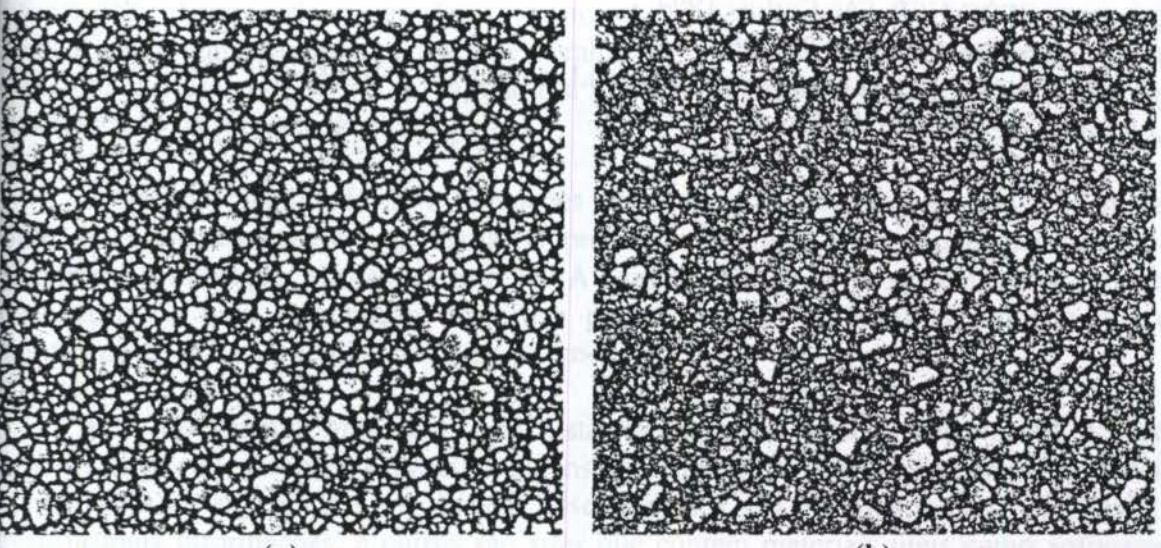


Figura 5 - Micrografias típicas dos filmes (10.000x de aumento): (a) filme com 3mol% de impureza, e (b) filme com 9mol% de impureza.

4. Conclusões

Do ponto de vista da absorção óptica, estudos iniciais da impureza Tl^+ em filmes de KCl:Tl^+, têm mostrado comportamento similar ao apresentado pelos cristais. Nesses filmes, o aumento da concentração nominal da impureza aumenta a intensidade das bandas de absorção em 250 e 197nm e diminui a cristalinidade da amostra, ao contrário do observado para filmes de KCl:Cu^+. Quando a concentração de impureza aumenta de 3 para 9mol%, começam a se formar grãos de TlCl no filme. Quanto à estrutura, pode-se dizer que nos filmes com menor concentração de impureza ocorre um crescimento preferencial de grãos na direção 200, e que a sua superfície é muito mais lisa e homogênea do que no filme com maior concentração de impureza. Finalmente, pode-se dizer que a obtenção de filmes de KCl:Tl^+ pelo método de evaporação resistiva, para estudo de propriedades ópticas e estruturais, têm sido bastante eficiente, e que novos estudos devem ser feitos a fim de se explicar o mecanismo de incorporação da impureza na rede e de se buscar possibilidades de aplicações para o sistema em questão.

Agradecimentos

Os autores agradecem o suporte financeiro da FAPESP, FINEP, CNPq, CAPES e PRONEX 402/96.

Referências

Ranfagni,A., Mugnai,D. and Bacci,M. Advances in Physics, **32** (6) 823-905,1983.

Oliveira,L., Cruz,C.M.G.S., Silva,M.A.P. and Siu Li,M. Thin Solid Films, **250**, 273-278, 1994.

Oliveira, L. Produção e Caracterização de Filmes de KCl e KBr Impurificados com Íons Cu^+, tese de doutorado, IFSC-USP, São Carlos, 1994.

Patterson,D.A. Phys.Rev., **112** (2) 296-297, 1958.

Rubo,E.A.A., Siu Li,M., Scalvi,R.M.F. and Oliveira,L. Anais do XII CBECIMAT, 191-194, Águas de Lindóia, SP, 12 a 14 de dezembro de 1996.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1376

RECURSOS DISPONÍVEIS NA INTERNET PARA ENGENHEIROS MECÂNICOS

ONLINE MECHANICAL ENGINEERING RESOURCES AVAILABLE AT INTERNET

Paulo César da Costa PINHEIRO
Departamento de Engenharia Mecânica da UFMG
Av. Antônio Carlos 6627, 31270-901 Belo Horizonte, MG
E-mail: pinheiro@oraculo.lcc.ufmg.br

Abstract

The large amount of information available in the Internet, turns it into a powerful source of engineering data. The Engineer's problem is no longer knowing where to find the information: it is now available in the Internet! The issue has become, how to find a particular information in this media. The present work describes several Mechanical Engineering sources which are available in the Internet Network. The main objetive is to provide an initial list of sites, enabling the starting of a particular search, also providing a global overview of resources availability. The chief information sources and document retrieval in Mechanical Engineering, both in Brazil and abroad is classified according to the technological and scientific data structure.

Keywords: Internet, WWW, Web, Mechanical Engineering Sites, Engenharia Mecânica, Base de dados.

1. INTRODUÇÃO

A rede Internet tem se tornado cada vez mais popular, devido a grande quantidade de informações disponíveis a um baixo custo. A tendência a curto prazo é que todo o conhecimento humano migre para a rede. Nenhuma outra forma de comunicação na história da humanidade cresceu de forma tão rápida. É a mídia mais importante da era da informação, e a concretização da profecia da aldeia global.

A grande quantidade de informações disponíveis na Internet, a torna uma poderosa fonte de referência para a engenharia. O problema do engenheiro não é mais saber onde encontrar a informação: ela está na Internet! A questão agora é como a encontrar na Internet. A localização de uma informação especifica pode ser uma tarefa difícil, devido a grande quantidade de informação disponível na Internet.

Este documento apresenta uma lista de recursos para a Engenharia Mecânica, disponíveis na rede Internet. Aqui estão alguns ponteiros (*links*) entre os recursos mais úteis na Internet para os engenheiros mecânicos. Esses recursos são em alguns casos diretórios que levam a mais informações, e outros são *sites* que contêm materiais úteis como softwares ou artigos técnicos. Foram deixados de lados alguns recursos da Internet, famosos e populares, limitando-se especificamente nos recursos para ciência e engenharia. Entretanto, esta lista está longe de ser completa. O objetivo é prover uma lista de endereços iniciais, de modo a se iniciar

3 de 38

uma pesquisa, e também oferecer uma visão global dos recursos disponíveis. Assume-se que o leitor é familiar com as ferramentas de navegação comuns: Netscape, Explorer, ftp etc.

Os recursos aqui apresentados foram organizados nas seguintes categorias:

2 - Máquinas de Busca (*Search Engines*)	7 - Usenet
3 - Depositários de Softwares	8 - Listas de Discussão
4 - Bases de Dados	9 - Cursos e tutoriais
5 - Revistas, artigos etc.	10 - Estágios e Empregos
6 -organizações, institutos etc	11 -Diretórios Especializados

2. MÁQUINAS DE BUSCA (Search Engines)

Qualquer pesquisa na Internet pode ser iniciada a partir de *Search Engines*, computadores que indexam milhões de páginas Web. O "Altavista" é considerado o maior, melhor e mais rápido indexador de pesquisas da Internet, indexando cerca de 35 milhões de *home-pages*. Entre os brasileiros o mais conhecido é o "Cadê?", desenvolvido com tecnologia totalmente nacional. Uma relação das principais máquinas de busca pode ser encontrada em "http://www.persocom.com.br/brasilia/engines.htm".

Altavista: http://altavista.digital.com	Surf: http://www.surf.com.br
Yahoo: http://www.yahoo.com	Cadê?: http://www.cade.com.br
Lycos: http://www.lycos.com	Bookmarks:http://bookmarks.alternex. .com.br
W3 Search: http://cuiwww.unige.ch/meta-index.html	
Archie FTP: http://www-ns.rutgers.edu/htbin/archie	Br:http://www.unikey.com.br/catalogo

Para se obter sucesso numa busca na Internet, é necessário especificar cuidadosamente a pesquisa, para não se perder em milhares de respostas. A pesquisa pode ser definida por regras lógicas, direcionando os *Search Engines*:

*	- Procura palavras com mesmo radical: mec*= mecânica, mechanical, etc
"aspas "	- Procura uma expressão especifica: "Mechanical Engineering"
AND	- Procura uma das palavras especificas: Mechanical e/ou Engineering
AND NOT	- Procura com exclusão das palavras especificadas.
HOST:	- Servidor ou dominio particular: HOST:*.com.br; HOST:www.*

3. DEPOSITÁRIOS DE SOFTWARES

Aerospace Engineering Laboratory: http://pinky.ent.db.erau/apps-online/apps-online.html
ASME Library: http://ftp.mecheng.asme.org
Automotive Programs: http://devserve.cebaf.gov/~bowling/auto.html
CDF Codes-List-Shareware: http://icemcfd.com/cfd/CFD_codes_s.html
CDF Codes-List-Free Software: http://icemcfd.com/cfd/CFD_codes_p.html
Chempute Software: http://chempute.com.za/~davewick
Directory of FEM Links: http://www.vtt.fi/rte7/femspost.html
Elite Software List: http://www.elitesoft.com/elite_demo_list.html
Energy Science and Technology Software Database: http://www.doe.gov/osti/estsc/essrch.html
Engineering Central: http://www.engcen.com/software.html

Engineering Software Information Exchange: http://dnj.digiweb.com/esienews/index.htm
Finite Element Analysis Software: http://www.engr.usask.ca/~macphed
Free Structural Engineering Analysis Software: http://www.efn.org/~hgw
General Engineering Software Web Resources:
http://zero.ics.hawaii.edu/~johnson/general-software-engineering-links.html
IFER - Internet Finite Element Resources:
http://www.engr.usask.ca/~macphed/finite/fe_resources/fe_resources.html
Institutional Software for Chemistry: http://www.sfu.ca/chemed/
Nasa's Software Technology Transfert Center: http://www.cosmic.uga.edu
NetLib Repository: http://netlib2.cs.utk.edu
Nuclear Energy Agency Data Bank Software Service: http://www.nea.fr/html.dbprog.html
Numerical Recipes Home Page: http://cfata2.harvard.edu/nr/nrhome.html
Online Thermodinamic Data and Properties:
www.vic.edu:80/~mansoori/Thermodynamic.Data.and.Property_html
Process Modeling Information Resources: http://che.ufl.edu/WWW-CHE/topics/modeling.html
Repositório Nacional de Programas de Eng. Quimica EnQLib: http://www.enq.ufrgs.br/enqlib
Software for Chemical Engineers: gopher://ccl.osc.edu:73/11/software/
Software Operation Research: http://www.wior.uni-Karlsruhe.de/Bibliothek/Title_page1.html
Software Search: http://www.softsearch.com
Windows Engineering Software: http://www.windmill.co.uk
World Energy Softwares: http://www.worldenergy.com

4. BASES DE DADOS

Base de dado é uma coleção de registros sobre um determinado assunto. As bases de dados pode ser **Bibliográficas**, quando relacionam referências bibliográficas e resumos de documentos, **Textuais** quando apresentam textos completos dos documentos e **Factuais** quando listam fatos, dados numéricos, estatisticos ou cadastrais.

4.1. Patentes

EPIDOS-INPADOC Database: http://www.autria.ev.net/epo/inpadoc/access.html
IBM Patent Server: http://patent.womplex.ibm.com/index.html
Internet Patent Search: http://Sunsite.unc.edu/patentes/intropat.html
Patent & Trademark Information: http://www.micropat.com
Patents information: http://town.hall.org/cgi-bin/srch-patent
QPAT-US. US Patent Database: http://www.questel.orbit.com/patents
US Patent Classification Database: http://patents.cnidr.org/access/access.html

4.2. Outras

Biblioteca Virtual de Engenharia: http://www.cnen.gov.br/prossiga
Diretório de Bases de Dados Brasileiras C&T: http://200.18.223.9/prossiga/indice.htm
ETDE Energy Database: http://www.etde.org/html/etde/energy.html
Engineering Citation Database: http://techreports.larc.nasa.gov/cgi-bin/NTRS
Intelectual Propertie Web Sites: http://www.fplc.edu/IPTOOLS/techxsfe.htm
MIT Libraries: http://web.mit.edu/afs/athena.mit.edu/dept/libdata/applications/www/top.html
Technology Transfer Database: http://www.fplc.edu/IPTOOLS/TECH_T1.htm

5. REVISTAS

5.1 Diretórios de Revistas (Técnicas e Populares)

Eletronic Journals: http://www.edoc.com
Eletronic Journal List: http://rchs1.uni-regesburg.de
Eletronics Newstand: http://www.enews.com
NewJour Eletronic Journals & Newsletters: http://gort.ucsd.edu/newjour
WWW Virtual Library - Eletronic Journals: http://www.uark.edu/world/epubs

5.2 Editoras de Revistas

Publishing Companies Online: http://www.edoc.com/ejournal/publishers.html
Academic Press Online Library: http://www.apnet.com
Cambridge: http://www.cup.org
Elsevier: http://www.elsevier.nl
John Wiley: http://www.wiley.com
Klower Academic Publichers: http://www.wkap.nl
Mechanical Engineering Publications: http://www.imeche.org.uk
Prentice Hall: http://www.prenhall.com

5.3 Revistas de Interesse para Engenharia Mecânica

Advanced Materials & Process: http://www.asm-intl.org/www.asm/magazine/am&p.htm
ASHRAE Journal Online: http://www.ashrae.org/
ASME Journal of Heat Transfert: http://hawkeye.me.utexas.edu/~heatran/
Australian Journal of Engineering Education: http://elecpress.lib.monash.edu.au/ajee
Aviation Week & Space Technology: http://www.awgnet.com/aviation.htm
Cambridge Scientific Abstracts: http://www.csa.com
Catálogo Industrial: http://catalogo-industrial.com
Chemical Engineering: http://www.che.com
Chemical Engineering Communications: http://www.gbhap-us.com/journals/108/108-top.htm
Chemical Engineering Journal:
http://www.elsevier.nl:80/inca/publications/store/5/0/4/0/8/2/504082.pub.shtml
Chemical Engineering News: http://pubs.acs.org/hotartcl/cenear/cen.html
Chemical Engineering and Processing:
http://www.elsevier.nl:80/inca/publications/store/5/0/4/0/8/1/504081.pub.shtml
Chemical Engineering & Technology: http://vchgroup.de/vch/journals/2044.html
Chemical Processing: http://www.chemicalprocessing.com
Ciência Hoje: http://www.ciencia.org.br
Computational Fluid Dynamics Review: http://mae.engr.ucdavis.edu/CFD/dbanks/CFDREV/
Computer Assisted Mechanics and Engineering Sciences (CAMES) Journal:
http://www.ippt.gov.pl/zmit/www/CAMES.html
CQ Qualidade: http://www.banas.com.br/cq/
Economia & Energia: http://ecen.com
Engenharia & Arquitetura: http://www.sel.eesc.sc.usp.br/revista/
Global Journal of Engineering Education:
http://www.civil-eng.monash.edu.au/affil/usicee/activity/globalj.htm
Hungrarian Journal of Industrial Chemistry: http://www.vein.hu/HJIC
Hydrocarbon Processing: http://gulfpub.com/hydro/index.html
IEA Bioenergy Newsletter: http://www.abdn.ac.uk/ieabioenergy/ben/ben_index.html
Int. Jour. Numerical Methods for Engineering: http://www.ep.cs.nott.ac.uk/willey/numeng.html

Journal of Chemical Education: http://jchemed.chem.wisc.edu
Journal of Chemical & Engineering Data: http://pubs.acs.org/jounals/jceaax/indes.html
Journal of Fluid Mechanics: http://jfm-www.damtp.cam.ac.uk
Journal of Fluids Engineering: http://scholar.lib.vt.edu/edjournals/JFE/jfe.html
Journal Materials Eng. and Performance: http://www.asm-intl.org/www-asm/journals/jmpe.htm
Journal of Phase Equilibria: http://www.asm-intl.org/www-asm/journals/jpe.htm
Journal of Technological Education: http://borg.lib.vt.edu/ejournals/JTE/jte.html
Journal of Thermal Spray Technology: http://www.asm-intl.org/www-asm/journals/jtst.htm
Journal of Irreprodutibles Results: http://www.improb.com
Machine Design: http://www.penton.com/md
Mechanical Engineering: http://www.memagazine.org
Metallurgical and Materials Transaction A&B: http://neon.nems.cmu.edu/laughlin/mmt.html
Moderns Power Systems:
http://ourworld.compuserve.com/homespages/Modern_Power_Systems
New Scientist: http://www.newscientist.com
NEI Noticiário de Equipamentos Industriais: http://www.nei.com.br
Particle & Particle Systems Characterization: http://www.vchgroup.de/vch/journals/2056.html
Personal Engineering & Instrumentation News: http://www.pein.com
Popular Mechanics: http://www.popularmechanics.com
Popular Science: http://www.popsci.com
Power: http://www.powermag.com
Produtos e Serviços: http://www.banas.com.br/produtos/
Project Magazine: http://www.tuns.ca/~promag
R&D: http://www.rdmag.com
Renewable Energy for Development: http://nn.apc.org/sei/redindex.html
Revista Ita Engenharia: http://www.ita.cta.br/~itaeng/
Science: http://www.sciencemag.org
Science and Engineering Network News: http://www.senn.com http://www.eevl.ac.uk/senn/
Science Daily: http://www.sciencedaily.com
Scientific Computing & Automation: http://www.scamag.com
Space Operation and Research Magazine: http://www2.soarmag.com/soar/
Sun World: http://www.denon.co.uk/tfc/sunworld.html
Sustainable Energy News: http://solstice.crest.org/renewables/sen/
Technical Software News: http://dnj.digiweb.com/ESIENEWS/index.htm
Technology Review MIT: http://web.mit.edu/techreview/www/
Tecnologia Hoje: http://www.bis.com.br/~techoje
Thermal Science and Engineering: http://netsu1.mes.titech.ac.jp/tse/tse.html
US-Tech Interative: http://www.us-tech.com
Ultrasonic Testing Online Journal: http://www.ultrasonic.de

.4. Pesquisa Bibliográfica

Antares: http://www.ibict.br/antares
Biblioteca Nacional: Telnet://ars.bn.br código: anonymous
British Library: http://www.bl.uk
CARL Data Bank: telnet://pac.carl.org. Código de Acesso: TA
Chemical Abstracts: http://info.cas.org/welcome.html
Dialog: http://www.krinfo.com/products/dialog/dialog1.html
Engineering Index: http://www.ei.org
Eric Search: http://ericae2.educ.cua.edu/search

Library of Congress: http://lcweb.loc.gov/z3950/gateway.html
Linda Hall Library: http://www.lhl.lib.mo.us
NASA's Technical Reports Server: http://techreports.larc.nasa.gov/cgi-bin/NTRS
Researchpaper: http://www.researchpaper.com
Sistema Integrado de Bibliotecas da USP: http://www.usp.br/sibi.html
Technical Expo: http://www.techexpo.com

6. HOME PAGES ORGANIZAÇÕES, INSTITUTOS ETC

Associations directory: http://www.asaenet.org/Gateway/OnlineAssocDir.html
ABC: Academia Brasileira de Ciências: http://www.abc.org.br
ABCM: Associação Brasileira de Ciências Mecânicas: http://www.puc-rio.br/abcm
ABEQ: Associação Brasileira de Engenharia Química: http://lscp.pqi.ep.usp.br/abeq/abeq.html
ABMA: American Boiler Manufacturers Association: http://www.abma.com
ACM: Association for Computing Machinery: http://www.acm.org
AEE: Association of Energy Engineers: http://www.aeecenter.org
AIAA: American Institute of Aeronautics and Astronautics: http://www.aiaa.com
AICHE: American Institute of Chemical Engineers: http://www.aiche.org
ANSI: American National Standart Institute: http://www.ansi.org
API: American Petroleum Institute: http://www.api.org
ASAE: American Society of Engineering Education: http://www.asee.org/
ASHRAE: Am. Society Heating, Refrigerating and Air-Condition Eng.: http://www.ashrae.org
ASM International (The Materials Information Society): http://www.asm-intl.org
ASME: American Society of Mechanical Engineers: http://www.asme.org
ASTM: American Society for Testing and Materials: http://www.astm.org
CNPq: Conselho Nacional de Desenvolvimento Cientifico e Tecnológico: http://www.cnpq.br
CNRS: Centre Nationale de la Recherche Cientifique (França): http://web.urec.fr
CREA-SP: http://lite.fae.unicamp.br/~sergio/crea
DOE: US Department of Energy: http://www.eia.doe.gov
EIA: Energy Information Administration: http://www.eia.doe.gov
EPA: The US Environmental Protection Agency: http://www.epa.gov
FAPEMIG:Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais:
http://www.fapemig.br
FAPESP: Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo: http://www.fapesp.br
GreenPeace: http://www.greenpeace.org
IAEE: International Association for Energy Economics: http://www.iaee.org
IBGE: Instituto Brasileiro de Geografia e Estatistica: http://www.ibge.gov.br
ICHMT: International Centre for Heat and Mass Transfer: http://www.metu.edu.tr/~wwwichmt
IEA: International Energy Agency: http://www.iea.org
IGUPT: Institute for Gas Utilization and Processing Tech.: http://www.uoknor.edu/igupt/
INMETRO: http://www.inmetro.gov.br/index.html
INEE Instituto Nacional de Eficiência Energética: http://www.ibase.org.br/~inee
INPI: Instituto Nacional de Propriedade Industrial: http://www.bdt.org.br/bdt/inpi/
ISO: International Organization for Standardization: http://www.iso.ch
LATIN: Rede de Informação Tecnológica Latino-Americana: http://www.lids.puc-rio/~latin/
MRS: The Materials Research Society: http://dns.mrs.org
NACE: National Association of Corrosion Engineers: http://www.nace.org
NASA: http://www.nasa.gov http://www.gsfc.nasa.gov/hqpao_home.html

NSPE: National Society of Professional Engineers: http://www.nspe.org
NSTA: National Sciences Teacher Association: http://www.nsta.org
NREL: National Renowable Energy Laboratory: http://gopher.nrel.gov
NSF: National Science Foundation: http://www.nsf.gov
ONU: United Nations: http://www.un.org
OLADE: Org. Latinoamericana Energia: http://wwwpub.ecua.net.ec:82/olade/htms/olade.htm
SAE: Society of Automotive Engineers: http://www.sae.org
SEBRAE: http://www.sebrae.com.br
SENAI: http://antares.ctai.rct-sc.br/fiesc/senai.html
SBPC: Sociedade Brasileira para o Progresso da Ciência: http://www.sbpcnet.org.br
SEM: Society for Experimental Mechanics: http://www.sem.org
SME: Society of Manufacturing Engineers: http://www.sme.org
SPE: Society of Petroleum Engineers: http://www.spe.org
SPED: Society of Piping Engineers & Designers: http://www.dt.uh.edu/sped
TMS: The Minerals, Metals & Materials Society: http://www.tms.org
UITP: Union Internationale des Transportes Publics: http://www12.arcadis.be
World Bank: http://www.worldbank.org
WEEA: World Energy Efficiency Association: http://www.weea.org
WEI: World Energy Institute: http://www.pair.com/we/wei.htm

7. USENET NEWSGROUPS EM ENGENHARIA MECÂNICA

A Usenet é um conjunto de mais de 18 mil forums ou grupos de debates (Newsgrups), cada um deles sobre um tema especifico, que funcionam por troca de mensagens, abertas a consultas. Os grupos são divididos em dominios (sci=cientificos, comp=computação, misc=miscelânea), e o tema do grupo pode ser normalmente deduzido a partir do seu nome.

ews:alt.energy.renewable	news:sci.engr.mech
ews:alt.control-theory	news:sci.engr.metallurgy
ews:itanet.com.br (Engenheiro 2001)	news:sci.engr.safety
ews:misc.educational.science	news:sci.environment
ews.misc.transport.air-industry	news:sci.geo.petroleum
ews:sci.aeronautics	news:sci.image.processing
ews:sci.aeronautics.airliners	news:sci.materials
ews:sci.aeronautics.simulation	news:sci.materials.ceramics
ews:sci.comp-aided	news:sci.mech.fluids
ews:sci.edu	news:sci.op-research
ews:sci.energy	news:sci.research
ews:sci.energy.hydrogen	news:sci.research.careers
ews:sci.engr	news:sci.research.postdoc
ews:sci.engr.biomed	news:sci.space.policy
ews:sci.engr.chem	news:sci.space.science
ews:sci.engr.control	news:sci.space.shuttle
ews:sci.engr.heat-vent-ac	news:sci.space.tech
ews:sci.engr.lighting	news:sci.systems
ews:sci.engr.manufacturing	news:sci.techniques.testing.misc
ews:sci.engr.marine.hydrodynamics	news:sci.techniques.testing.nondestructive

Os grupos são públicos, e qualquer pessoa pode ler e enviar mensagens com opiniões e úvidas, desde que restritas ao tema do grupo. Estas mensagens ficam disponíveis para a onsulta de qualquer usuário da Internet. Como as mensagens são lidas por milhares de pessoas m todo mundo, dificilmente fica-se sem resposta. É através deles que se formam as

comunidades virtuais, onde todos expõem abertamente suas idéias. Uma relação completa da Usernet pode ser obtida em "Reference.com Search": http://www.reference.com e em "Ednet Guide to Usenet Newgroups": http://netspace.students.brown.edu/eos/usenet_plain.html.

8. E-MAIL DISCUSSION LIST (Listas de Discussão)

Lista de Discussão	E-mail para assinatura	Mensagem
Aerospace & Aeronautical Eng.	listserv@technion.techion.ac.il	
Alternative Energy Discussion List	listserv@sjsuvml.sjsu.edu	subscribe ae <nome>
Biomechanics Engineering	listserv@nic.surfnet.nl	subscribe BIOMCH-L <nome
CAD-CAM	listserv@listserv.syr.edu	
Chemical Engineering	listserv@ulkyvm.louisville.edu	sub CHEME-L <nome>
Coal Science & Technology	listserv@listserv.rediris.es	subscribe CARBOTEC <nom
Concursos e seleções no Brasil	listserv@if.usp.br	subscribe CONCURSOS-BR
Engenharia Química no Brasil	majordomo@acd.ufrj.br	subscribe FORBEQ
Fluid Mechanics	listserv@listserv.voguelph.ca	sub FLUIDS-L <nome>
Int. Assoc. Solar Energy Educators	kblum@prehp1.physik.uni-	add IASEE-L <nome>
Materials Science Engineering	oldenburg.de	
Mechanical Engineering	listproc@liverpool.ac.uk	
Metalurgical Engineering	listserv@utarlvm1.uta.edu	
Pesquisadores Brasileiros	majordomo@mtu.edu	subscribe BRASNET
SPBC Mailing-List SPBCHoje	listserv@fpsp.fapesp.br	subscribe SBPCHoje <nome>
Transrportation Engineering	listproc@forum.lncc.br	
Young Scientist Network	listproc@gnu.edu	
	ysnadm@crow-t-robot.stanford.edu	

As listas de discussão são mensagens distribuídas por e-mail, com os mesmos objetivos dos newgroups. Qualquer mensagem enviada ao e-mail da lista, é enviada a todos os participantes da lista. Para participar é necessário assinar a lista, através do envio de uma mensagem determinada (comando) para o endereço da lista. Uma relação completa das listas, e instruções de como assiná-las é encontrada em: http://www.nova.edu/Inter-Links/listserv.html e http://tile.net/listserv.

9. CURSOS E TUTORIAIS

Engineering Information Village: http://www.ei.org
Globewide Network Academy (GNA): http://uu-gna.mit.edu/uu-gna/index.html
Internet University: http://www.caso.com/iu.html
Open University on-line Courses: http://cszx.open.ac.uk/
Training Delivery over the Web: http://www.orau.gov/tmsd/trade/sisinfo/att/webtrain.htm
University Online (UOL): http://www.uol.com
World Lecture Hall: http://www.utexas.edu/lecture

Alternative Energy Sources: http://zebu.uoregon.edu/disted/index.html
Basic Air Cooled Heat-Exchangers: http://www.mcdermott.com:80/sig/hudson/ache/index.html
Beginner's Guide to Solar Electricity: http://ourworld.compuserve.com/homepage/bhuebner
Boiler Room tutor: http://www.kewaneeboiler.com/tutor1.html
Dynamics System Analysis: http://cepower.ce.ut.edu
Energy and the Environment: http://zebu.uoregon.edu/disted/index.html
Engenharia Química: Escola Piloto da Coppe: http://www.peq.coppe.ufrj.br/piloto/
Informática: UFRJ: http://lci.ufrj.br/cursos
Introduction to OOP Using C^{++}: http://www.gnacademy.org:8001/uu-gna/text/cc/
Siemens Technical Education Program: http://www.sea.siemens.com/training/

Solar Energy: http://www.history.rochester.edu/class/solar/solar.htm
Statics in Engineering: http://cepower.ce.ut.edu
Process Control Hyper Course: http://www.chemeng.ed.ac.uk/ecosse/control
Energy and Fuels Learning Resources: http://www.ems.psu.edu/Resources/EFAvailRes.html
Heat-Exch Net Design: http://instal.chem.eng.usyd.edu.au/pgrad/bruce/hx-net/hx-net-01.htm
Team-Building Skills for Engineers: http://www.ei.org
University of Dayton: http://www.dayton.edu/SOE/Depts/Mechanic

10. ESTÁGIOS E EMPREGOS

Central de Intercâmbio: http://www.cintecambio.com.br
Centro Integração Escola-Empresa: http://www.ciee.org.br
Engineering/Manufactoring Jobs: http://www.nationjob.com/engineering
Engineering Jobs: http://www.engineringjob.com
Job Hunts: http://rescomp.stanford.edu/jobs/
Job Search for Chemical Engineers: http://home.earthlink.net/~amrish/chemical.html
Job Search Service: http://www.4work.com
Mercado de Trabalho em C&T: http://www.cnpq.br/prossiga/sim/
Online Career Center: http://www.occ.com; gopher:// gopher.msen.com
Serviço de Apoio ao Estudante: http://www.unicamp.br/sae/index.html
UCLA Career Center: http://www.saonet.ucla.edu/career/

11. DIRETÓRIOS ESPECIALIZADOS

Aerodynamics on line: http://aero.stanford.edu/
AutoLink: http://www.autolink.com
Aviation on Line: http://www.ibase.org.br/~drcarneiro/aviation.html
BioMedical Engineering: http://bme.www.ecn.purdue.edu/bme
Calibration Management Resource Directory: http://www.coolblue.com
Chemical Engineering on Net: http://www.cis.upenn.edu/~vinson/OLD/cheme.html
Chemical Engineering Resources on Line: http://www.retallick.com/resources/
Chemical Engineering Sources: http://www.deb.uminho.pt/fontes/chem_eng/chem_eng.htm
Chemical Engineering URL's Directory: http://www.ciw.uni-karlshure.de/chem.eng.html
Chemical Engineering Virtual Library: http://www.che.ufl.edu/WWW-CHE/index.html
Computational Fluid Dynamics: http://eru.dd.chalmers.se/~f88jl/CFD/cfd_online.html
Control Engineering On Line: http://www.controleng.com
Control Engineering:
http://www-Control.eng.cam.ac.uk/extras/Virtual_Library/Control_VL.html
Corrosion On-line: http://www.corrosion.com
Digital Processing Resource List: http://www.inforamp.net/~poynton/Poynton-dsp.html
Edinbourg Engineering Virtual Library: http://www.eevl.ac.uk
Energy Information in Internet: http://www.ecn.nl/eii/main.html
Energy on Web: http://ourworld.compuserve.com/homepages/energen/genlinks.htm
Energy Virtual Library: http://solstice.crest.org/online/virtual-library/
Engineering Library: http://www.englib.cornell.edu
Environmental software: http://www.lakes-environmental.com
EurekAlert: http://www.eurekalert.org

ICE Internet Conections for Engineers: http://www.englib.cornell.edu/ice/ice-index.html
Industrial Engineering: http://www.halcyon.com/wastewater/
Industry.Net: http://www.industry.net
Instruments Directory Page: http://www.iol.ie/~readout/dir
Manufacturing Marketplace: http://www.manufacturing.net
MatWeb: http://www.MetaLogic.be/MatWeb/
Oilweb: http://www.oilweb.com/resource/share.htm
Process Modeling Information Resources: http://che.ufl.edu/WWW-CHE/topics/modeling.html
Rede Brasileira de Engenharia (Finep): http://www.finep.gov.br
Rede de Tecnologia do Rio de Janeiro: http://www.redetec.org.br
Thermal Connections: http://www.kkassoc.com/~takinfo
Thermal Engineering Resources: http://stecwww.fpms.ac.be/htmls/HotList/hlmain.html
Thermodynamics Educational Sites:
http://www.uic.edu:80/~manoori/Thermodynamics.Educational.Sites.html
Thomas Register of U.S. Manufacturers: http://www.thomasregister.com
Universities Links: http://www.mit.edu:8001/people/cdemello/univ.html
World Engineering Network: http://www.wenet.org
WWW Virtual Library on Conferences: http://conferences.rpd.net
WWW Virtual Library on Engineering: http://arioch.gsfc.nasa.org/wwwvl/engineering/htm

12. CONCLUSÕES

Apesar do cuidado criterioso em assegurar a atualidade das informações aqui apresentadas, a Internet é um sistema dinâmico, em crescimento e mudança contínua, e alguns endereços podem mudar entre a redação e a publicação. Todos os endereços e informações aqui apresentados foram verificados em 31/08/97.

Procurou-se apresentar o máximo de recursos possível no espaço disponível, não sendo objetivo o julgamento da qualidade dos *sites* apresentados. O critério de escolha foi sobretudo a gratuidade, o volume de informações disponível, a importância do *site* e sua aplicabilidade e utilidade para o Engenheiro Mecânico. Esta relação recursos disponíveis na Internet pode ser um bom ponto de partida para uma busca mais profunda, ou para a construção de um *site* com *links* relacionados à Engenharia Mecânica.

13. REFERÊNCIAS

DEITZ Dan. Engineering Online. Mechanical Engineering, v.118, n.9, p.84-88, Setembro 1996.
HEARST Marti A. Interfaces for Searching the Web. Scientific American, v.276, n.3, p.60-64, Março 1997.
PENTEADO Paulo. Kit Básico do Pesquisador. Um Guia para a Pesquisa na Internet. http://www.ufba.br/~npgadm/kitpesq.htm
RESNICK Paul. Filtering Information on the Internet. Scientific American, v.276, n.3, p.54-56, Março 1997.
SALWEN Peter. Sticking with the Net. Civil Engineers, v.66, n.6, Junho 1996, p.36-41.
THOMAS Brian J. The Internet for Scientists and Engineers. Oxford, Oxford University Press, SPIE Press, 1996, 2ed, 195p. ISBN 0-19-856456-2

Tema 210

Comportamento Térmico de Edificações

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1435

ANÁLISE DINÂMICA DO COMPORTAMENTO INTEGRADO DE EDIFICAÇÕES E SISTEMAS DE CLIMATIZAÇÃO / *INTEGRATED DYNAMIC ANALYSIS OF BUILDING AND AIR CONDITIONING UNITS*

JORGE E. CORRÊA (*), CEZAR O. R. NEGRÃO (**), CLÁUDIO MELO (**)
(*) Universidade Federal do Pará / Centro Tecnológico / Depto. de Engenharia Mecânica
(**) Universidade Federal de Santa Catarina / Depto. de Engenharia Mecânica / NRVA
CEP 88040-900 - Florianópolis - SC - E.mail: melo@nrva.ufsc.br

Abstract

This work is concerned with the dynamic modeling of self-contained air conditioning units. Units with air-cooled and water-cooled condensers are modeled. The ESP-r (Environmental System Performance - research) code, when coupled with these models, becomes capable of modeling the energy and fluid flow within combined building and plant systems, under typical operational brazilian conditions.

Keywords

Simulação, Ar condicionado, Edificações, Energia / Simulation, Air-Conditioning, Buildings, Energy.

1. INTRODUÇÃO

A energia usada nas edificações está geralmente disponível na forma de eletricidade, combustível fóssil ou energia solar. Dentro da edificação a energia é transformada nas suas mais diversas formas de uso final através dos sub-sistemas de iluminação, climatização, movimentação de pessoas, dentre outros.

As instalações de climatização estão entre os sub-sistemas que mais consomem energia em edificações. Isto motivou o desenvolvimento de programas computacionais capazes de simular a interação dinâmica entre essas instalações e a edificação, a fim de estimar ou otimizar o consumo energético. Entretanto, a maioria desses programas foi desenvolvido em países do hemisfério norte, e, portanto, os modelos de equipamentos disponíveis foram direcionados às finalidades de calefação. No Brasil, onde o clima predominante é tropical, o uso de condicionadores de ar do tipo gabinete (*Self-Contained*) com condensação a ar e a água, para fins de conforto é bastante difundido. Desta forma, foram desenvolvidos modelos para esses tipos de equipamentos, os quais, quando inseridos no código computacional *ESP-r* (Clarke, 1985), permitem a realização de simulações em condições adequadas a realidade brasileira.

2. MODELOS PROPOSTOS

No modelo numérico do *ESP-r* , os equipamentos - ou partes deles - são representados

por nós. Em cada nó, são realizados balanços de massa e energia, originando um sistema de equações, que descreve o seu comportamento no espaço e no tempo. Nestas equações, as variáveis de interesse são: a temperatura θ (°C) e os fluxos mássicos de ar seco $\dot{m}_a$ e de vapor d'água $\dot{m}_v$ (kg/s). Nos modelos apresentados, a massa da serpentina de resfriamento e desumidificação correspondente a massa do nó que representa o condicionador, pois o ar que está sendo condicionado interage fundamentalmente com este componente. A Figura 1 mostra o esquema nodal utilizado. Um balanço de energia em **i** fornece:

$$R_{i,j}\dot{m}_{a,j}c_{pa}(\theta_j-\theta_i)+R_{i,j}\dot{m}_{v,j}c_{pv}(\theta_j-\theta_i)+UA(\theta_e-\theta_i)+\dot{m}_c h^s_{v,i}-\phi_i=\frac{M_i C_i \partial\theta_i}{\partial t} \quad (1)$$

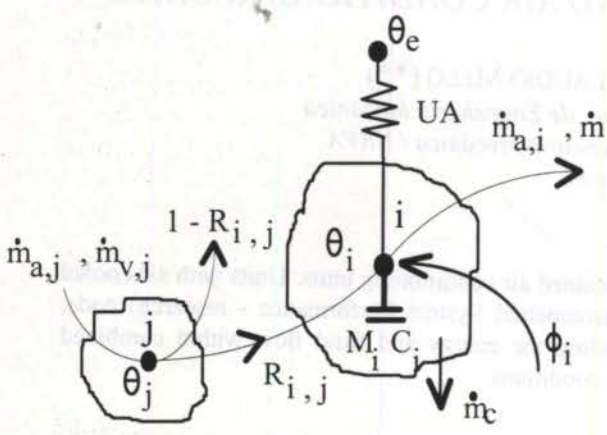


Figura 1 - Esquema nodal empregado.

onde, M_iC_i é a capacidade térmica da serpentina (J/°C), UA é a condutância global de troca de calor entre a serpentina e o ar circundante (W/°C), $\dot{m}_c$ é o fluxo de massa de condensado (kg/s), $h^s_{v,i}$ é a entalpia do vapor d'água saturado na temperatura da serpentina (J/kg), ϕ_i é a capacidade de resfriamento total (W), $R_{i,j}$ representa a fração de ar oriunda do nó **j** que chega ao nó **i** e c_{pa} e c_{pv} os calores específicos do ar e do vapor d'água (J/kg °C). Os subscritos j e i referem-se, respectivamente, aos dois nós considerados.

Balanços de massa de ar seco e de vapor d'água em **i**, fornecem:

$$\dot{m}_{a,i}-R_{i,j}\dot{m}_{a,j}=0 \quad (2)$$

$$\dot{m}_{v,i}-R_{i,j}\dot{m}_{v,j}=\dot{m}_c \quad (3)$$

O nó **j** pode ser qualquer outro equipamento ou uma condição de contorno especificada. O desempenho dinâmico dos condicionadores de gabinete é então representado por um sistema linear contendo uma única constante de tempo, associada com a sua massa (ver equação 1). Uma descrição mais detalhada de modelos uninodais de equipamentos pode ser obtida em Aasem (1993).

2.1. Condensação a ar

Para calcular a capacidade de resfriamento total, diversos modelos de condicionadores de ar, de natureza estacionária, podem ser encontrados na literatura (Brandemuehl et al., 1993; Cecchini e Marchal, 1991; Hittle, 1982; Jones et al., 1975). A maioria desses modelos, entretanto, exige uma grande quantidade de dados de entrada, dificultando seu uso por profissionais não envolvidos diretamente no seu desenvolvimento. O modelo semi-empírico apresentado por Brandemuehl et al.(1993) usa dados de entrada obtidos diretamente de catálogos de fabricantes, e será utilizado como ponto de partida para estimar o desempenho deste tipo de equipamento. Nesse modelo, a capacidade de resfriamento total (ϕ) e o

coeficiente de performance (COP) são normalizados com relação aos seus valores nominais, e os resultados são ajustados, dando origem a curvas que corrigem esses valores nominais em função das temperaturas de bulbo seco do ar externo (tbs_{ext}) e de bulbo úmido na entrada da serpentina de resfriamento (tbu_{EI}). Os valores nominais são obtidos através de testes realizados pelos fabricantes em condições padronizadas pelo Air-Conditioning and Refrigeration Institute (ARI, 1979). A vazão de ar insuflado por este tipo de equipamento é constante, porém nem sempre igual à nominal. Quando há diferença, aplica-se um fator de correção tanto sobre a capacidade de resfriamento total como sobre o coeficiente de performance.

Apesar do desempenho nominal dos condicionadores nacionais basear-se em condições estabelecidas pelo ARI (1979), o modelo original de Brandemuehl et al. (1993) não representou adequadamente o desempenho destes equipamentos em nenhuma condição de operação. Isto provavelmente está relacionado com características particulares de construção. Identificada esta limitação, manteve-se a essência do método, porém foram desenvolvidas novas curvas de correção para a capacidade de resfriamento total na forma da equação (4), aplicável a funções de duas variáveis (Stoecker, 1989), onde os coeficientes de ajuste A_1,..., A_9 foram determinados a partir de dados de catálogo de dois fabricantes nacionais, para os condicionadores correspondentes às capacidades de 5, 7, 10, 12, 15 e 20 TR.

$$\phi/\phi_{nom} = A_1 + A_2 tbu_{EI} + A_3 tbu_{EI}^2 + (A_4 + A_5 tbu_{EI} + A_6 tbu_{EI}^2)\, tbs_{ext} + (A_7 + A_8 tbu_{EI} + A_9 tbu_{EI}^2)\, tbs_{ext}^2 \quad (4)$$

2.2. Condensação a água

O equipamento com condensação a água foi modelado através de uma metodologia semelhante àquela usada para os condicionadores com condensação a ar. A capacidade de resfriamento total foi expressa em função das temperaturas de bulbo úmido na entrada da serpentina de resfriamento (tbu_{EI}) e de condensação (t_{cond}). Os coeficientes de ajuste B_1,...,B_9 da equação (5) foram obtidos a partir de dados de catálogo de dois fabricantes nacionais, para os condicionadores correspondentes às capacidades de 5, 7, 10, 12, 15 e 20 TR.

$$\phi/\phi_{nom} = B_1 + B_2\, tbu_{EI} + B_3\, tbu_{EI}^2 + (B_4 + B_5\, tbu_{EI} + B_6\, tbu_{EI}^2)\, t_{cond} + (B_7 + B_8\, tbu_{EI} + B_9\, tbu_{EI}^2)\, t_{cond}^2 \quad (5)$$

A temperatura de condensação é calculada através do modelo ε-NUT, que se traduz nas equações a seguir.

$$t_{cond} = t_{wI} + \left(\dot{Q}_{cond} / \varepsilon\, \dot{m}_w\, Cp_w\right) \quad (6)$$

$$\varepsilon = 1 - \exp\left(UA_{cond} / \dot{m}_w\, Cp_w\right) \quad (7)$$

onde t_{wI} é a temperaturas da água na entrada do condensador (°C), $\dot{Q}_{cond}$ é o calor cedido no condensador (W), ε é a efetividade do condensador (-), $\dot{m}_w$ é o fluxo mássico de água no condensador (kg/s), Cp_w é o calor específico da água na temperatura de entrada no condensador (J/kg.K), e UA_{cond} é a condutância global de troca de calor entre a água e o refrigerante no condensador (W/°C).

A temperatura da água na entrada do condensador é determinada em função da temperatura de bulbo úmido do ar externo e do "*approach*" da torre de arrefecimento. O valor de UA_{cond} é calculado a partir da temperatura de entrada da água, da temperatura de

condensação, da capacidade de refrigeração e da potência do compressor nas condições nominais. Durante a simulação este valor é mantido constante. A potência do compressor é especificada como uma fração constante do seu consumo de energia elétrica nas condições nominais. No início da simulação ϕ e $\dot{Q}_{cond}$ assumem os valores da condição nominal. No passo de tempo seguinte (4s) ϕ é calculado em função de t_{cond}, que foi calculado no passo de tempo anterior, originando um novo valor de $\dot{Q}_{cond}$, e assim por diante. Apesar das condições de operação não se afastarem significativamente das condições nominais, a hipótese de manter a potência de compressão constante é uma limitação do modelo, merecendo uma atenção especial nas etapas futuras deste trabalho.

3. APLICAÇÕES

Para demonstrar as potencialidades dos modelos propostos, montou-se uma associação de equipamentos, controles e edificação, típica de meses de verão (ver Figura 2).

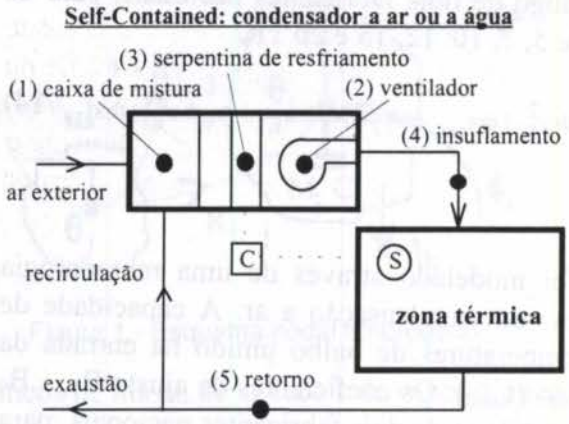


Figura 2 - Esquema usado para a simulação.

A zona térmica em consideração possui um volume total de 450 m^3. As paredes verticais são de tijolos comuns com reboco nas duas faces. O piso, de concreto comum, é assentado diretamente sobre o solo. A laje do forro é de concreto leve com isolamento térmico em lã-de-vidro na face superior. Existem cinco janelas de vidro comum, cada uma com dimensões 4,00 x 1,20 m. A porta de vidro é do tipo vai-e-vem com duas folhas. O prédio tem finalidade comercial e funciona diariamente de 8 às 18 horas. A taxa de infiltração de ar externo foi estimada em 90 m^3/h (ASHRAE,1993). A iluminação é do tipo fluorescente e dissipa 10 W/m^2 de área útil de piso, sendo que 60 % é parcela radiante e 40 % convectiva. Cada um dos 10 ocupantes dissipa 95 W de calor sensível, sendo 20 % por radiação e 80 % por convecção, além de 45 W de calor latente.

A rede de equipamentos é composta por um condicionador de gabinete de 5 TR com condensação a ar ou a água e por dutos de insuflamento e retorno. A taxa de renovação de ar externo é de 25 %. O sistema de controle é do tipo *on-off* e atua durante todo o tempo de ocupação da edificação. O sensor (S) avalia a temperatura do ar no interior da zona e o controlador (C) liga e desliga o condicionador.

A simulação foi realizada para o dia 3 de Janeiro, utilizando um arquivo climático de verão para a cidade de Florianópolis-SC (lat.= 27° Sul, lon.= 48° Oeste). Como dados de entrada são fornecidos a massa (15 kg) e o calor específico (800 J/kg.K) da serpentina de resfriamento, um parâmetro para selecionar o condicionador (5 TR) e a vazão de ar insuflado (0,90 m^3/s).

Como parâmetros internos dos modelos são especificados a capacidade de resfriamento total nominal (ar = 16,6 kW , água =18,1 kW) e a vazão de ar nominal (ar = 0,88 m^3/s, água = 0,85 m^3/s). Para o condicionador com condensação a água, torna-se necessário ainda fornecer os seguintes parâmetros na condição nominal: vazão de água no condensador (3,80 m^3/h), potência elétrica de compressão (5,7 kW), temperatura de condensação (41°C), além do "*approach*" (3 °C) da torre de arrefecimento. Os dados de saída incluem as capacidades de

resfriamento total, sensível e latente (W), o fator de calor sensível e o fluxo mássico de condensado (kg/s).

4. ANÁLISE DE RESULTADOS

As Figuras 3(a) e 3(b) mostram as variações da taxa de extração de calor sensível e da temperatura do ar no interior da zona, respectivamente, para os sistemas com condensador a ar e a água, no período entre 7:00 e 19:00 horas. O sistema de controle *on-off* opera entre 8:00 e 18:00 horas. Nesse período, quando a temperatura da zona atinge 26°C o condicionador liga, e, quando atinge 24°C, desliga. Três períodos distintos podem ser identificados: no primeiro, entre 8:00 e 12:20 horas, a atuação do controle causa o liga-desliga do compressor; no segundo, entre 12:20 e 16:50 horas, a temperatura da zona não atingiu os limites, indicando que a capacidade do equipamento ajustou-se satisfatoriamente à demanda de carga, fazendo com que o compressor permaneça ligado; no terceiro, entre 16:50 e 18:00 horas, ocorre um novo período de ciclagem. Pode ser observado que no primeiro período, devido o ventilador de insuflamento permanecer ligado e a temperatura do ar externo ser maior do que a mantida na zona, há um ganho líquido de calor sensível para a zona térmica nos momentos em que o compressor está desligado. Por outro lado, no terceiro período, não há ganho de calor sensível quando o compressor está desligado, pois, agora, a temperatura do ar externo é menor do que a mantida na zona térmica pelo sistema de controle. Durante o período em que o sistema de controle está atuando, a taxa de extração de calor sensível atingiu um valor máximo de 13,3 kW próximo das 16:50 horas. Para condensação a água, o comportamento é essencialmente o mesmo, com pequenas mudanças nos valores das horas e das taxas de extração de calor sensível.

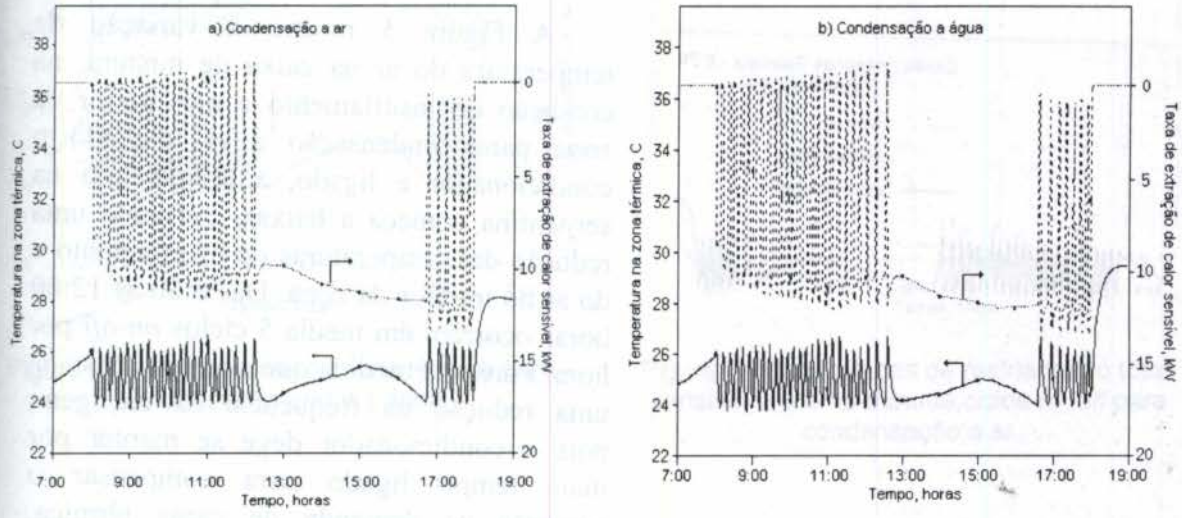


Figura 3 - Taxa de extração de calor sensível e temperatura do ar no interior da zona entre 7:00 e 19:00 horas.

As Figuras 4(a) e 4(b) mostram, de uma forma ampliada, os resultados anteriores no período entre 12:00 e 14:00 horas, evidenciando uma maior ciclagem para o sistema de condensação a água, que em razão da sua maior capacidade nominal resfria mais rapidamente a zona térmica. Durante um ciclo *on-off*, a taxa de extração de calor sensível atinge rapidamente seu valor máximo, alguns segundos depois que o condicionador é ligado. A partir desse momento, ocorre uma redução relativamente lenta na temperatura da zona, reduzindo sua diferença com relação à temperatura de insuflamento, e, conseqüentemente, reduzindo a

taxa de extração de calor sensível. Quando o condicionador é desligado (somente o compressor desliga, porém o ventilador de insuflamento continua ligado), a temperatura de insuflamento (temperatura do nó i ou do condicionador) tende a se igualar à temperatura na caixa de mistura (ver Figura 2), determinada pelas temperaturas da zona térmica (75% de recirculação) e do ar externo (25% de renovação).

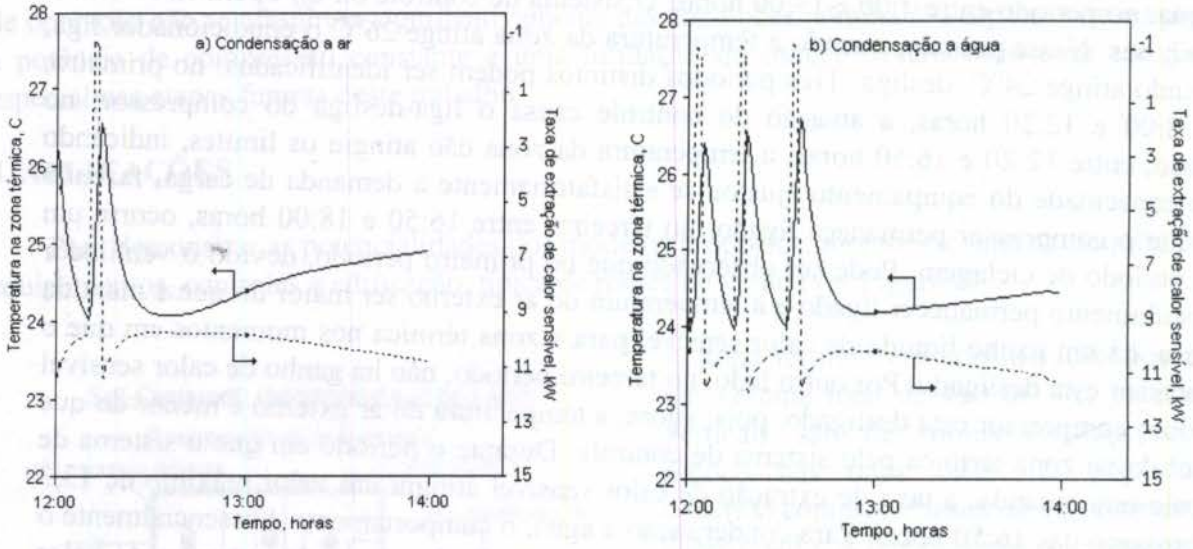


Figura 4 - Taxa de extração de calor sensível e temperatura do ar na zona no período entre 12 e 14 horas.

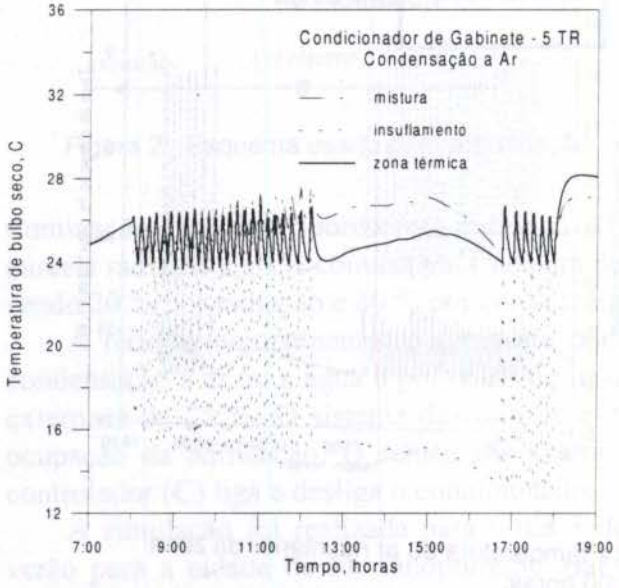


Figura 5 - Temperatura do ar na caixa de mistura, na condição de insuflamento e no interior da zona

A Figura 5 mostra a variação da temperatura do ar na caixa de mistura, na condição de insuflamento e no interior da zona para condensação a ar. Quando o condicionador é ligado, a temperatura na serpentina começa a baixar, causando uma redução das temperaturas de insuflamento e do ar no interior da zona. Das 8:00 as 12:00 horas ocorrem em média 5 ciclos *on-off* por hora. Porém, à medida que o tempo passa há uma redução na freqüência da ciclagem, pois o condicionador deve se manter por mais tempo ligado para compensar o aumento na demanda de carga térmica. Próximo das 16:50 horas, a diferença entre as temperaturas de insuflamento e da zona atinge um valor máximo, o que explica o ponto de máxima taxa de extração de calor sensível, apresentado na Figura 3(a).

A Figura 6 mostra uma comparação entre os perfis de temperatura na zona térmica para condensação a ar e a água. A atuação do sistema de controle *on-off* mantêm as temperaturas entre 24 e 26°C. Ao longo do dia analisado foram 30 e 33 ciclos, respectivamente, para condensação a ar e a água. Segundo O'Neal e Katipamula (1991), o desempenho do sistema piora com o aumento do número de ciclos (aumento da degradação da performance). Portanto,

se o padrão observado no dia analisado repetir-se para um período mais longo, esta diferença de 3 ciclos pode afetar o consumo de energia.

A Figura 7, mostra o comportamento das capacidades de resfriamento total, sensível e latente do condicionador com condensação a ar em dois ciclos *on-off* consecutivos. A condensação de vapor d'água do ar, em contato com a serpentina de resfriamento, inicia-se poucos segundos depois que o condicionador é ligado e cessa poucos segundos depois que este é desligado. Cada ciclo dura em média entre 10 a 12 minutos. Quando o condicionador é ligado, a capacidade de resfriamento sensível aumenta gradativamente governada pela inércia térmica associada a massa da serpentina. Quando a temperatura da superfície da serpentina se torna inferior a temperatura de orvalho do ar na entrada do equipamento inicia-se o processo de desumidificação, dando origem à capacidade latente. Quando o condicionador é desligado a capacidade sensível diminui numa taxa menor que àquela associada ao início do período ligado, pois agora, como a capacidade de resfriamento em regime permanente (ϕ) é zero (ou seja não há fluxo de refrigerante), a temperatura da serpentina varia somente com a inércia térmica da sua própria massa, em contato com o ar movimentado pelo ventilador de insuflamento. As pequenas flutuações que podem ser observadas na Figura 7 são causadas por mudanças na temperatura de bulbo seco do ar externo que varia a cada 60s.

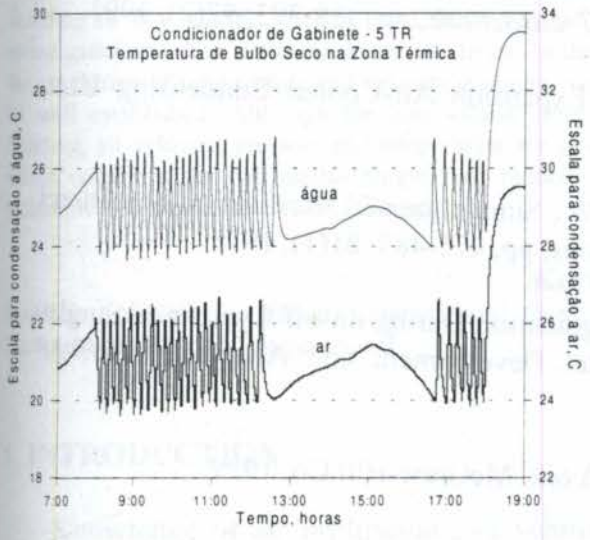


Figura 6 - Temperaturas na zona térmica para condensação a ar e a água

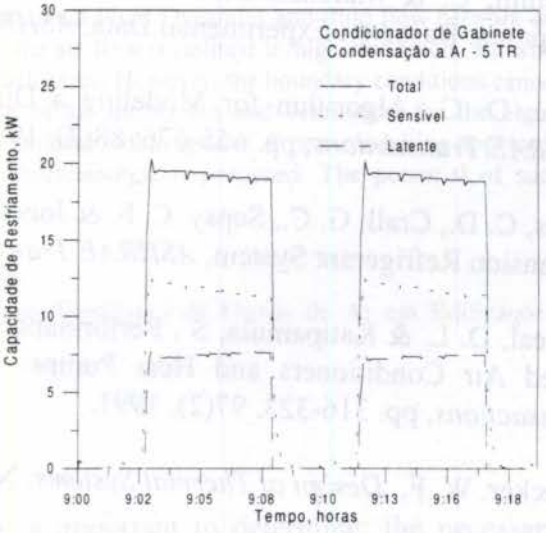


Figura 7 - Capacidades de resfriamento total, sensível e latente durante ciclos *on-off* para condensação a ar

5. CONCLUSÕES

Os modelos propostos representam razoavelmente bem o comportamento dinâmico dos tipos de condicionadores de gabinete com condensação ar e a água abordados neste trabalho. Deve ser ressaltado que assumiu-se ser este comportamento dependente apenas da inércia térmica da serpentina de resfriamento, não sendo considerados atrasos provocados por fontes de qualquer outra natureza. Os modelos apresentados, quando implementados no programa ESP-r, permitem simular simultaneamente o comportamento dinâmico do sistema formado pela edificação, equipamentos e controles. A utilização dos modelos é simples pois utilizam dados de entrada retirados diretamente de catálogos de fabricantes. Outros condicionadores do

mesmo tipo também podem ser simulados, desde que os coeficientes de ajuste das curvas de correção sejam determinados adequadamente.

6. REFERÊNCIAS

Aasem, E. O., *Practical Simulation of Buildings and Air-Conditioning Systems in the Transient Domain*, PhD Thesis, University of Strathclyde, Glasgow, 1993.

ASHRAE, *Handbook of Fundamentals*, Atlanta-GA, 1993.

ARI Standard 210-79, *Unitary Air Conditioning Equipment*, Air-Conditioning and Refrigeration Institute, 1979.

Brandemuehl, M. J., Gabel, S. & Andresen, I., *HVAC 2 Toolkit: Algorithms and Subroutines for Secondary HVAC System Energy Calculations*, ASHRAE, 1993.

Clarke, J.A., *Energy Simulation in Building Design*, Bristol, Adam Hilger Ltd, 1985.

Cecchini, C. & Marchal, D., A simulation Model of Refrigerating and Air-Conditioning Equipment Based on Experimental Data, *ASHRAE Transactions*, pp. 388-393, 97(2), 1991.

Hittle, D. C., Algorithm for Modeling a Direct Expansion Air-Cooled Condensing Unit, *ASHRAE Transactions*, pp. 655-676, 88(2), 1982.

Jones, C. D., Crall, G. C., Sepsy, C. F. & Jones, J. W., Simulation and Verification of a Direct Expansion Refrigerant System, *ASHRAE Transactions*, pp. 475-483, 81(1), 1975.

O'Neal, D. L. & Katipamula, S , Performance Degradation During on-off Cycling of Single-Speed Air Conditioners and Heat Pumps: Model Development and Analysis, *ASHRAE Transactions*, pp. 316-323, 97(2), 1991.

Stoecker, W. F., *Design of Thermal Systems*, New York, McGraw-Hill Co, 1989.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB743

INTEGRATION OF BUILDING AIR FLOW MODELS OF DIFFERENT RESOLUTION

CEZAR OTAVIANO RIBEIRO NEGRÃO
Departamento de Engenharia Mecânica - UFSC
Caixa Postal 476, CEP 88.040-900 Florianópolis, Brasil - E-mail: negrao@nrva.ufsc.br

Abstract

Building air flow models, such as those derived from Computational Fluid Dynamics and fluid flow network are investigated and their deficiencies are identified. In the first, the air flow is defined in high resolution, allowing the evaluation of temperature and velocity gradients within enclosures. However, the boundary conditions cannot be well established. Although the later allows computation of air infiltration and ventilation for the entire building, air velocity, pressure and temperature are assumed uniform within spaces. A new modelling approach, which combines the two methodologies and reduces their shortcomings, is proposed. The potential of such technique is demonstrated by a case study.

Keywords

Building Air Flow Simulation, Computational Fluid Dynamics/Simulação de Fluxos de Ar em Edificações, Dinâmica dos Fluidos Computacional

1. INTRODUCTION

Knowledge of air infiltration and ventilation is important to determine: the necessary indoor air changes; the building energy consumption; the level of indoor contamination; etc. This problem, however, is a complex one, involving a series of intricacies associated with the effects of internal flow restrictions, such as those imposed by window frames, doorways, staircases, air filters, ducts, dampers, etc. In addition, air flow distribution is caused by wind induced pressure differences, buoyancy or mechanical forces or a combination of those. The wind pressure distribution depends on the speed and direction of the wind, the surrounding terrain and the building shape. Also, the opening and component characteristics can be varied by inhabitants or control systems.

Advanced multizone air flow models (Feustel & Dieris, 1992) consider the building and plant components as a network of nodes (representing uniform pressures in the components) interconnected by flow resistances (openings, ducts, etc.). The problem boundary conditions are described by nodes located outside the building, which hold wind induced pressures. As long as the relationship between pressure and mass flow is known for all flow resistances, the air flow (ventilation and infiltration) and pressure distribution can be determined for the entire building.

Nevertheless, such a method does not consider the variation of pressure or velocity within each building zone. Although this assumption may be acceptable in many situations, there are cases, such as those encountered within theaters, concert and industrial halls, where the existence of flow gradients may induce local flows. Consequently, inappropriate building energy requirements, human thermal comfort or health condition can be evaluated.

On the other hand, the Computational Fluid Dynamics (CFD) modelling (Patankar, 1980) allows a more detailed evaluation of air flow properties within enclosures. Air velocity, pressure and temperature can be calculated in several points distributed inside a zone. Because of increased resolution (number of equations), number of variables and complexity (non-linear differential equations), the solution of grid structures for a whole building becomes prohibitive. Usually, the problem is reduced to single zone flows and a well-posed set of boundary conditions must be established at zone limits. The estimation of the flow boundary conditions is always a difficult one, unless they are measured.

As can be observed, the weakness of one method is the virtue of the other, and vice-versa. A combination of the two seems appropriate to overcome the deficiencies. The network approach can provide CFD with the boundary conditions to enhance local flow calculation, and the flow property gradients can be utilised by the network method to improve computation of ventilation and infiltration rates.

2. MATHEMATICAL MODEL

2.1 Nodal Network

In this approach, a number of linked nodes represent the air pressure distribution within the building space. The nodes are interconnected by resistances that are imposed by flow restrictions (such as doorways, windows, ducts, filters, etc.), as shown in Figure 1. For a node P, the mass balance equation for an incompressible flow can be written as:

$$\sum_{j=1}^{n} \dot{m}_{j,P} - S_P = 0 \qquad (1)$$

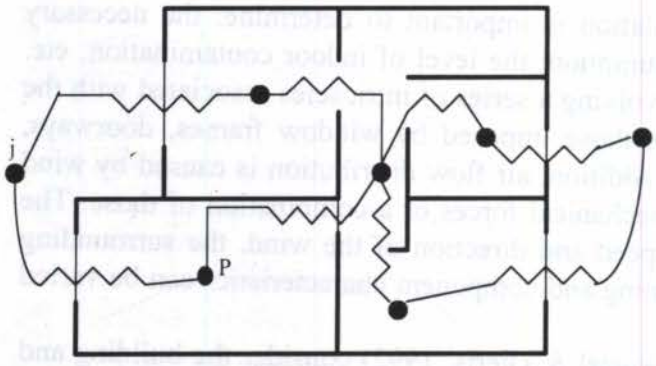


Figure 1 - Example of a nodal network.

where $\dot{m}_{j,P}$ is the mass flow rate between node j and P (kg/s), S_P is the source or sink of mass within node P (kg/s). Although the continuity equation is necessary, it is not sufficient to determine mass flow rates through connections and nodal pressures. Since momentum equations are not required in such an approach, the flow is considered to be governed by a non-linear relationship between mass flow rate and pressure differences:

$$\dot{m}_{j,P} = f(\Delta P_{j,P}) \qquad (2)$$

where $\dot{m}_{j,P}$ is the air flow rate through the flowpath, such as doorways, cracks, ducts, etc. $\Delta P_{j,P}$ is the pressure difference across the flowpath. The functional relation representing different flow components is usually an empirical correlation and a collection of them can be found in the literature (Hensen, 1991 and ASHRAE, 1989). As equation (2) is not-multidimensional, the flow direction must be *a priori* known by the model user.

In order to solve the problem, boundary conditions must be attributed. Pressures at boundary nodes are specified or are wind-induced. In later case, they are computed based on pressure coefficients which are dependent on the building facade (ASHRAE, 1989)

2.2 Computational Fluid Dynamics

The characteristics of indoor air motion are always difficult to identify whether it is locally induced turbulent, transitional or fully turbulent. As there is no interest in the highly fluctuating turbulent motion, the governing equations are time-averaged and the most extensively used turbulence transport model, k-ε, is employed to model the flow (Rodi, 1984). The resulting mean conservation equations can be written in the following format:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi)=\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial x_i}-\rho U_j \phi\right)+S_\phi \qquad (3)$$

where ϕ (= 1 [continuity], U, V, W, T, k and ε, etc.) represents any mean scalar variable or velocity component. The diffusion coefficient, Γ_ϕ, and the source terms, S_ϕ, are given in Table 1. All transport equations have the same format as equation (3).

Table 1 - The dynamic three-dimensional governing equations.

Equation	Γ_ϕ lam.	Γ_ϕ turb.	S_ϕ
Continuity	-	-	-
Momentum	μ	μ_{ef}	$-\frac{\partial P}{\partial x_i}+\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\mu_{ef}\frac{\partial u_i}{\partial x_j}\right)-\rho g_i$
Energy	$\frac{\mu}{Pr}$	Γ_T	$q''' / c_{p,a}$
Turbulent Energy	-	$\frac{\mu_{ef}}{\sigma_k}$	$G - C_D \rho \varepsilon - G_b$
Energy Dissipation	-	$\frac{\mu_{ef}}{\sigma_\varepsilon}$	$C_1\frac{\varepsilon}{k}G - C_2\rho\frac{\varepsilon^2}{k} - C_3\frac{\varepsilon}{k}G_b$

$\Gamma_T=\frac{\mu}{Pr}+\frac{\mu_t}{\sigma_T}$; $\mu_{ef}=\mu_t+\mu$; $\rho=\rho(T)$ $\mu_t=C_\mu\rho\frac{k^2}{\varepsilon}$

$G_b=g\beta_T\frac{\mu_t}{\sigma_T}\frac{\partial T}{\partial x_i}$; $G=\mu_t\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j}+\frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right)\frac{\partial u_i}{\partial x_j}$ $u_i = U, V, W$

$C_D = 1.0$; $C_1 = 1.44$; $C_2 = 1.92$; $C_3 = 1.44$ $x_i = x, y, z$

$\sigma_k = 1.0$; $\sigma_\varepsilon = 1.3$; $\sigma_T = 0.9$; $C_\mu = 0.09$

Close to surfaces, molecular viscosity becomes as significant as eddy viscosity due to the dumping effect of the walls. In such regions, the standard k-ε model is not applicable and wall functions (Launder & Spalding, 1974) are employed.

Apart from pressure, all scalar variables must be assumed and they must be fixed at inlets. Additionally, the velocity intensity and direction are generally supposed to be known at inlets when they have major influences on the zone air flow. Nevertheless, in some cases, e.g., cracks, the cell dimension is considerably larger than the crack size and the intensity of the momentum does not alter the main flow. In such cases, the pressure is fixed at the inlet and a specified source of mass is injected to the domain. A zero stream wise gradient is imposed at the outlets for all variables considering that the outside air condition has no effect on the inside condition.

2.3 Integration Methodology

Figure 2, for example, illustrates the building/plant flowpaths in a combined nodal network/CFD system. The combination of the two consists of substituting a network node by a CFD domain. The two domains thus need to communicate to each other in a certain manner. The conflation problem is essentially concerned with CFD boundary conditions or in other words, what takes place at zone openings. In terms of conservation principles, momentum and mass balance equations must be connected.

At the openings, CFD cells can be in contact with some other zone air nodes, exterior air nodes, or some plant component nodes.

Figure **3** illustrates the mass flow interaction of the nodal network and CFD domains at an opening. The network flow node j is connected to the CFD cell P that is also considered as a flow network node. Applying equation (3) to the j-P connection, the following equation arises:

$$\dot{m}_{1,P} = f(P_1 - P_P) \qquad (4)$$

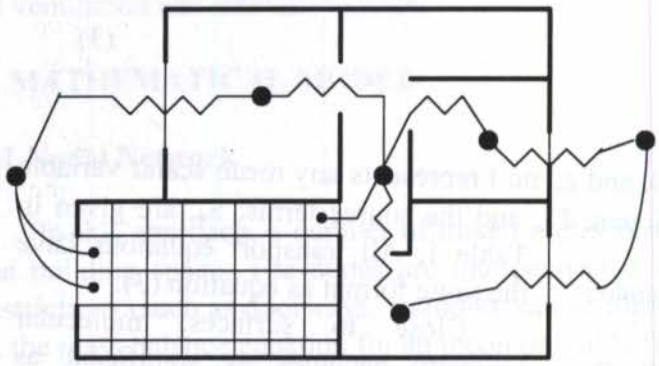


Figure 2 - Combined CFD and nodal network domains.

The pressure P_P and flow rate $\dot{m}_{1,P}$ are the common variables interchanged at the interface of the domains. These quantities must satisfy the mass and momentum balances at the node/cell P.

3. SOLUTION PROCEDURE

The repeated application of equations (1), (2), (3) and (4) to each network node and CFD cell, in the considered domain, gives rise to a large sparse matrix that must be solved. In order to reduce the computational burden, the current technique makes use of a matrix partitioning process. Equations (1) and (2) show different characteristic from that of equation (3) and therefore, efficient solution solvers can be applied to each separated set of equations. The nodal network and CFD solutions are thus considered independently and then integrated over a simulation time-step.

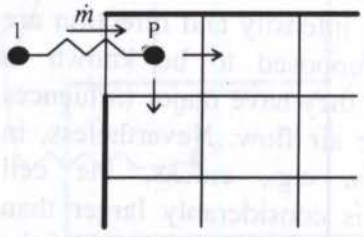


Figure 3 - Mass flow paths at a zone opening.

Since mass flow rates (representing flow resistances) are non-linearly related to pressure differences through connections, an iterative procedure is necessary to solve the set of simultaneous equations (1) and (2). The pressures are arbitrarily guessed to each internal node enabling the calculation of flow rates through the connections (by utilising equation (2)). As the guessed pressure field is not the solution, mass balance equations are not satisfied and flow residuals arise at each node. The nodal pressures are then corrected based on the Newton-Raphson method:

$$\mathbf{P^* = P - RJ^{-1}} \qquad (5)$$

where, **P*** is a vector holding the new estimate of pressures, **P** is the guessed nodal pressure vector, **R** is the vector of nodal mass flow residuals and $\mathbf{J}^{-1}$ is the inverse of the square Jacobian matrix (N x N for a network of N nodes). The solution of the Jacobian matrix is obtained by LU decomposition with scaling and implicit pivoting. The computed pressure field is then used to re-calculate the mass flow nodal residuals. Once more equation (5) is employed to evaluate a new pressure vector, assuming the later estimate pressure field as the guessed one. The iterative procedure is repeated until the nodal mass balance equations are satisfied according to some convergence criteria.

On the other hand, the conservative finite volume method is employed to integrate and to solve the momentum, mass, energy and turbulence model equations (equation (3)). The mesh is composed of rectilinear control volumes made up of a staggered grid system. For such a grid, the velocity components are computed at the interfaces of the scalar cells. The integration of the conservation equation (3) over each finite volume for each variable yields a set of discrete algebraic equations. The hybrid central/up-wind scheme is employed to approximate the convection and diffusion terms. The solution is based on the iterative SIMPLE (Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations) method described by Patankar (1980).

As both domains are dependent on each other, a direct interaction between the two solutions must exist. This means that the air flow within the zone influences the flow in other part of the building and vice-versa. The common variables at the interface between the two domains are mass flow rates and pressures at inlet and outlet openings. Equation (4), thus, joins the set of mass flow equations in the network side and the equations (1), (2) and (4) are solved considering the pressure at node P a known value. If the flow $\dot{m}_{j,P}$ at the openings is available, the CFD solution can be computed. As both variables depend on each other, the solution streams must iterate. The complete procedure used to integrate the nodal network and CFD equations are reported elsewhere (Negrão, 1995).

4. RESULTS

In this situation the coupling between the air flow network and a CFD domain was analysed. The case under investigation originated from the 2D test case that was adopted by an international research team for the validation of numerical models. This was described in the IEA Annex 20 final report (Lemaire et al., 1992). The experiment consisted of a two-dimensional flow within the room of Figure 4. The air was supplied from a high-level slot adjacent to the ceiling with a fixed height of 0.168m.

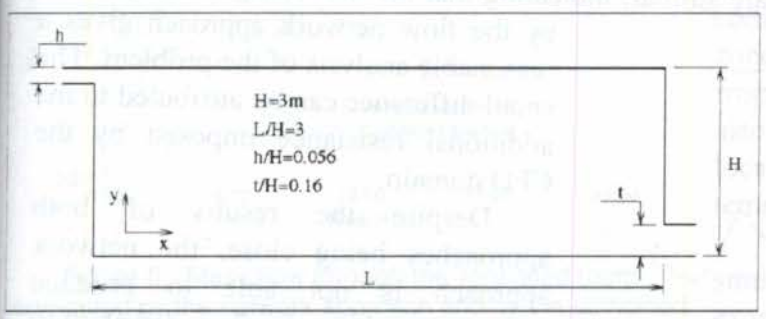


Figure 4 - Two-dimensional room with forced ventilation.

The problem is simulated by employing the nodal flow network only and then be employing the combined method, as described by Figure 5. The node "I" is located in the west facade of the building and node "O" is placed in the east facade. The two nodes are subjected to pressures induced by the wind. From climate information, pressures and temperatures at nodes "I" and "O" are known every hour.

The following relationship between pressure and mass flow is employed to represent the flow through the connections of Figure 5:

$$\dot{m} = 0.65 A \sqrt{2\Delta p} \qquad (6)$$

where A is the opening area (m^2). For the coupled domain, Figure 5b, the area is of each cell connected the flow network node.

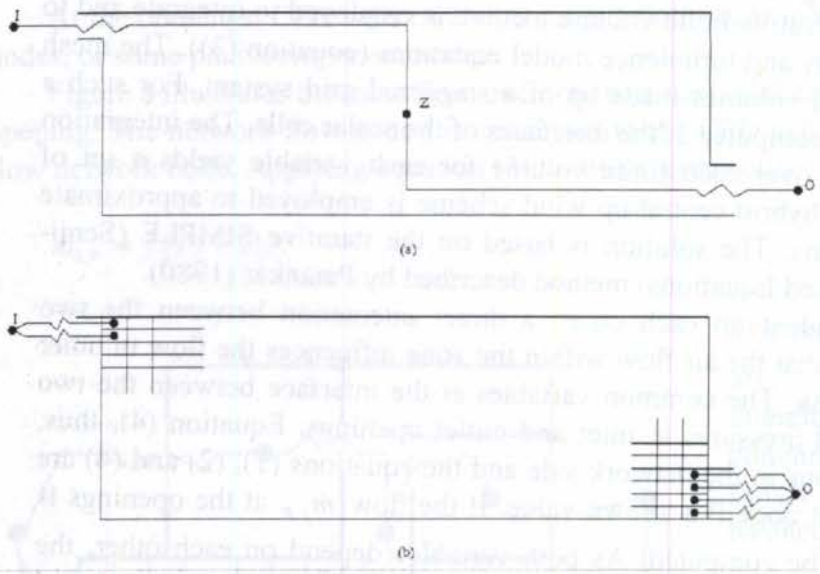


Figure 5 - (a) Flow network and (b) combined approach diagrams of the flow domain of Figure 4.

The simulation was performed over one day (6th of June - UK climate data) with an one hour time-step. Such a high time-step was chosen because the available database holds pressure coefficients (from which the boundary pressures are calculated) at one hour basis. For that particular day, the wind direction and speed induced a pressure at node "I" higher than that at node "O" over the whole day.

Firstly, the above case was simulated by not including buoyancy effect. Figure 6 shows a comparison of flow rates computed by the combined and the network approaches. The inlet flow rate is the same as the outlet flow, since the flow is considered incompressible. The flow rate computed by the combined method is the summation of the two/four flows through the connections at the openings. As can be seen, the results are similar, indicating that the modelling of such a case by the flow network approach gives a reasonable analysis of the problem. The small difference can be attributed to the additional resistance imposed by the CFD domain.

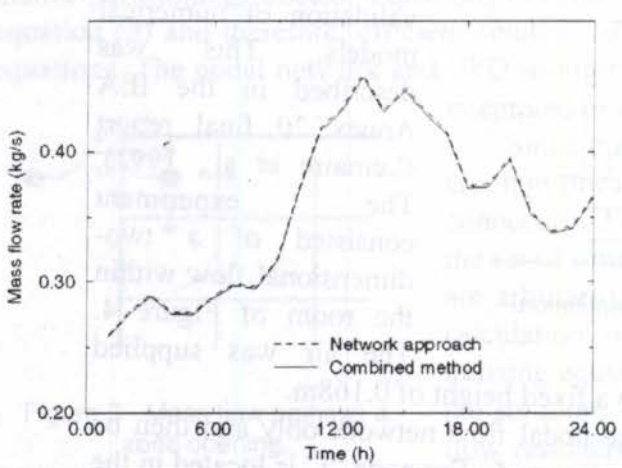


Figure 6 - Mass flow through the ventilated room computed by the network approach and by the combined method (isothermal case).

Despite the results of both approaches being close, the network approach is not able to produce information about the flow distribution within the zone as calculated by the combined method. Figure 7 presents the velocity distribution inside the zone as computed by the combined approach at 1 o'clock in the morning. The characteristics of the flow field at the other hours are similar, but with the intensity of velocities changed.

On the other hand, Figure 8 shows

a comparison of the two methods when buoyancy is taken into account. As expected, the flow is affected by natural convection. In the combined approach, the inlet fresh air produces a higher recirculating flow inside the zone. This promotes a higher inlet air flow to the room, as evident in a comparison of the flow rates of Figure 6 and Figure 8. The differences are more pronounced at the beginning and end of the day. At these times, the outside temperature is lower than the wall surface temperatures and natural convection is more significant. During other periods, the ambient temperature approximates to the wall surface temperatures and the buoyancy effect disappears.

5. DISCUSSION

Convergence of the CFD domain is only possible if the convergence criterion of the network domain is of the same order of magnitude. Low linear under-relaxation factors for the CFD momentum equations (0.1) were necessary to avoid boundary conditions oscillations. Approximately 600 iterations were necessary for a simulation which required approximately 200 iterations for a CFD only model.

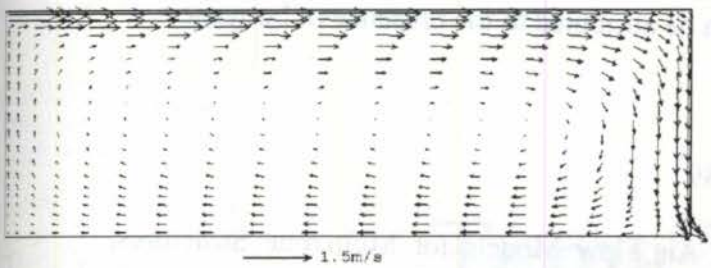


Figure 7 - Velocity and temperature distribution calculated by the combined approach at 1 o'clock in the morning.

The combination of the network and CFD approaches is problematic in terms of convergence even for the simple case above. It requires from the user a certain knowledge of how the coupling mechanism works.

The combined approach not only computes the flow rate entering the zone (the same information obtained from the flow network approach) but also allows the computation of localised comfort levels from temperature and velocity distributions.

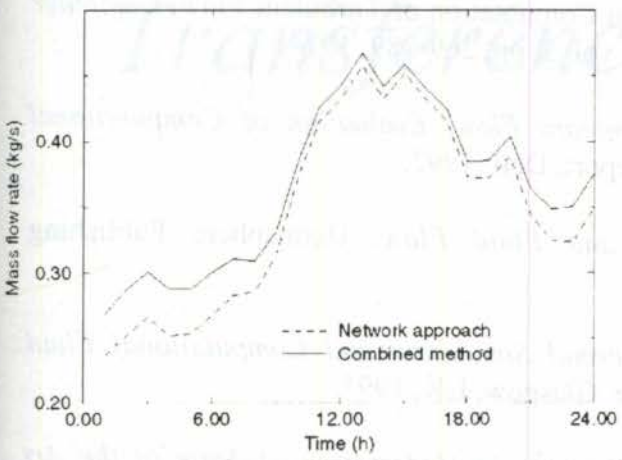


Figure 8 - Mass flow through the ventilated room computed by the network approach and by the combined method (non-isothermal case).

Although the results are very similar, for a different situation (for example, where openings are placed in positions other than the case above), the nodal network would have provided the same flow because momentum directions are not taken into account.

6. CONCLUSIONS

The present work discusses the integration of mass flow network simulation and Computational Fluid Dynamics. This allows the investigation of inter-related parameters that are usually, because of the complexities involved, analysed separately. Essentially, the

conflation can be employed to estimate more appropriate boundary conditions for CFD simulations and to study the influence of zone property distribution on the building comfort conditions and the building's total energy consumption.

Investigations have suggested that the nodal network/CFD conflation can be satisfactory achieved by maintaining each method's solution algorithm separate. The connection between the two solutions is made at the interface of the systems (zone openings) where conservation principles must be obeyed. The overall solution is then obtained through an iterative procedure. The main benefit of this procedure is that existing equation solvers, which are well developed and are usually efficient, can be retained and, by eliminating matrix equation sparsity, the computational requirements can be basically constrained to pre-conflated level.

Comparisons between the combined method and the nodal network only approach were performed. For the isothermal case, the network approach shows results comparable to those of the combined method. On the other hand, for the non-isothermal case, some discrepancies exist between the two sets of results that can be attributed to the presence of buoyancy.

7. REFERENCES

ASHRAE, *Handbook of Fundamentals*, 1989.

Feustel, H. E. & Dieris, J., A Survey of Air Flow Models for Multizone Structures, *Energy and Buildings*, vol. 18, pp. 79-100, 1992.

Hensen, J. M. L., *On the Thermal Interaction of Building Structure and Heating and Ventilating System*, PhD Thesis, Technische Universiteit, Eindhoven, 1991.

Launder, B. E. & Spalding, D. B., The Numerical Computation of Turbulent Flow, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 3, pp. 269-289, 1974.

Lemaire, A. D. et al., *Room Air and Contaminant Flow, Evaluation of Computational Methods*, IEA Annex 20, Subtask-1 Summary Report, Delf, 1992.

Patankar, S V., *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Hemisphere Publishing Corporation, 1980.

Negrão, C. O. R., *Conflation of Building Thermal Simulation and Computational Fluid Dynamics*, PhD Thesis, University of Strathclyde, Glasgow, UK, 1995.

Rodi, W., *Turbulence Models and Their Applications in Hydraulics - A State of the Art Review*, University of Karlsruhe, Karlsruhe, Germany, 1984.

Tema 211

Transferência de Massa

UNESP COBEM 97

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1115

MODELO DIFUSIVO COM CINÉTICA COMPLETA PARA POLIMERIZAÇÃO EM MASSA VIA RADICAIS LIVRES / *DIFFUSIVE MODEL WITH COMPLETE KINETICS FOR FREE-RADICAL MASS POLYMERIZATION*

CARLOS EDUARDO FONTES, PAULO LARANJEIRA DA CUNHA LAGE & JOSÉ CARLOS PINTO
Programa de Engenharia Química, COPPE, UFRJ - C.P. 68502; Rio de Janeiro, RJ
CEP 21945-970; Fax: (021) 5907135 - E-mail: paulo@peq.coppe.ufrj.br

Abstract

The present work deals with a free-radical, mass polymerization that can be applied to the reactive phase of a reactive injection molding process in which the kinetics of reaction is much slower than the model filling up time. The simulation of styrene homopolymerization in a cylindrical reactor, using a model that consists of the energy and species conservation equations, allowed the analysis of the importance of thermal initialization and mass diffusion. Two schemes of numerical solution were applied and compared. It has been shown that the changes in diffusion coefficients due to composition and temperature changes are small, making it possible to treat those coefficients as constants.

Keywords

Mass polimerization, mass diffusion, thermal initialization, reactive injection /
Polimerização em massa, difusão mássica, iniciação térmica, injeção reativa

1. INTRODUÇÃO

Convencionou-se chamar de Processamento Reativo ao conjunto de técnicas que buscam fundir a produção e o processamento de resinas poliméricas. Dentre estas técnicas destaca-se a Injeção Reativa (RIM). Esta consiste, basicamente, em promover reação de polimerização no próprio molde no qual, pelo processo tradicional, seria injetado o polímero previamente sintetizado. Uma das etapas mais importantes destes processos é a da reação de polimerização em massa que ocorre num molde. Assim, é importante o estudo detalhado deste tipo de reação

Pode-se dizer que os anos sessenta e setenta acolheram os modelos simples, de fluxo unidimensional e trabalhos em geometrias planas nas quais se podia aplicar a aproximação Hele-Shaw. Surge o Escoamento Generalizado Hele-Shaw e o efeito-fonte é incluído nos modelos. Os anos noventa trazem estudos de geometrias mais complexas (Chiang, 1991). Hayes *et al* (1991) desenvolve um modelo 2D baseado na solução da equação de Navier-Stokes. Lo (1994) apresenta o modelo mais completo, aplicável a sistemas de 2D e 3D, que prevê a posição da frente de enchimento, as isotermas e as linhas de mesma conversão durante a injeção.

O presente trabalho, ao contrário dos supracitados, inclui o fenômeno de difusão e analisa sua relevância. Além disso, usa uma cinética completa e descreve as principais propriedades poliméricas em cada ponto do espaço, o que nenhum modelo encontrado faz. O enchimento do molde é considerado muito mais rápido que o tempo de reação.

3164

2. EQUAÇÕES

2.1 Equações de Conservação

Nesta abordagem inicial do problema, considera-se que a densidade do meio é constante, de forma que será desprezada a influência da convecção natural. De acordo com Fontes (1997), pode-se reescrever a equação de conservação de massa como:

$$\frac{\partial C_i}{\partial t} = \nabla \cdot (D_i \nabla C_i) + R_i \qquad (1)$$

onde C_i é a concentração molar do componente i, t é o tempo, D_i é o coeficiente de difusão do componente i e R_i é a taxa molar de reação correspondente a cada componente do sistema. Desprezando o termo convectivo, escreve-se o balanço de energia (Bird, 1960):

$$\frac{\partial (\rho C_p T)}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) - \nabla \cdot \left(\sum_i^n \overline{h}_i j_i \right) + \sum_i^n \overline{h}_i (\nabla \cdot j_i - r_i) \qquad (2)$$

onde ρ é a densidade; Cp é o calor específico, considerado constante; T é a temperatura; $\overline{h}_i$ é a entalpia parcial específica de cada um dos componentes da mistura; j_i é o fluxo difusivo mássico de cada componente i; r_i é a taxa de geração por unidade de volume de cada componente i; n é o número de componentes na mistura e k é a condutividade térmica do meio.

2.2 Condições Iniciais e de Contorno

São condições iniciais que $I = I_o$ (concentração inicial de iniciador, homogênea em todo o reator), $M = M_o$ (concentração inicial de monômeros, homogênea em todo o reator), $\mu_i = 0$ (ausência de polímero no início da reação) e $T = T_0$, onde T_0 é a temperatura ambiente.

As condições de contorno para as equações de massa representam a impenetrabilidade das paredes sólidas (não há fluxo normal às paredes), enquanto para a equação de energia o fluxo de calor é nulo na base (isolado por ser a base) e no centro do cilindro (simetria) e as trocas térmicas com o ambiente (banho termostático) são levadas em conta nas paredes do topo e da lateral do reator.

2.3 O Método do Momentos

O k-ésimo momento μ_k de uma curva de distribuição discreta Q_i , $i = 1,2,...,\infty$, os pesos moleculares médios em número, *imed*, e em unidades de massa, M_n, e a polidispersão, PD, (onde σ é o desvio-padrão) são calculados, por:

$$\mu_k = \sum_{i=1}^{\infty} (i^k \cdot Q_i) \qquad (3)$$

$$imed = \frac{\sum_{i=1}^{\infty} iQ_i}{\sum_{i=1}^{\infty} Q_i} = \frac{\mu_1}{\mu_0}, \quad Mn = imed \cdot PM_{mon} \quad \text{e} \quad PD = \left(1 + \frac{\sigma^2}{imed^2}\right) = \frac{\mu_2 \cdot \mu_0}{\mu_1^2} \qquad (4)$$

2.4 Modelo para a Difusão

Utilizando a equação de Stokes-Einstein (Bird *et al.*, 1960) e lembrando que a viscosidade é uma função da temperatura e função linear do peso molecular médio do polímero (*imed*), chega-se a:

$$D_i = \frac{Do(T)}{imed \cdot i \cdot PM_{mon}} \text{ (polímeros) e } D_i = \frac{Do(T)}{imed \cdot PM} \text{ (outras espécies).} \qquad (5)$$

As equações de massa que utilizam este coeficiente de difusão contituem o chamado Modelo 2. Para o Modelo 1 faz-se a consideração extra de que a difusividade de todos os polímeros são iguais, substituindo-se *i* por *imed* nas Equações (5).

2.5 Modelo Cinético e as Equações Finais

De forma geral, pode-se descrever a cinética da reação da seguinte forma:

$$I \xrightarrow{k_d} 2R$$
$$R + M \xrightarrow{k_i} P_1$$
$$3M \xrightarrow{k_{dm}} 2P_1 + subprodutos$$
$$P_i + M \xrightarrow{k_p} P_{i+1}$$
$$P_{i-j} + P_j \xrightarrow{k_{tc}} Q_i$$

sendo I a concentração molar de iniciador, R a concentração molar dos radicais gerados pela decomposição do iniciador, M a concentração molar dos monômeros, P_i a concentração molar dos polímeros vivos com i unidades méricas, Q_i a concentração molar dos polímeros mortos com i unidades méricas. Os k's são constantes cinéticas de decomposição do iniciador (k_d), de iniciação (k_i), de propagação (k_p), de iniciação térmica (k_{dm}) e terminação por combinação (k_{tc}).

Sendo $\sum_{i=1}^{\infty} i^k \cdot P_i = \lambda_k$ o momento de ordem k para polímeros vivos, $\sum_{i=1}^{\infty} i^k \cdot Q_i = \mu_k$ o momento de ordem k para polímeros mortos e admitindo-se estado pseudo-estacionário para R, P_1 e P_i, combina-se as Equações (1), (2), (3) e (5) para se chegar a:

$$\frac{\partial \mu_j}{\partial t} - \nabla \cdot \left[Do(T)(imed^{-2}) \nabla \mu_j \right] = \sum_{i=1}^{\infty} i^j R_i \text{, para o Modelo 1 ;} \qquad (6)$$

$$\frac{\partial \mu_j}{\partial t} - \nabla \cdot \left[Do(T)(imed)^{-1} \nabla \mu_{j-1} \right] = \sum_{i=1}^{\infty} i^j R_i \text{, para o Modelo 2 .} \qquad (7)$$

$$\frac{\partial M}{\partial t} - \nabla \cdot \left[Do(T)(imed^{-1}) \nabla M \right] \cong -(k_p M \lambda_0) \qquad (8)$$

$$\frac{\partial I}{\partial t} - \nabla \cdot \left[Do(T)(imed^{-1}) \nabla I \right] = -k_d I \qquad (9)$$

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) + \Delta h \cdot MM_{mon}(k_p M \lambda_0) \qquad (10)$$

$$\sum_{i=1}^{\infty} R_i = \lambda_0^2 \frac{k_{tc}}{2} \qquad \lambda_0 = \sqrt{\frac{2fk_d I + 2k_{dm} M^3}{k_{tc}}}$$

$$\sum_{i=1}^{\infty} iR_i = \lambda_1 \lambda_0 k_{tc} \qquad \lambda_1 = \frac{k_p M + k_{tc}\lambda_0}{k_{tc}} \qquad (11)$$

$$\sum_{i=1}^{\infty} i^2 R_i = (\lambda_1^2 + \lambda_2 \lambda_0) k_{tc} \qquad \lambda_2 = \frac{\lambda_1 (2k_p M + k_{tc}\lambda_0)}{k_{tc}\lambda_0}$$

O Modelo 1 considera que os coeficientes de difusão são iguais para todas as espécies poliméricas, enquanto o Modelo 2 diferencia a difusão entre cada espécie dentro do molde. No Submodelo 1 não há iniciação térmica ($k_{dm} = 0$), mas no Submodelo 2 há. O objetivo dos dois modelos é analisar a influência de se considerar difusão diferenciada para cada espécie, enquanto os submodelos objetivam a análise da importância da autoiniciação. As constantes cinéticas para a homopolimerização de estireno foram retiradas do trabalho de Fontoura (1996).

2.6 O Fechamento do Modelo 2

De acordo com a Equação (7), pode-se observar que a equação para μ_0 dependerá do momento μ_{-1}. A partir de expressões de distribuição de tamanhos de cadeias como $Q_i = P_1 \cdot q^{(i-1)}$, sendo q < 1 e próximo a 1, e da Equação (3), pode-se chegar à expressão: $\mu_{-1} \cong 2\mu_0^2 / \mu_1$.

3. PROCEDIMENTO NUMÉRICO

Foram utilizadas duas metodologias: o Método das Linhas (ML), implementado com auxílio do código DASSL (Petzold, 1989) e o Método da Discretização Total com Solução Sequencial (MDTSS), implementado com auxílio do algoritmo MSIP (Schneider e Zedan, 1981).

O ML consiste em promover a discretização via volumes finitos em todas as dimensões menos uma, no caso, em relação ao tempo. O sistema é, então, integrado com auxílio da DASSL. O critério de convergência baseia-se em tolerância mista estabelecida pelo usuário.

O MDTSS consiste na aplicação sequencial, iterativa, do algoritmo MSIP ao sistema de equações totalmente discretizado no espaço (volumes finitos) e no tempo (Euler implícito) segundo a metodologia desenvolvida por Patankar para problemas difusivos (Patankar, 1980). O esquema apresentado pela Figura 1 mostra mais claramente a MDTSS. Como o sistema possui mais de uma variável a ser calculada (μ_0, μ_1, μ_2, M, I e T), a estratégia de cálculo escolhida foi sequencial.

A variável *tol* é uma tolerância mista e no final, o maior de todos os *tol* - *maxtol* - deve ser menor que 1.

```
t = 0,  Condições Iniciais
Loop do Tempo
  t = t + Δt
  Told
  Mold
  .....
Loop de Convergência no Espaço
  Taux
  tolT
  Maux
  tolM
  ....
  maxtol = maior de todos os tol (tolT, tolM, ...)
Critério de Convergência: maxtol < 1
Critério de Parada: tempo de simulação = 2h
```

Figura 1: Algoritmo do MDTSS

4. ANÁLISE DE RESULTADOS

4.1 Análise de Convergência

A convergência espacial e temporal foi obtida com 20x20 volumes. As variáveis acompanhadas foram os máximos valores de temperatura e imed. Um exemplo da convergência alcançada é mostrada na Figura 2.

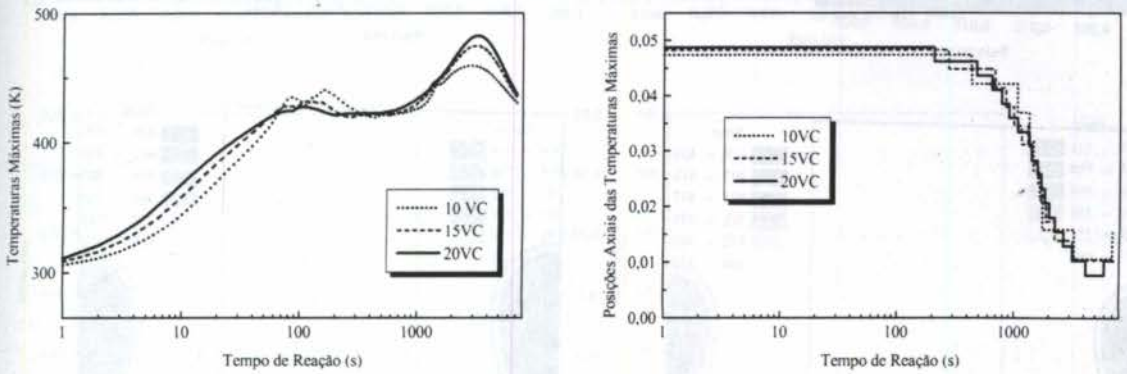


Figura 2: Temperatura de banho:140ºC. Submodelo 2. Modelo 2. Convergência no tempo (esquerda) e no espaço,na direção axial, para temperatura máxima dentro do reator (direita).

4.2 Comparação entre o ML e o MDTSS

A Tabela 1 e a Figura 3, mostram grande concordância nos valores de imed, conversão e polidispersão gerados pelas duas metodologias. Observe-se que o ML sempre obteve o melhor desempenho com relação ao tempo de simulação porque utiliza métodos BDF de ordem até 5, enquanto o MDTSS usa um esquema de Euler implícito. O ML falhou na simulação do Submodelo 1 a 140ºC, quando a concentração de iniciador vai a zero. O intervalo de tempo Δt de integração é regido pelo próprio DASSL, mas no MDTSS o intervalo foi de 10^{-2} s.

4.3 Comparação entre os Modelos 1 e 2

A conversão é dada por: $x = 1 - M/M_0$. A Figura 4 compara os resultados obtidos pelos Modelos 1 e 2 utilizando o Submodelo 2. Como o Modelo 2 é mais completo que o Modelo 1 e não exige esforço computacional extra, ele é o adotado. Mas fica claro que não há muita diferença em considerar a difusividade variando de acordo com o tamanho da cadeia da espécie polimérica ou não.

Tabela 1: Modelo 2, 20 volumes de controle

Temp. Banho	Submod.	Código	Tolerância Relat/Absol	TEMPO (min)	CONV. (%)	Mn ($x10^3$)	PD
120ºC	1	ML	$10^{-3}/10^{-16}$	60	44	14 a 11	35 a 50
		MDTSS	$10^{-3}/10^{-16}$	120	43	15 a 10,4	25 a 50
	2	ML	$10^{-3}/10^{-16}$	38	56	31,2 a 25	8 a 10
		MDTSS	$10^{-3}/10^{-16}$	120	56	35 a 28	7 a 11
140ºC	1	MDTSS	$10^{-3}/10^{-16}$	90	43	14,6 a 11	80 a 60
	2	ML	$10^{-3}/10^{-16}$	34	68	44,7 a 37	5 a 9
		MDTSS	$10^{-3}/10^{-16}$	90	70	47 a 39	4 a 11

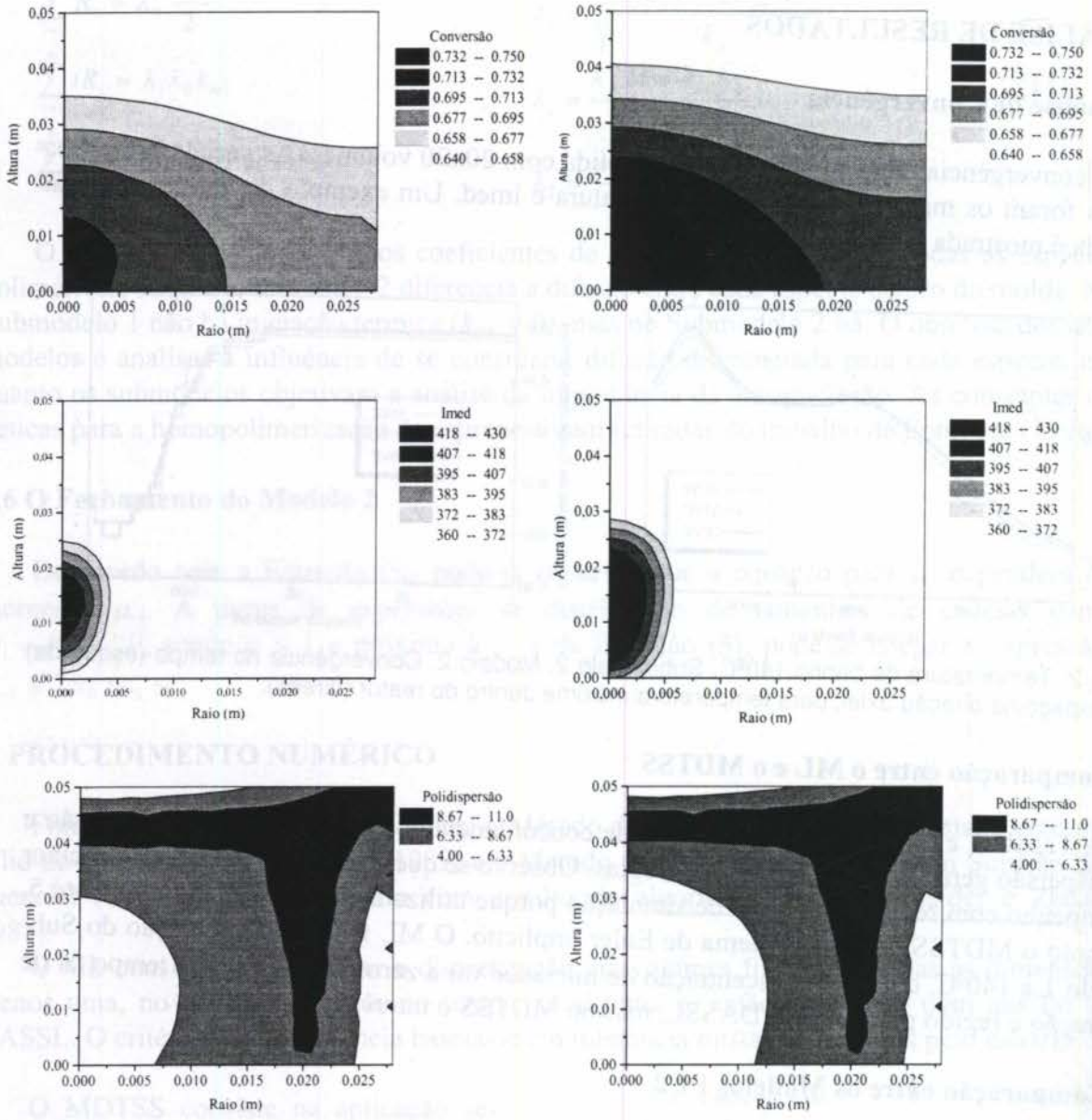


Figura 3: Perfis de conversão, imed e polidispersão gerados com ML (esquerda) e com MDTSS (direita). Banho:140ºC. Tempo de reação: 2h. Submodelo 2. Modelo 2.

4.4 Estudo da influência da variação de ordem de grandeza de Do

O coeficiente de autodifusão para este sistema, estimado em Fontes (1997), é 8.10^{-9} m^2/s. Chen e Newman (1988) descrevem um sistema de polimerização de estireno no qual o coeficiente de difusão foi calculado em 10^{-9}. A relevância de uma expressão que relacione *Do* com a temperatura pode ser avaliada observando a influência da ordem de grandeza de *Do* sobre os resultados de simulação. Analisando os resultados da Tabela 2 e Figura 5, observa-se a pouca influência do valor de *Do*.

Tabela 2: Influência de Do na conversão. Modelo 2. Submodelo 2. Temperatura do banho:140ºC

Do (m^2/s)	Faixa de Conversões
10^{-15}	0,630 a 0,730
10^{-9}	0,640 a 0,730
10^{-5}	0,640 a 0,730
10^{-4}	0,590 a 0,625

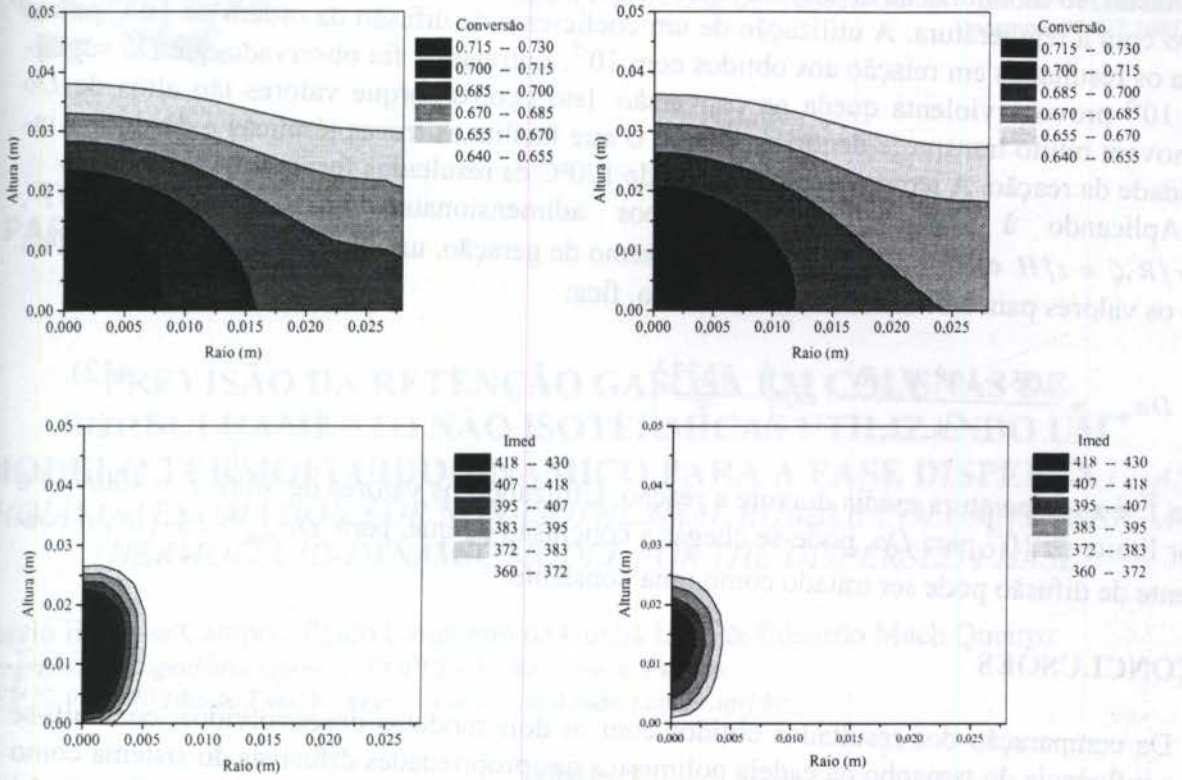


Figura 4: Perfis de conversão e imed gerados com ML. Temperatura do banho:140ºC. Tempo de reação: 2h. Submodelo 2. Modelos 1 (esquerda) e 2 (direita).

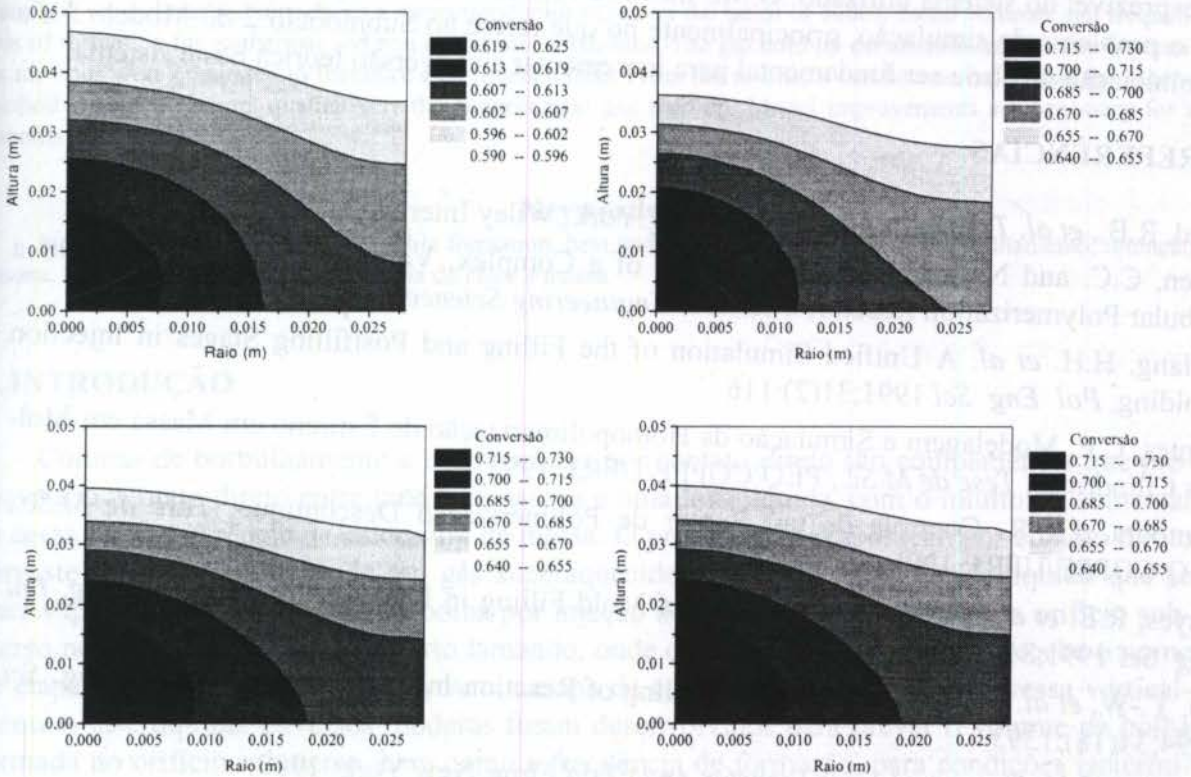


Figura 5: Perfil de conversão gerado com ML. Temperatura do banho:140ºC. Tempo de reação: 2h. Submodelo 2. Modelo 2. $Do = 10^{-4}$ m^2/s (esquerda, acima), $Do = 10^{-5}$ m^2/s (direita, acima), $Do = 10^{-9}$ m^2/s (esquerda, abaixo) e $Do = 10^{-15}$ m^2/s (direita, abaixo).

Assim, se os valores da difusividade forem menores que 10^{-5}, é desnecessária uma relação de *Do* com a temperatura. A utilização de um coeficiente de difusão da ordem de 10^{-15} pouco altera os resultados em relação aos obtidos com 10^{-5}. Entretanto, foi observado que *Do* superior a 10^{-5} provoca violenta queda na conversão. Isto ocorre porque valores tão altos de *Do* promovem muito transporte dentro do reator, o que facilita as trocas térmicas e diminui a intensidade da reação. A temperatura de banho de 120ºC os resultados foram análogos.

Aplicando à Equação (8) os grupos adimensionais: $M^* = M/M_0$, $\theta = T/\overline{T}$, $\xi = r/R$, $\zeta = z/H$ e $\tau = t \cdot D_0/R^2$, surge, no termo de geração, um número de Damköhler que, com os valores para a constante de propagação, fica:

$$Da_{mon} = \frac{1{,}051 \cdot 10^4 \, M_o \cdot R^2}{D_o} \cdot exp\left(-\frac{3577}{\overline{T}}\right) \qquad (12)$$

onde $\overline{T}$ é a temperatura média durante a reação. Utilizando os valores de *Mo* e $\overline{T} = 460K$, e o valor limite de 10^{-5} para *Do*, pode-se chegar à conclusão de que, para $Da_{mon} \geq 1{,}5 \cdot 10^5$, o coeficiente de difusão pode ser tratado como uma constante.

5. CONCLUSÕES

Da comparação dos resultados obtidos com os dois modelos desenvolvidos, concluiu-se que a influência do tamanho da cadeia polimérica nas propriedades difusivas do sistema como um todo é desprezível. Mesmo para valores quase nulos do coeficiente de difusão *Do*, não há variações consideráveis dos resultados das simulações, o que sugere firmemente que a difusão é desprezível no sistema utilizado. O ML mostrou-se mais eficiente que o MDTSS para resolver o problema de simulação, principalmente no que refere ao Submodelo 2 do Modelo 2 e a autoiniciação mostrou ser fundamental para incrementar a conversão teórica neste sistema.

6. REFERÊNCIAS

Bird, R.B., *et al. Transport Phenomena*. New York: Wiley International, 1960;

Chen, C.C. and Nauman, E.B. Verification of a Complex, Variable Viscosity Model for a Tubular Polymerization Reactor, *Chemical Engineering Science* 1989;44(1):179-88.

Chiang, H.H. *et al.* A Unified Simulation of the Filling and Postfilling Stages in Injection Molding, *Pol Eng Sci* 1991;31(2):116

Fontes, C.E. Modelagem e Simulação da Homopolimerização de Estireno em Massa em Moldes Cilíndricos, *Tese de M.Sc.*, PEQ/COPPE/UFRJ; 1997

Fontoura, J.M.R. Controle de um Reator de Polimerização Descontínuo, *Tese de M.Sc.*, PEQ/COPPE/UFRJ; 1996

Hayes, R.E. *et al.* Numerical Simulation of Mold Filling in Reaction Injection Molding, *Pol Eng Sci* 1991;31(11):842

Lo, Y.-W. *et al.* Three-Dimensional Modeling of Reaction Injection Molding I, *Pol Eng Sci* 1994;34(18):1393

Patankar, S.V. *Numerical Heat Transfer And Fluid Flow*. New York: 1980;

Petzold, L.R. *Dassl Code*, Version 1989 [computer program]. 1989.

Schneider, G.E., Zedan, M. A Modified Strongly Implicit Procedure for Numerical Solution of Field Problems, *Numerical Heat Transfer* 1981;(4):1-19.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1116

PREVISÃO DA RETENÇÃO GASOSA EM COLUNAS DE BORBULHAMENTO NÃO ISOTÉRMICAS UTILIZANDO UM MODELO TERMOFLUIDODINÂMICO PARA A FASE DISPERSA / *GAS HOLD-UP ESTIMATION FOR NON-ISOTHERMAL BUBBLE COLUMNS USING A THERMOFLUID-DYNAMIC MODEL FOR THE DISPERSED PHASE*

Flavio Barboza Campos, Paulo Laranjeira da Cunha Lage & Eduardo Mach Queiroz
Programa de Engenharia Química, COPPE - UFRJ - Ilha do Fundão
CEP 21.945-970 Ilha do Fundão, Brasil - e-mail: paulo@peq.coppe.ufrj.br

Abstract

Two methods are analysed to extend the applicability of isothermal gas hold-up correlations to non-isothermal conditions using a thermofluid-dynamic model for the bubble formation. The first method is based only on correction of the gas properties and gas superficial velocity to the conditions at the end of bubble formation. The second method introduces a correction factor based on the ratios of bubble mean volumes and frequencies of formation for isothermal and non-isothermal conditions. The gas hold-up estimates using the two correction methods were compared to literature experimental data. From the results, it can be concluded that the second method is able to predict qualitatively the experimental gas hold-up. Model improvements are necessary for a quantitative agreement.

Keywords

bubble columns, gas hold-up, bubble formation, heat and mass transfer, coluna de borbulhamento, retenção gasosa, formação de bolhas, transferência de calor e massa

1. INTRODUÇÃO

Colunas de borbulhamento e evaporadores por contato direto são equipamentos que promovem o contato direto entre uma fase gasosa e uma fase líquida, com o intuito de aumentar as taxas de transferência de calor e/ou de massa. O processo de evaporação por contato direto consiste no borbulhamento de um gás superaquecido em uma coluna de um líquido que se quer vaporizar. O crescimento da bolha por injeção de gás quente através de um orifício submerso no líquido até atingir um certo tamanho, onde ocorre o desprendimento, recebe o nome de etapa de formação. Em seguida vem a etapa de ascensão onde a bolha atravessa verticalmente a fase líquida. Diversos modelos foram desenvolvidos para prever o volume da bolha formada no orifício submerso, bem como a freqüência de formação, para condições isotérmicas (Davidson e Schüler, 1960, Ramakrishnan *et al.*, 1969, Wraith 1971, Gaddis e Vogelpohl, 1986). Recentemente, Campos (1997) desenvolveu um primeiro modelo que permite determinar o diâmetro e a freqüência de formação de bolhas em condições não isotérmicas.

A retenção gasosa é definida como a fração volumétrica de gás na fase líquida da coluna de borbulhamento, sendo um dos parâmetros mais importantes para o estudo do comportamento hidrodinâmico dos sistemas de borbulhamento. Este parâmetro permite, em conjunto com o diâmetro médio das bolhas, a determinação da área interfacial, de fundamental importância no cálculo das taxas de transferência de calor e massa entre as fases dispersa (gás borbulhado) e contínua (coluna de líquido). Segundo Shah (1982), a retenção gasosa na maioria das vezes depende da velocidade superficial do gás, e é, geralmente, muito sensível às propriedades físicas da fase líquida.

Das diversas correlações existentes na literatura para a previsão da retenção gasosa em colunas de borbulhamento isotérmicas operando a pressão atmosférica com líquidos pouco viscosos, as correlações desenvolvidas por Hikita *et al.* (1980) e por Akita e Yoshida (1974) são consideradas as mais adequadas, com erro médio de 11% (Deckwer e Schumpe, 1993). Entretanto, tais correlações não se aplicam às condições não isotérmicas existentes nos evaporadores por contato direto, como constatado por Queiroz (1990), que, ao trabalhar com um sistema de evaporação por contato direto, registrou diferenças superiores a 100% no valor da retenção gasosa entre os seus dados experimentais e as previsões de correlações isotérmicas.

Este trabalho propõe uma metodologia para a extensão das correlações de retenção gasosa em condições isotérmicas para condições não isotérmicas, através da introdução de um fator de correção. Este fator é calculado através de um modelo de vaporização de bolhas superaquecidas que inclua a transferência de calor e massa durante as etapas de formação e ascensão de uma bolha individual. Neste trabalho, um modelo desenvolvido por Campos (1997) é utilizado para este fim.

2. CORRELAÇÕES ISOTÉRMICAS

Como reporta Shah et. al. (1982), existe um grande número de correlações propostas na literatura para o cálculo da retenção gasosa. No entanto, há consideráveis discrepâncias entre os valores preditos para a retenção gasosa pelas diversas correlações, o que inviabiliza a utilização de uma única correlação com fins preditivos. Estas discrepâncias originam-se, basicamente, da extrema sensibilidade da retenção gasosa à composição das fases em contato. A simples avaliação das propriedades físicas tais como densidade, viscosidade e tensão superficial não são o suficiente para explicar os desvios observados.

Dentre as diversas correlações baseadas em dados experimentais (Akita e Yoshida, 1974, Hikita *et al.*, 1980, Bach e Pilhofer, 1978, Mersmann, 1978), as correlações consideradas mais precisas (Deckwer e Schumpe, 1993), e portanto, mais utilizadas, são as de Akita e Yoshida (1974) e de Hikita *et al.* (1980). Estas serão as correlações para a retenção gasosa em sistemas isotérmicos consideradas neste trabalho, que são apresentadas, resumidamente, abaixo.

A correlação desenvolvida por Akita e Yoshida (1974) é representada pela equação

$$\frac{\varepsilon}{(1-\varepsilon)^4} = \mathbf{C} \cdot \left(\frac{gD_C^{\,2}\rho_L}{\sigma} \right)^{\frac{1}{8}} \cdot \left(\frac{gD_C^{\,3}}{\nu_L^{\,2}} \right)^{\frac{1}{12}} \cdot \left(\frac{U_G}{\sqrt{gD_C}} \right) \qquad (1)$$

onde ε é a retenção gasosa do sistema em estudo, a constante **C** tem valor 0,2 para líquidos puros e soluções não eletrolíticas, e valor 0,25 para soluções eletrolíticas, g é a aceleração da gravidade, D_C representa o diâmetro da coluna de borbulhamento, ρ_L é a densidade da fase líquida, σ é a tensão superficial do par em estudo, ν_L é a viscosidade cinemática da fase líquida e U_G representa a velocidade superficial da fase gasosa, calculada por:

$$U_G = \frac{Q_{t_i}}{A_C} \tag{2}$$

Onde $A_C = \pi (D_C/2)^2$ representa a área da seção transversal do borbulhador e Q_{t_i} é a vazão volumétrica total da fase gasosa injetada na fase líquida.

Hikita *et al.* (1980) obtiveram a seguinte correlação para o cálculo da retenção gasosa

$$\varepsilon = 0{,}672 \cdot \mathbf{C} \cdot \left(\frac{U_G \mu_L}{\sigma}\right)^{0{,}578} \cdot \left(\frac{\mu_L^4 g}{\rho_L \sigma^3}\right)^{-0{,}131} \cdot \left(\frac{\rho_L}{\rho_G}\right)^{0{,}062} \cdot \left(\frac{\mu_G}{\mu_L}\right)^{0{,}107} \tag{3}$$

onde o fator **C** assume valor 1 para soluções não eletrolíticas, ρ_G representa a densidade da fase gasosa, e μ_L e μ_G são respectivamente a viscosidade da fase líquida e gasosa. Vale ressaltar que a correlação de Hikita *et al.* (1980) não despreza a influência da fase dispersa, pois considera as propriedades físicas do gás borbulhado.

3. CORREÇÃO PARA SISTEMAS NÃO ISOTÉRMICOS

A fim de estender as correlações isotérmicas para o cálculo da retenção gasosa a sistemas não isotérmicos, foram propostos dois métodos de correção. No primeiro, admite-se que a redução no valor da retenção gasosa em um sistema não isotérmico esteja associada às alterações de temperatura e da concentração de vapor do gás de borbulhamento, devido às trocas que ocorrem ao longo do processo de formação da bolha. Neste caso, as correlações serão utilizadas com as propriedades físicas e velocidade superficial do gás avaliadas nas condições existentes ao final da etapa de formação de uma bolha. Esta é a abordagem mais simplista do problema.

Já no segundo método de correção, admite-se que a contração da bolha durante a sua formação e ascensão, predita por um modelo desenvolvido por Campos (1997), deve explicar a redução na retenção gasosa observada por Queiroz (1990). Esta redução é resultado do aumento de densidade, devido a queda de temperatura interna pelas perdas térmicas para o processo de evaporação e para a fase líquida, muito embora a quantidade de massa aumente pela entrada de água vaporizada. Além disso, o tempo de formação sob condições não isotérmicas é diferente do tempo de formação isotérmico, o que altera a freqüência de bolhas por orifício e a própria retenção gasosa.

Os métodos de correção descritos acima serão aqui implementados através da utilização de um modelo termofluidodinâmico desenvolvido por Campos (1997) para o estudo da transferência simultânea de calor e massa durante a formação e ascensão de bolhas superaquecidas, que considera as propriedades físicas da fase dispersa e o raio da bolha como variáveis, mas despreza a dinâmica da bolha. As condições do gás borbulhado ao final do processo de formação da bolha serão obtidas através da integração dos perfis radiais de temperatura e concentração gerados pelo modelo termofluidodinâmico. A redução média do volume da bolha borbulhada será calculada através da integração temporal do comportamento transitório do raio adimensional, obtido do modelo termofluidodinâmico.

3.1. Cálculo dos Valores Médios das Propriedades Físicas do Gás

Como explicitado acima, é necessário calcular os valores médios da temperatura e da concentração de vapor d'água no interior de uma bolha ao final de sua formação, através de

integração dos perfis no volume da bolha.

Em condições de simetria esférica, considere a propriedade $\psi = \psi(r,t)$, tal que o seu valor médio no volume de uma bolha esférica, é dado por

$$\overline{\psi} = \frac{3}{\left[R(t_f)\right]^3} \int_0^{R(t_f)} \psi(r,t_f)\, r^2 dr \qquad (4)$$

onde R é o raio da bolha ao final da etapa de formação, r é a coordenada radial e t_f representa o tempo necessário ao desprendimento da bolha.

Uma vez que as variáveis definidas por Campos (1997) na adimensionalização do modelo termofluidodinâmico são: $\tau = \alpha_{ref} t / R_{ref}^2$ (tempo adimensional), $\eta = r/R(t)$ (coordenada radial adimensional) e $\beta = R(t)/R_{ref}$ (raio da bolha adimensional), pode-se escrever:

$$\overline{\psi} = 3\int_0^1 \psi(\eta,\tau_f)\eta^2\, d\eta \qquad (5)$$

onde α_{ref} é a difusividade térmica de referência avaliada à temperatura de injeção do gás quente e R_{ref} representa o raio de referência tomado como o raio ao final da etapa de formação segundo o modelo de Davidson e Schüler (1960).

Como o modelo termofluidodinâmico de Campos (1997) utiliza a técnica dos volumes finitos, a integral da Equação (5) reduz-se à integração dentro de cada volume finito, no qual a propriedade assume o valor característico calculado numericamente. Assim, tem-se que:

$$\overline{\psi} = 3\cdot\left(\psi(\eta_1,\tau_f)\int_0^{\eta_2} \eta^2\, d\eta + \cdots + \psi(\eta_{2i-1},\tau_f)\int_{\eta_{2i-2}}^{\eta_{2i}} \eta^2\, d\eta + \cdots + \psi(\eta_{2N-1},\tau_f)\int_{\eta_{2N-2}}^{1} \eta^2\, d\eta \right) \qquad (6)$$

onde as integrações indicadas são determinadas analiticamente, N é o número de volumes de controles utilizados na malha de discretização e ψ pode representar a fração mássica de água na fase gasosa, Y_1, ou a temperatura adimensional da fase gasosa, $\theta = (T - T_0)/(T_{ref} - T_0)$, e onde T_0 é a temperatura de injeção do gás quente e T_{ref} é qualquer temperatura de referência, exceto T_0.

Os valores médios de temperatura e fração mássica ao final da etapa de formação serão utilizados para avaliar as propriedades da fase dispersa e corrigir o valor da velocidade superficial do gás.

3.2. Cálculo do Fator de Correção pela Redução de Volume da Bolha no Processo

Por definição, sendo V_L o volume da fase líquida e V_g o volume ocupado pela fase gasosa, a retenção gasosa é definida por

$$\varepsilon = V_g / \left(V_g + V_L\right) \qquad (7)$$

Como V_L pode ser considerado constante, podemos escrever que

$$\frac{V_g}{V_L} = \frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} \tag{8}$$

Por outro lado, o volume da fase gasosa pode ser calculado multiplicando-se o volume médio de uma bolha no processo, $\overline{V}$, pelo número de bolhas existentes, N_b, a qual é um produto da freqüência de borbulhamento por orifício, f, pelo número de orifícios, N_o, e pelo tempo de residência médio da bolha na coluna de borbulhamento, t_r. Assim, tem-se:

$$V_g = \overline{V} f N_o t_r \tag{9}$$

O tempo de residência, por sua vez, depende da velocidade média de ascensão das bolhas dentro da coluna, enquanto que o volume médio de uma bolha depende do cubo de seu raio médio durante o processo de borbulhamento.

Podemos combinar as Equações (8) e (9) para obter a seguinte dependência funcional da retenção gasosa, que é válida para condições isotérmicas e não isotérmicas:

$$\frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} = \frac{1}{V_L} \overline{V} f N_o t_r \tag{10}$$

Aplicando a Equação (10) ao borbulhamento em condições isotérmicas e não isotérmicas e dividindo os dois resultados vem

$$\frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} = \frac{\overline{V} f t_r}{\left(\overline{V} f t_r\right)_{ref}} \left(\frac{\varepsilon}{1-\varepsilon}\right)_{ref} \tag{11}$$

onde ref indica as condições de borbulhamento sem transferência de calor e massa.

Considerando que o modelo de Campos (1997) aqui citado não avalia a dinâmica da bolha ao longo de sua ascensão, e como existe um limite para a velocidade de ascensão de bolhas grandes, pode-se considerar os tempos de residência iguais nas duas condições (isotérmica e não isotérmica). Além disso, no processo sem transferência de calor e massa, se a diferença de pressão hidrostática for desprezada, o raio da bolha ao final da etapa de formação permanece inalterado ao longo da ascensão da bolha na coluna líquida. Neste caso, a Equação (11) pode ser escrita na forma:

$$\frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} = \overline{\beta}^3 \frac{f}{f_{ref}} \frac{\varepsilon_{ref}}{1-\varepsilon_{ref}} \tag{12}$$

onde o valor médio do raio adimensional da bolha ao longo do processo é calculado por

$$\overline{\beta} = \frac{1}{H} \int_0^H \beta(z)\, dz \tag{13}$$

onde H é a altura de submergência e z representa a posição vertical do centro de massa da bolha com o tempo. Em termos das variáveis adimensionais $\zeta = z/R_{ref}$ e $\hbar = H/R_{ref}$, pode-se escrever que

$$\overline{\beta} = \frac{1}{\hbar}\int_0^{\hbar} \beta(\zeta)\, d\zeta \qquad (14)$$

A integração da Equação (14) é realizada ao longo da simulação utilizando-se a quadratura trapezoidal no modelo de Campos (1997), que não leva em conta a dinâmica da bolha.

4. ANÁLISE DE RESULTADOS

Queiroz (1990) apresenta vários experimentos de evaporação por contato direto nos quais as condições de borbulhamento foram mantidas aproximadamente constantes. Devido à estreita faixa de variação dos parâmetros destes dados experimentais e à inexistência de informações na literatura pesquisada sobre outros dados experimentais para a evaporação por contato direto, nossa análise fica restrita ao caso que caracteriza os experimentos de Queiroz (1990). Queiroz (1990) utiliza duas temperaturas de injeção do gás: $T_I = \overline{T}_{gb}$ e $T_I = T_{rg}$, onde $\overline{T}_{gb}$ é a temperatura média estimada para o gás borbulhado e T_{rg} é a temperatura real do gás, medida por um termopar situado a aproximadamente 1,5 m do bico combustor e a 80 cm do sistema de borbulhamento.

Tabela 1: Condições experimentais do evaporador e da fase gasosa.

T_{liq} (K)	350
Y_I (%)	7,59
T_{rg} (K)	1066
$\overline{T}_{gb}$ (K)	742
Q_{t_I} (m^3/seg)	$1{,}42 \cdot 10^{-2}$
Q_I (m^3/seg)	$4{,}92 \cdot 10^{-5}$
N_o	288
D_C (m)	0,57
H (m)	0,096

Deve-se notar que $\overline{T}_{gb}$ é uma temperatura corrigida, que surge após um balanço de energia onde são consideradas as perdas térmicas para o ambiente pela parede do tubo de admissão de gás e ao erro de leitura causado pela emissividade do elemento sensor. Entretanto, nos cálculos de correção desta temperatura, propriedades radiantes foram estimadas para o termopar, o que pode alterar bastante o valor de correção. Assim, as duas temperaturas de borbulhamento serão utilizadas nos métodos de correção da previsão da retenção gasosa.

Na Tabela 1, além das temperaturas acima citadas, se encontram os valores de T_{liq}, que é a temperatura da fase líquida, de Q_I, que é a vazão volumétrica de gás no orifício, além dos valores de outras variáveis definidas anteriormente. Nas condições descritas, pode-se ver uma sensível redução de 1066 K para 742 K na temperatura do gás borbulhado, na consideração das perdas térmicas e do erro na leitura.

O modelo termofluidodinâmico foi utilizado para simular a transferência de calor e massa em uma bolha de gás borbulhada nas condições descritas na Tabela 1. A partir dos resultados simulados, as médias volumétricas da temperatura e da fração mássica, ao final da etapa de formação, e o raio adimensional médio foram calculados e se encontram na Tabela 2. Analisando os dados da Tabela 2, vemos que o aumento de temperatura do gás borbulhado leva à uma maior fração média de vapor d'água ao final da etapa de formação, resultado do aumento na vapori-

Tabela 2: Valores médios obtidos do modelo termofluidodinâmico.

	$\overline{T}_{gb}$ = 742 K	T_{rg} = 1066 K
$\overline{T}$ (K)	566	723
$\overline{Y}_I$ (%)	30,7	35,0
f/f_{ref}	1,27	0,923
$\overline{\beta}$	0,876	0,799

zação sobre a superfície devido à maior carga térmica térmica disponível. Nas duas temperaturas analisadas, a bolha se desprende com o mesmo volume, isto porque, no modelo desenvolvido por Campos (1997), o desprendimento ocorre quando a bolha atinge um volume igual ao dado pela correlação de Davidson e Schüler (1950), cujas duas variáveis de influência são a vazão volumétrica por orifício e o diâmetro do orifício. Portanto, a maior contração observada com o aumento da temperatura de 742 K para 1066 K deve-se ao aumento de densidade durante a etapa de ascensão, uma vez que a bolha se desprende com o mesmo volume nas duas temperaturas. Ainda da Tabela 2, pode-se verificar a razão entre as freqüências de formação de bolhas. Para a maior temperatura do gás, a redução do volume específico, provocada pela queda da temperatura interna da bolha, supera a entrada da água evaporada, levando a um maior tempo de formação, i. e., para a bolha atingir o volume de desprendimento e, portanto, a uma menor freqüência de formação. Já para a menor temperatura do gás, a redução de temperatura interna é menor e a entrada de massa vaporizada eleva mais rapidamente o volume até o valor de desprendimento, originando um menor tempo e uma maior freqüência de formação.

Tabela 3: Comparação das predições da retenção gasosa com o valor experimental.

Retenção Gasosa	Correlação			
	Akita e Yoshida		Hikita *et al.*	
	$\overline{T}_{gb}$	T_{rg}	$\overline{T}_{gb}$	T_{rg}
ε_{iso}	0,129	0,159	0,1213	0,148
$\varepsilon_{\overline{T}.\overline{Y}_i}$	0,105	0,121	0,098	0,112
$\varepsilon_{\overline{\beta}}$	0,110	0,070	0,094	0,065
ε_{exp}	0,03 ± 0,02			

A partir dos dados médios da Tabela 2, obteve-se os valores corrigidos para a retenção gasosa apresentados na Tabela 3 utilizando-se as correlações de Akita e Yoshida (1974), Equação (1), e Hikita *et al.* (1980), Equação (6), onde ε_{iso} é a retenção gasosa para sistemas isotérmicos, $\varepsilon_{\overline{T}.\overline{Y}_i}$ representa a retenção gasosa para sistemas não isotérmicos corrigida pelos valores médios de temperatura e fração mássica de vapor d'água. Já o valor da retenção gasosa corrigido pelo raio adimensional médio e pela razão entre as freqüências de borbulhamento é $\varepsilon_{\overline{\beta}}$ e ε_{exp} representa uma média dos valores de retenção gasosa experimentais obtidos por Queiroz (1990).

Como pode ser visto na Tabela 3, as correlações isotérmicas falham ao tentar predizer a retenção gasosa em um sistema de borbulhamento. A correção pela temperatura e fração mássica médias no volume ao final da etapa de formação leva a valores mais baixos para a retenção gasosa, mas ainda muito mais altos que o resultado experimental. Além disso, a retenção gasosa é, basicamente, afetada pela correção da vazão volumétrica, ou seja, pela alteração no valor da velocidade superficial do gás.

Já a correção efetuada com base na redução de volume da bolha e na alteração da freqüência de borbulhamento, mostra uma maior redução do valor da retenção gasosa, principalmente utilizando a temperatura não corrigida do gás. A concordância com o dado experimental ainda é precária, mas fica claro que os efeitos de transferência de calor e massa sobre o volume e freqüência de formação das bolhas devem ser os responsáveis pelos baixíssimos valores de retenção gasosa medidos em sistemas não isotérmicos. Deve-se notar que a contração da bolha predita pelo modelo termofluidodinâmico se baseia na utilização do valor mínimo limite de 2 do número de Nusselt para a transferência de calor para a fase líquida durante a formação e a correlação de Whitaker (Holman,1963), durante a ascensão. Tal procedimento é adequado para bolhas isoladas, mas não o é para sistemas de borbulhamento.

5. CONCLUSÕES

Apesar da escassez de dados experimentais de retenção gasosa em sistemas de borbulhamento não isotérmicos, pode-se concluir que a discrepância entre os dados experimentais e os obtidos por correlações isotérmicas pode ser explicada pela redução de volume da bolha e da alteração da sua freqüência de formação no orifício. Deve-se ressaltar que o critério de desprendimento adotado não leva em conta a influência da transferência de calor e massa na previsão do volume ao final da etapa de formação. Para uma predição da retenção gasosa mais acurada, é necessário incorporar a dinâmica da bolha ao modelo termofluidodinâmico e utilizar uma correlação para coeficiente de transferência de calor externo à bolha mais adequada a um processo de borbulhamento (Calderbank e Moo-Young, 1961).

Agradecimentos: Os autores agradecem o apoio dado pelo CNPq (processo n° 523268/96-3).

6. REFERÊNCIAS

AKITA, K. e YOSHIDA, F., Buble Interfacial Area and Liquid Phase Mass Transfer Coefficient in Bubble Columns, *Ind. Eng. Chem. Proc. Des. Dev.*, vol. 13, n. 1, pp. 84, 1974.

BACH, H. F. e PILHOFER, T., Variation of Gas Hold-up in Bubble Columns with Physical Properties of Liquids and Operating Parameters of Columns, *Germ. Chem. Eng.*, vol. 1, pp. 270, 1978.

CALDERBANK, P. H. e MOO-YOUNG, M. B., The Continuous Phase Heat and Mass Transfer Properties of Dispersions, *Chem. Eng. Sci.*, vol. 16, pp. 39-54, 1961.

CAMPOS, F. B., *Problema de Contono Livre na Transferência Simultânea de Calor e Massa na Formação e Ascensão de Bolhas Superaquecidas*, Tese de M. Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 1997.

DAVIDSON, J. F. e SCHÜLER, B. O. G., Bubbles formation at an orifice in a viscous liquid, *Trans. Instn. Chem. Engrs.*, vol. 38, pp. 144-154, 1960.

DECKWER, W.-D. e SCHUMPE, A., "Improved Tools for Bubble Column Reactor Design and Scale-up", Chem. Eng. Science, vol. 48, pp. 889-911, 1993.

CAMPOS, F. B. e LAGE, P. L. C., Problema de Contorno Livre na Transferência Simultânea de Calor e Massa em Bolhas Superaquecidas, *Anais do XXIV Congresso Brasileiro de Sistemas Particulados*, Uberlândia-MG,1996.

HIKITA, H., ASAI, S., TANIGAWA, K., SEGAWA, K., KITAO, M., Gas Hold up in Bubbles Columns, *Chem. Eng. Journal*, vol. 20, pp. 59, 1980.

HOLMAN, J.P. *Transferência de calor*, McGraw-Hill, São Paulo, 1983.

MERSMANN, A., Design and Scale up of Bublle and Spray Columns, *Ger. Chem. Eng.*, vol. 1, pp. 1, 1978.

QUEIROZ, E. M., *Transferência simultânea de calor e massa em processos de borbulhamento*, Tese de D. Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 1990.

SHAH, Y. T., KELKAR, B. G., GODBOLE, S. P., DECKWER, W. D., Design Parameters Estimations for Bubble Column Reactors, *AIChE Journal*, vol. 28, n. 3, pp. 353-379, 1982.

UNESP COBEM 97

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1117

TRANSFERÊNCIA SIMULTÂNEA DE CALOR E MASSA NA FORMAÇÃO E ASCENSÃO DE BOLHAS SUPERAQUECIDAS / *SIMULTANEOUS HEAT AND MASS TRANSFER DURING THE FORMATION AND ASCENSION OF SUPERHEATED BUBBLES*

Flavio Barboza Campos e Paulo Laranjeira da Cunha Lage
Programa de Engenharia Química, COPPE - UFRJ - Ilha do Fundão
CEP 21.945-970, C.P. 68502, Ilha do Fundão, Brasil - e-mail: paulo@peq.coppe.ufrj.br

Abstract

A thermofluid dynamic model was developed to study the heat and mass transfer during the stages of formation and ascension of superheated bubbles in a liquid column. The gas phase physical properties and the bubble radius vary along the process, which makes this a free boundary problem. The model consists of the total mass, energy and chemical species conservation equations applied to a spherical bubble with radial symmetry, with gas injection at the bubble center during bubble formation, whose end is predicted using the final formation volume given by the classical Davidson and Schüler correlation. The internal radial convective flux and the interdiffusion term in the energy conservation equation were considered in the analysis. The model is solved numerically by the method of lines using finite volume discretization. The results obtained are analyzed and compared to a previously developed model restricted to the bubble ascension stage.

Keywords

Contorno livre, bolha superaquecida, evaporação, contato direto / *Free boundary, superheated bubbles, evaporation, direct contact.*

1. INTRODUÇÃO

Na engenharia química, vários são os equipamentos que promovem o contato direto entre duas fases. Quando estas fases são constituídas por um gás e um líquido, o contato é normalmente promovido por borbulhamento ou gotejamento da fase dispersa no interior da fase contínua. Os equipamentos mais conhecidos que operam seguindo este princípio são: aeradores, colunas de destilação, adsorção e esgotamento, torre de lavagem, extratores, reatores heterogêneos, recuperadores de calor e evaporadores por contato direto. O processo de evaporação por contato direto é simples, e consiste, basicamente, no borbulhamento de um gás superaquecido (fase dispersa) em uma coluna de líquido (fase contínua). Durante a passagem das bolhas existe um fluxo natural de energia do interior da bolha para a sua superfície, onde parte da energia é utilizada na vaporização do líquido, gerando um fluxo mássico de vapor para o interior da bolha. O resto da energia disponível tem como destino aquecer o líquido.

O processo tem início com o crescimento da bolha por injeção de gás quente através de um orifício submerso no líquido. O aumento de volume da bolha, presa ao orifício, até atingir um certo tamanho onde ocorre o desprendimento recebe o nome de etapa de formação. Segue-

3180

se então, a etapa de ascensão onde a bolha está livre para atravessar a fase contínua em direção ao topo da coluna líquida. Davidson e Schüler (1960) e Gaddis e Vogelpohl (1986), entre outros, propuseram modelos para prever o volume final da bolha e o tempo da etapa de formação, na ausência de transferência de calor e massa.

A necessidade de se estudar a transferência de calor e massa em uma única bolha superaquecida surge, naturalmente, na modelagem de evaporadores por contato direto, onde devem ser conhecidos por bolha: a massa evaporada, o tempo de residência, a freqüência de formação e o volume. Tal seqüência pode ser observada em Queiroz e Hackenberg (1990), onde um modelo termofluidodinâmico foi formulado e acoplado ao simulador de evaporadores de contato direto desenvolvido por Lage e Hackenberg (1990). Os resultados da simulação foram comparados com dados experimentais coletados de uma unidade piloto com concordância apenas razoável.

Existem vários trabalhos analisando separadamente as etapas de formação e ascensão. Devido à complexidade do fenômeno, a maioria destes trabalhos é de natureza experimental, sendo os poucos modelos matemáticos propostos extremamente simplificados. A modelagem da vaporização em bolhas superaquecidas é, usualmente, constituída pela aplicação das equações de conservação à bolhas esféricas estagnadas (transporte puramente difusivo) com simetria radial. Os modelos assumem a fase gasosa como sendo ideal e com propriedades físicas constantes, diferindo entre si nas simplificações e hipóteses adotadas. Apesar dos estudos na área de borbulhamento apontarem para a importância quantitativa da etapa de formação (Schmidt, 1977), devido às dificuldades existentes para o seu equacionamento, as primeiras análises na área de evaporação por contato direto (Hackenberg e Andrade, 1975 e 1988, Queiroz e Hackenberg, 1990) desprezaram a etapa de formação e consideram a bolha instantaneamente formada.

Pinto e Hackenberg (1994) aplicaram o modelo de Queiroz e Hackenberg (1990) a uma bolha superaquecida durante a sua etapa de formação, utilizando um raio médio e obtendo uma solução analítica aproximada válida para tempos rápidos. Mezavilla e Hackenberg (1996) propuseram o primeiro modelo ligando as etapas de formação e de ascensão. Assumindo um problema de fronteira móvel, uma solução aproximada restrita à etapa de formação foi obtida. Recentemente, Campos e Lage (1996) desenvolveram um modelo numérico com propriedades físicas e raio da bolha variáveis, restrito a etapa de ascensão.

O objetivo deste trabalho é aperfeiçoar o modelo termofluidodinâmico desenvolvido por Campos e Lage (1996), incluindo agora os efeitos da injeção de gás na bolha em formação. O final da etapa de formação é previsto através do modelo de Davidson e Schüler (1960), utilizando o volume final previsto como critério de desprendimento. O transiente de aceleração da bolha é desprezado durante a sua ascensão, de forma que ela está sempre ascendendo na sua velocidade terminal. O modelo foi utilizado para analisar os efeitos das aproximações usadas nos modelos anteriores sobre o volume e a massa evaporada. Além disso, é realizado um confronto teórico com o modelo de Campos e Lage (1996), restrito à etapa de ascensão.

2. MODELO TERMOFLUIDODINÂMICO

O modelo desenvolvido por Campos e Lage (1996) assume as hipóteses de ausência de recirculação interna, gás ideal, mistura binária, processo isobárico, forças de campo iguais para todas as espécies químicas e simetria radial aplicadas às equações de conservação de massa e de energia e à equação da continuidade como descritas por Kuo (1986), para descrever a fase gasosa no interior da bolha durante a etapa de ascensão.

A extensão do modelo à etapa de formação conta com a hipótese adicional de que a bolha esférica cresce radialmente como se existisse uma fonte localizada no seu centro emitindo gás

à vazão constante para o seu interior durante a etapa de formação. A inclusão deste termo de injeção é feita da seguinte maneira: seja V_I o volume finito do ponto de injeção no centro da bolha, compreendido por uma superfície de área S_I. Sendo a área superficial da bolha S, a inclusão do termo de injeção é feita através de um processo de limite, onde em uma primeira etapa as equações de conservação são integradas no volume V compreendido entre as áreas S_I e S, e só depois V_I é levado a zero, expressando, assim, a injeção de gás como uma fonte pontual no centro da bolha.

A forma da equação da continuidade e das equações de conservação de massa e energia para a bolha, válidas nas etapas de formação e ascensão são mostradas abaixo, onde Q_I representa a vazão volumétrica de gás injetado e o índice I indica propriedades avaliadas a temperatura e composição da corrente gasosa injetada.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{1}{r^2}\frac{\partial}{\partial r}\left(r^2 \rho v\right) - \rho_I Q_I \delta(r) = 0 \qquad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho Y_I\right) + \frac{1}{r^2}\frac{\partial}{\partial r}\left[r^2 \rho v Y_I + r^2 \rho D \frac{\partial Y_I}{\partial r}\right] - \rho_I Y_{I_i} Q_I \delta(r) = 0 \qquad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho CpT) + \frac{1}{r^2}\frac{\partial}{\partial r}\left[r^2\left(\rho v CpT - \lambda \frac{\partial T}{\partial r}\right)\right] - \left(\overline{Cp}_1^{\,0} - \overline{Cp}_2^{\,0}\right)\frac{1}{r^2}\frac{\partial}{\partial r}\left(r^2 T \rho D \frac{\partial Y_I}{\partial r}\right)$$
$$-\rho_I Q_I \delta(r) \sum_{i=1}^{2} Y_{i_I}\, \overline{Cp}_i^{\,0} T_I = 0 \qquad (3)$$

onde t representa o tempo, r é a posição radial no interior da bolha, v é a velocidade radial em relação a um referencial estacionário, T é a temperatura da fase dispersa, Y_i é a fração mássica do componente i na mistura gasosa, onde i = 1 indica o vapor d'água e i = 2 indica o gás injetado (ar, por exemplo), ρ é a densidade da fase dispersa, D é a sua difusividade mássica, λ a condutividade térmica, Cp representa o calor específico da fase dispersa e $\overline{Cp}_i^{\,0}$ é o calor específico médio do componente i puro.

As condições de contorno a que estão submetidas as Equações (1), (2) e (3), na superfície da bolha, onde se admite a existência de equilíbrio líquido-vapor, são (Campos e Lage, 1996):

$$-\dot{m}/4\pi R^2 = \rho_S\left(v_S - dR/dt\right) \text{ em } r = R(t) \qquad (4)$$

$$\rho_S D_S\left(\partial Y_I/\partial r\right)\Big|_{r=R(t)} = \left(\dot{m}/4\pi R^2\right)\left(1 - Y_{I_S}\right) \text{ em } r = R(t) \qquad (5)$$

$$-\lambda\left(\partial T/\partial r\right)\Big|_{r=R(t)} = \left(\dot{m}/4\pi R^2\right)\Delta H_I^{vap}(T_S) + h_{ext}(T_S - T_\infty) \text{ em } r = R(t) \qquad (6)$$

Os subscritos S e ∞ indicam, respectivamente, propriedades avaliadas na superfície e no líquido afastado da bolha, R representa o raio da bolha, $\dot{m}$ é a taxa de vaporização e ΔH_I^{vap} representa o calor latente de vaporização da água. No cálculo do coeficiente de transferência de calor externo, h_{ext}, foi considerada a ascensão de uma bolha isolada, utilizando-se, para a etapa de formação, o Nusselt limite de valor 2,0 e, para a etapa de ascensão, a expressão desenvolvida por Whitaker (Holman, 1963), avaliando-se a velocidade de ascensão da bolha, U_{asc}, pela correlação de Karamanev (1994).

O perfil interno de velocidade, válido nas etapa de formação e ascensão é dado pela integração da Equação (1):

$$v(r,t) = -1/r^2\rho(r,t)\int_0^r [\partial\rho(\xi,t)/\partial t]\xi^2\, d\xi + \rho_1 Q_1/4\pi r^2\rho(r,t) \qquad (7)$$

O último termo da Equação (7) representa a contribuição efetiva da injeção de gás no perfil de velocidade interno. O primeiro termo, mostra a influência da variação da densidade no perfil de velocidade.

Considerou-se que a etapa de formação termina quando a bolha atinge o volume final predito pelo modelo de formação de Davidson e Schüler (1960) com volume residual. Deve-se notar que qualquer outro modelo de formação pode ser empregado junto com o modelo termofluidodinâmico desenvolvido neste trabalho. Como a transferência de calor e massa durante a formação modifica a densidade do gás no interior da bolha, o tempo de formação obtido é diferente daquele predito pelo modelo de Davidson e Schüler (1960).

3. MODELO NUMÉRICO

A dificuldade originada do problema de fronteira livre foi sanada pela fixação do domínio de cálculo através de um processo de adimensionalização, definindo uma nova coordenada radial $\eta \doteq r/R(t)$, e um novo raio adimensional, $\beta \doteq R(t)/R_{ref}$, onde R_{ref} é o raio final da bolha dado pelo modelo de formação de Davidson e Schüler (1960).

A forma adimensional da equação da continuidade foi obtida a partir dos seguintes adimensionais: $\gamma \doteq \rho/\rho_{ref}$, $\tau \doteq \alpha_{ref} t/R_{ref}^2$, $\Gamma_1 \doteq \rho_1 Q_1/(4\pi R_{ref}\rho_{ref}\alpha_{ref})$, $\vartheta \doteq R_{ref} v/\alpha_{ref}$ e $\delta(\eta) \doteq R_{ref}^3\beta^3\delta(r)$, onde $\alpha_{ref} \doteq (\lambda/\rho Cp)_{ref}$. As propriedades física de referência, α_{ref}, λ_{ref}, ρ_{ref}, D_{ref} e Cp_{ref} são avaliados nas condições de injeção do gás. Além dos adimensionais já definidos, surgem, também, a difusividade adimensional $\psi \doteq D/D_{ref}$, o número de Lewis de referência $Le_{ref} \doteq \alpha_{ref}/D_{ref}$, a temperatura adimensional $\theta \doteq (T - T_0)/(T_{ref} - T_0)$, onde T_0 é a temperatura inicial da bolha e T_{ref} é qualquer temperatura de referência exceto T_0, o calor específico adimensional da mistura, $c \doteq Cp/Cp_{ref}$, e o calor específico médio adimensional do componente i puro, $c_i \doteq \overline{Cp_i}^0/Cp_{ref}$.

Na adimensionalização das condições de contorno, surgem três grupos adimensionais. O primeiro representa o ganho mássico devido a vaporização, $\Gamma_V \doteq \dot{m}/4\pi R_{ref}\rho_{ref}\alpha_{ref}$, enquanto que os outros dois são o número de Biot, $N_{Biot} \doteq h_{ext} R_{ref}/\lambda_{ref}$, e o número de transferência, $B \doteq Cp_{ref}(T_{ref} - T_0)/\Delta H_1^{vap}$.

Na discretização espacial das equações adimensionais de conservação de massa e energia que constituem o modelo, utilizou-se a técnica dos volumes finitos, associada ao método convectivo-difusivo de Patankar (Patankar, 1980). Para eliminar a descontinuidade existente no perfil de velocidade em r = 0 durante a etapa de formação, a malha da velocidade foi defasada da de temperatura e espécies químicas, o que assegurou também o cálculo da velocidade sobre a superfície, importante dado na condição de contorno da equação da continuidade. A discretização espacial das Equações (2), (3), (5) e (6) gerou um sistema de equações diferenciais, que foi integrado no tempo, juntamente com as Equações (4) e (7), pela rotina DASSL (Petzold, 1989), realizando-se, assim, a solução através do método das linhas.

4. RESULTADOS

Tabela 1: Condições das simulações

Condição	T_0 (K)	T_{liq} (K)	Y_0 (%)	U_{asc} (cm/s)
1	323	323	7.97	24.64
2	900	323	1.96	24.64

A Tabela 1 apresenta as condições utilizadas nas simulações com o modelo termo-fluidodinâmico desenvolvido. Nas duas condições analisadas, assume-se o borbulhamento de gás em orifícios de 0,2 mm de diâmetro à vazão de 10^{-6} m^3/s por orifício, o que leva, através do modelo de Davidson e Schuler (1960), a um diâmetro da bolha no final da etapa de formação de 0,35 cm. As condições 1 foram utilizadas para verificar a consistência do modelo proposto, pois, neste caso, não há transferência de calor e massa, ou seja, não há variação no raio após o desprendimento e a massa de água evaporada é zero. O modelo comportou-se desta forma, como fisicamente esperado. Uma vez assegurada a consistência, seguiu-se a etapa de análise de convergência nas condições 2 da Tabela 1.

As Figuras 1 e 2 mostram o comportamento transiente da massa de água evaporada e do raio para diferentes malhas de discretização, permitindo verificar que a convergência foi obtida pelo aumento do número de volumes de controles. As curvas na Figura 2 são praticamente coincidentes. Uma malha ajustável, concentrando pontos perto da superfície, teve papel decisivo na convergência, além de reduzir a rigidez numérica nos instantes iniciais, que é causada pelos elevados gradientes térmicos que surgem junto à superfície devido à condição de equilíbrio líquido-vapor imposta ao modelo. Vale ressaltar que os bicos existentes nos gráficos de raio adimensional e massa de água evaporada representam o fim da etapa de formação, ou seja, o desprendimento da bolha.

Ainda nas condições 2 da Tabela 1, foi analisada a influência do termo de interdifusão e da aproximação de propriedades constantes. A contribuição do termo de interdifusão pode ser avaliada através da comparação das simulações sem e com a hipótese do calor específico dos componentes puros e da mistura terem o mesmo valor constante, já que, neste último caso, o termo é anulado. A partir das Figuras 3, 4 e 5, que mostram, respectivamente, o comportamento transiente do raio adimensional, da massa de água evaporada e do perfil de velocidade radial, pode-se observar que a contribuição deste termo é desprezível. Após o tempo mostrado nestas figuras, não há mais variação apreciável das variáveis envolvidas. Essa tendência foi confirmada em outras condições analisadas. Diferentemente, a aproximação de propriedades constantes, em especial a densidade, afeta significativamente os resultados. Com o auxílio das Figuras 3, 4 e 5, nota-se que, utilizando-se propriedades constantes, a bolha permanece menos

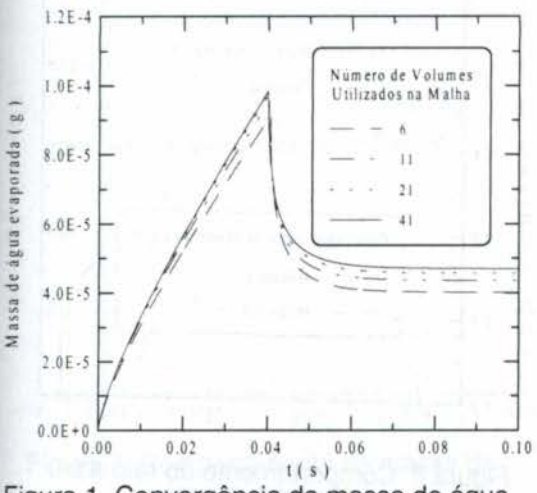


Figura 1. Convergência da massa de água evaporada.

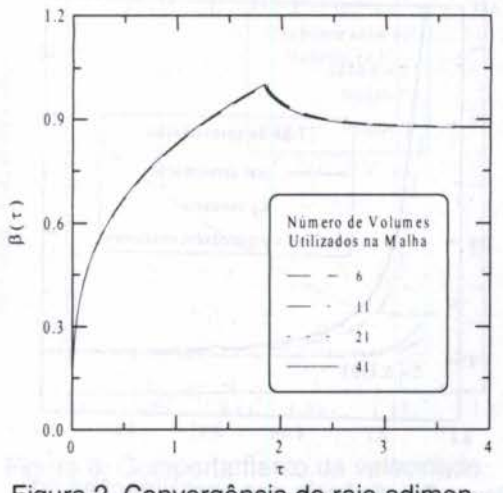


Figura 2. Convergência do raio adimensional.

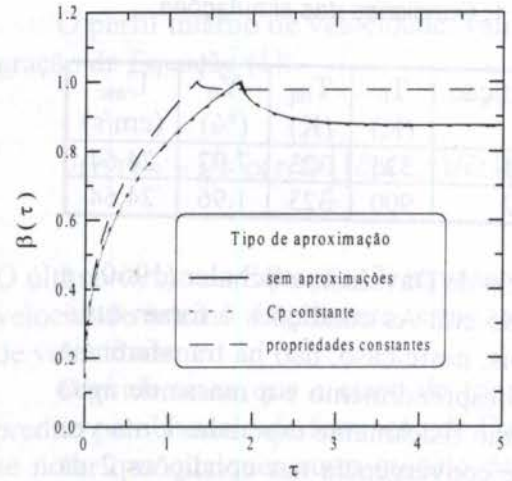


Figura 3. Influência das aproximações no raio adimensional.

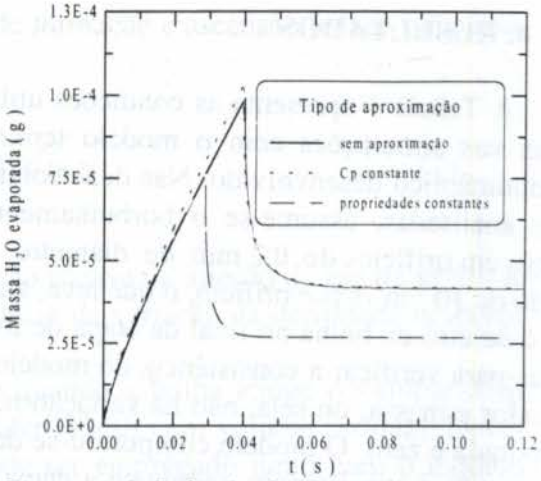


Figura 4. Influência das aproximações na massa de água evaporada.

tempo presa ao orifício, pois atinge mais rapidamente o volume de referência dado pelo modelo de formação de Davidson e Schüler (1960). Isto porque o aumento da densidade devido à queda interna de temperatura, percebido na forma de contração, não está presente. Para propriedades constantes, a ligeira queda observada no raio da bolha após o desprendimento (Figura 3) deve-se, única e exclusivamente, à retirada de água da bolha através da superfície pela condensação. Ainda, por ficar menos tempo presa ao orifício evaporando água durante a etapa de formação, a bolha atinge um menor grau de saturação ao final desta etapa, levando, após o desprendimento, a um menor valor de massa final de água evaporada (Figura 4). Com esta hipótese, ao final do processo, o volume da bolha e a massa de água evaporada são, respectivamente, 40% maior e 45% menor do que sem esta hipótese. Esta hipótese também implica em se desprezar o fluxo convectivo durante a etapa de ascensão, o que não é verdade, como mostra a Figura 5. Nesta figura, durante a etapa de formação, há uma redução de quase 50% no valor da velocidade radial perto do ponto de injeção quando se usa a hipótese de propriedades constantes, o que pode ser explicado pelo maior volume da bolha neste caso, o que leva a uma redução na velocidade radial em uma dada posição adimensional fixa (η fixo).

Serão comparados agora o modelo desenvolvido neste trabalho, chamado por conveniência de Modelo I, e o modelo de Campos e Lage (1996), restrito à etapa de ascensão, aqui batizado de Modelo II. O critério de julgamento adotado foi o da confiabilidade dos dados obtidos

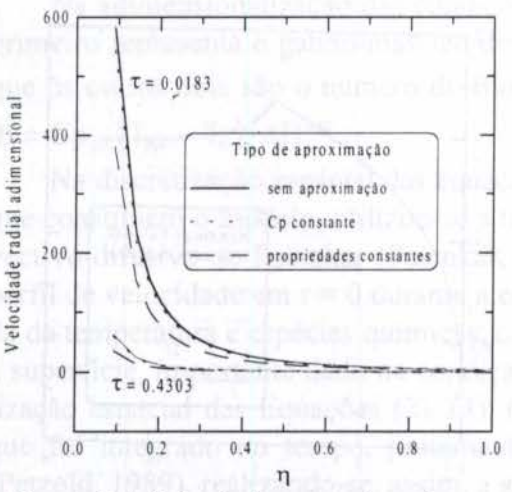


Figura 5. Influência das aproximações no perfil interno de velocidade adimensional.

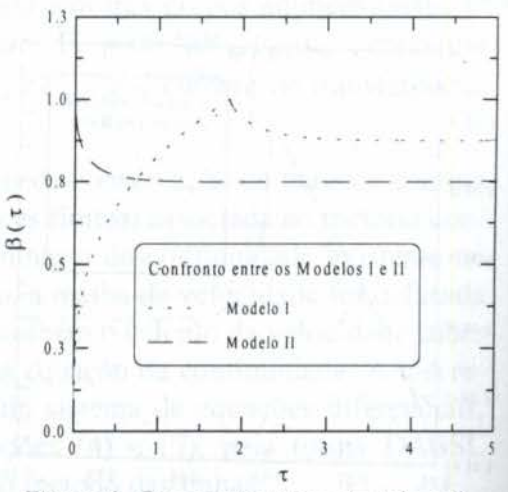


Figura 6. Comportamento do raio adimensional.

para alimentar um simulador de evaporadores por contato direto, como o utilizado por Queiroz e Hackenberg (1990), onde o modelo termofluidodinâmico deve fornecer a área e o volume da bolha, a massa evaporada por bolha, o tempo de residência e de formação, este último responsável pelo cálculo da freqüência de formação de bolhas no orifícios. Os resultados pertinentes para a condição 2 da Tabela 1 estão representados nas Figuras 6, 7 e 8.

O Modelo II (Campos e Lage, 1996), não permite o cálculo de qualquer grandeza relacionada à etapa de formação. Assim, a massa vaporizada durante a formação, o volume da bolha ao final da etapa de formação e a freqüência de formação de bolhas não podem ser preditos pelo Modelo II, que deve utilizar os valores estimados pelo modelo de Davidson e Schüler (1960), o qual não leva em conta os efeitos da transferência de calor e massa. Por exemplo, para a freqüência de formação, o modelo de Davidson e Schüler (1960) prevê uma freqüência de 44 bolhas por segundo por orifício, enquanto que o Modelo I prevê um valor de apenas 25 bolhas por segundo por orifício. Quanto a massa de água evaporada, o Modelo I responde com uma maior massa final do que o Modelo II, devido à maior quantidade de energia disponível para a vaporização devido à maior entrada de gás quente durante a injeção. A Figura 8 mostra o perfil radial de velocidade adimensional dentro da bolha para os Modelos I e II após um tempo adimensional de ascensão de 0,2. O Modelo II responde com uma contração mais forte da bolha, observada pelo perfil negativo mais acentuado da velocidade, devido à condição inicial mais brusca que é imposta a este modelo.

5. CONCLUSÕES

O modelo desenvolvido por Campos e Lage (1996), restrito à etapa de ascensão, foi extendido pela inclusão da etapa de formação. Dos resultados obtidos, pode-se concluir que a influência no processo de evaporação do termo de interdifusão da equação da energia pode ser desprezada. Por outro lado, a aproximação de propriedades constantes afeta significativamente o comportamento transiente da massa de água evaporada e do raio adimensional, não devendo, pois, ser empregada. Modelos restritos à etapa de ascensão não devem ser empregados, já que não permitem a previsão do tempo de formação e do comportamento físico do volume da bolha durante a sua formação, o que leva a predições erradas para o volume final da bolha e para a freqüência de borbulhamento.

Agradecimentos: P.L.C. Lage agradece o apoio dado pelo CNPq, processo nº 523268/96-3.

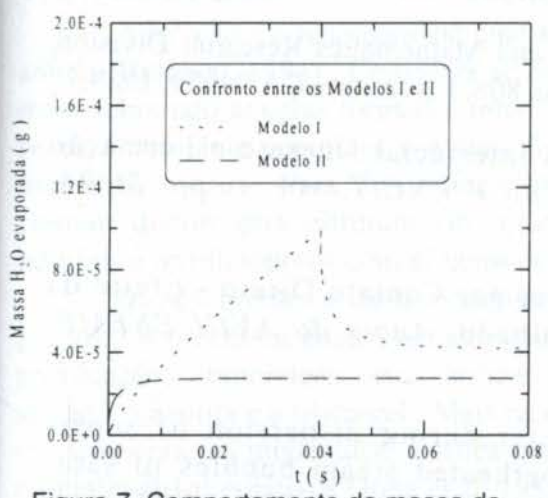


Figura 7. Comportamento da massa de água evaporada.

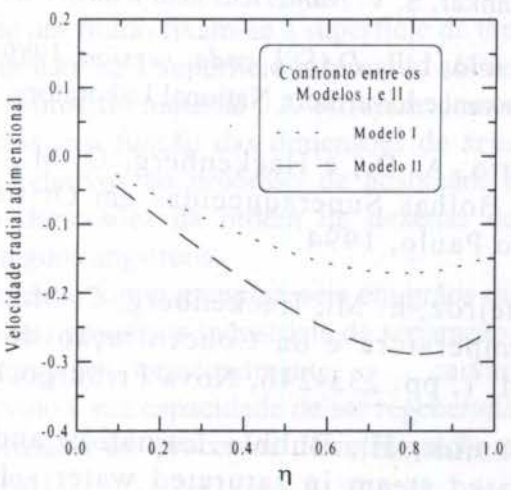


Figura 8. Comportamento da velocidade adimensional após um tempo adimensional de ascensão de 0,2.

6. REFERÊNCIAS

Campos, F. B., e Lage, P. L. C., Problema de Contorno Livre na Transferência Simultânea de Calor e Massa em Bolhas Superaquecidas, *Anais do XXIV ENEMP*, vol. II, pp. 637-642, Uberlândia, 1996.

Davidson, J. F., e Schüler, B. O. G., Bubbles formation at an orifice in an inviscid liquid, *Trans. Instn. Chem. Engrs.*, v. 38, pp. 335-342, 1960.

Gaddis, E. S., e Vogelpohl, A., Bubles Formation in Quiescent Liquids under Constant Flow Conditions, *Chem. Engng. Sci.*, v. 41, pp. 97-105, 1986.

Hackenberg, C. M., e Andrade, A. L., Transferência de Calor Transiente em Processos de Borbulhamento: Determinação da Temperatura Superficial, *VI Congresso Interamericano Eng. Química*, Caracas, Venezuela, 1975.

Hackenberg, C. M., e Andrade, A. L., Transient Surface Temperature of Superheated Bubbles. In: Veriroglu, T. N. (ed.), *Particulate Phenomena and Multiphase Transport*, Hemisphere, Washington, Vol. 1, pp. 377-382, 1988

Holman, J. P. *Transferência de calor*, McGraw-Hill, São Paulo, 1983.

Karamanev, D. G., Rise of gas bubbles in quiescent liquids, *AIChE Journal*, v. 40, n. 8, pp. 1418-1421, 1994.

Kuo, K. K. *Principles of combustion*, John Wiley & Sons, New York, 1986.

Lage, P. L. C., e Hackenberg, C. M., Simulation and Design of Direct Contact Evaporators, In: Veriroglu, T. N. (ed.), *Multiphase Transport and Particulate Phenomena*, Hemisphere, Washington, Vol. 2, pp. 577-592, 1990.

Mezavilla, A. C., e Hackenberg, C. M., Transient Heat and Mass Transfer During the Formation of Superheated Spherical Bubbles, In: Padet, J., Arinç, F. (eds.), *An. Int. Symp. on Transient Convective Heat Transfer, ICHMT*, Begell House, inc., New York, Vallingford (UK), vol. 1, pp. 179-190, 1996.

Patankar, S. V. *Numerical heat transfer and fluid flow*, McGraw-Hill, New York, 1980.

Petzold, L.R. *DASSL code, version 1989,* Computing and Mathematics Research Division, Lawrence Livermore National Laboratory, L316, PO Box 808, Livermore, CA 94559, 1989.

Pinto, A. D., e Hackenberg, C. M., Evaporação Interfacial Durante a Formação de Bolhas Superaquecidas em Orifícios, *Anais do V ENCIT*, vol. 1, pp. 36-44, São Paulo, 1994.

Queiroz, E. M., Hackenberg, C. M., Evaporadores por Contato Direto - Efeito da Temperatura e da Concentração do Gás Borbulhado, *Anais do XVIII ENEMP*, vol. 1, pp. 233-246, Nova Friburgo,1990.

Schmidt, H., Bubble formation and heat transfer during dispersion of superheated steam in saturated water - II: from superheated steam bubbles to saturated water during bubble formation, *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 20, pp. 647-854, 1977.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1306

DETERMINAÇÃO DA DIFUSIVIDADE DE MASSA APARENTE DA ÁGUA NA SILICA-GEL/ *DETERMINATION OF APPARENT MASS DIFFUSIVITY OF WATER IN SILICA-GEL*

Luiz Simão de Andrade Filho#, Jose Maurício Gurgel* & Ph. Grenier++
(++) CNRS/LIMSI - BP 133 F91403 Orsay - França - E-mail grenier@m186.limsi.fr
(#) UFPB/CT/CPGEM/DTCC/LES - simao@les.ufpb.br
(*) UFPB/DTM/CPGEM/Laboratório de Energia Solar, E-mail gurgel@les.ufpb.br
58059-900 João Pessoa - PB - Brasil

Abstract

This work presents a study of sorption rates of the water vapor by silica gel particles which were measured for a pressure range of 100 - 1000 Pa. A single-step thermal method is used to measure mass diffusion. Sorptions/desorptions rates in silica gel samples after a pressure step are monitored through of the measured of the surface temperature by infrared detection. A theoretical simple model is presented, with the overall kinetics controlled by an apparent diffusivity identified by a curve-fitting method. This method consists of the comparison between from experimental findings and the theoretical results for surface temperature. Obtained Results are in good agreement with other publications. This proposed model can be coupled to, in a simple form, complex model for analysis of adsorptive processes.

Keywords

Kinetic measurements, silica gel, diffusion, adsorption, apparent diffusivity
Silica-gel - adsorção - difusividade aparente - cinética de adsorção

1- INTRODUÇÃO

Adsorção é o fenômeno no qual as moléculas de um fluido fixam-se à superfície de um sólido (Ruthven, 1984) . Considera-se como superfície não só a superfície externa do sólido mais sobretudo aquelas formadas internamente pelos poros do material . A estrutura desses poros é bastante complexa e é classificada por faixas, em função das dimensões de seus diâmetros médios. Para fins práticos de engenharia relativos ao processo de adsorção, é comum dividir esta estrutura em: macroporos com dimensões da ordem de dezenas de microns e os microporos com dimensões da ordem de alguns angstrons.

Os adsorventes estão disponíveis comercialmente em forma granular, seja em grãos ou palitos. Os processos adsortivos têm grande aplicação nos processos industriais de separação, purificação, despoluição, etc., utilizando como adsorventes, principalmente, o carvão ativado, a zeólita e a silica-gel. Mais recentemente, devido à sua capacidade de ser regenerada em temperaturas moderadas, a silica-gel tem sido utilizadas em processos de refrigeração e climatização alternativos (Jung et al, 1985) (Gurgel, 1994).

Métodos experimentais para a determinação da difusividade aparente da sílica-gel são dispersos. Anderson et al. (1985) obteve uma difusividade de 8 x 10^{-10} m^2/s para silica-

gel/água de densidade regular usando um método de pressão e volume constantes. Já Lu et. al (1991), utilizando um processo de pressão variável e volume constante, obteve valores na faixa de 2×10^{-9} e $2{,}5 \times 10^{-11}$ m^2/s .

Modelos da dinâmica da adsorção complexos tais como o de (Sun et al., 1987b) (Grenier et al. 1995) concordam muito bem com os seus resultados experimentais. Tais modelos são bem detalhados e levam em conta o grão bidispersado, ou seja, difusão nos macroporos e nos microporos de forma separada. Suas utilizações são extremamentes importantes para a identificação de propriedades. Infelizmente, devido às suas complexidades e à grande demanda de tempo computacional, tornam-se difíceis de serem acoplados a modelos mais amplos, tais como escoamentos de gases em leitos granulares, nos quais a modelagem é feita acoplando-se a adsorção dos grãos às equações do leito poroso, geralmente baseadas no modelo Darcy modificado.

Com o objetivo de contornar estas dificuldades, desenvolveu-se um modelo simplificado da dinâmica da adsorção em um grão de sílica-gel. Este pode ser acoplado, de forma relativamente simples, mas sem perder a confiabilidade e precisão necessárias, a modelos mais complexos envolvendo processos adsortivos.

Neste trabalho, apresenta-se o modelo desenvolvido, juntamente com sua validação experimental. Para isto realizou-se medições, utilizando uma técnica baseada na medida da temperatura da superfície do grão, através de infravermelho (IR), conforme procedimento experimental detalhado mais adiante.

2- EXPERIMENTAÇÃO

A experimentação foi realizada no LIMSI-CNRS, Orsay, França, através de cooperação científica com o Laboratório de Energia Solar, onde se desenvolve este trabalho. O equipamento mostrado na figura 1, permite a realização dos ensaios usando um dos seguintes métodos macroscópicos: pulso de volume, pulso de pressão (Grenier et al, 1995) e resposta de freqüência (Bourdin et al, 1994). Neste trabalho foi utilizado o primeiro método e apenas este será aqui discutido. Consiste, basicamente, em produzir um abrupto aumento de pressão, por redução de volume, no ambiente que contém a amostra, inicialmente em equilíbrio termodinâmico.

Com o desequilíbrio da amostra, observa-se uma variação de temperatura, decorrente do calor de sorção, resultante da variação da massa de água adsorvida e das trocas térmicas por convecção e radiação entre a amostra e a câmara. A amostra (9), composta no nosso caso de 71 grãos de sílica-gel de aproximadamente 3,2 mm de diâmetro, é mantida em uma câmara (8), cujo volume pode ser modificado subitamente (10).

A principal vantagem deste método é que o aumento de pressão se dá de forma bastante rápida, o que implica em condições iniciais precisas. Outra vantagem é que a massa total do adsorvato (gás + fase adsorvida), se mantém constante durante todo o experimento, tornando possível a determinação piezométrica precisa da massa, monitorando-se a pressão com precisão, o que é feito através de um manômetro capacitivo (8).

A determinação piezométrica da difusão não é confiável para amostras de pequena massa, menos que cerca de 0,1 g (Grenier et al., 1995). Entretanto, mesmo sendo a temperatura um sinal térmico, esta é também uma medida da difusão de massa, pois a difusão é um processo extremamente exotérmico. Assim, pode-se associar a transferência de massa à geração de calor, de modo que a difusão de massa pode ser determinada, realizando-se medições precisas de temperatura. Para isto, utilizou-se um sistema baseado em infravermelho (IR). O uso desta técnica permite obter-se excelente sensibilidade e tempo de

resposta (~10^{-3} °C e ~10^{-3} s respectivamente), sem provocar perturbações invasivas. A temperatura é medida pela comparação dos fluxos de infravermelhos emitidos pela amostra e pelo corpo negro (9). O sistema de medição de temperatura compõe-se ainda do sensor propriamente dito (1), das lentes (2), das janelas ópticas (4), do espelho e foto-transmissor (4) e do modulador ótico (3). Ensaios de sensibilidade relativas as medições podem ser encontrados em (Bourdin, 1996) onde as incertezas presentes permitem estimar erros inferiores a 10% sobre os valores da difusividade de massa identificados.

Foram realizados três ensaios sobre uma amostra de grãos de silica-gel em presença de vapor de água. Os resultados destes ensaios são mostrados na tabela 1.

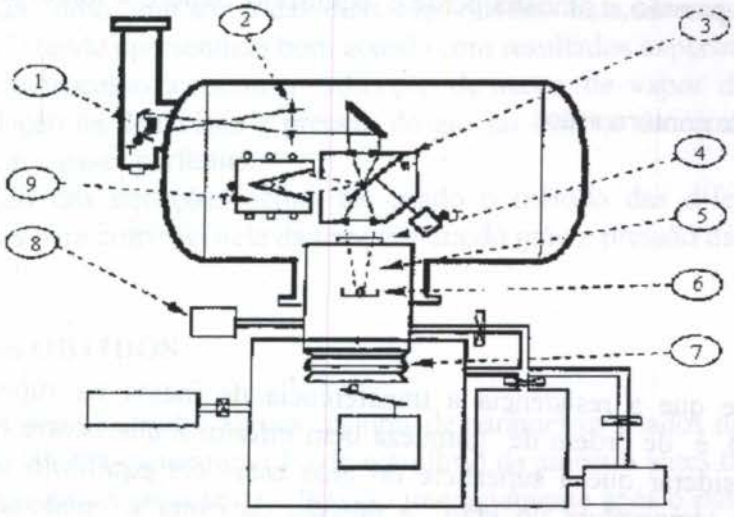


Fig. 1 - Esquema da Bancada Experimental do LIMSI

3- MODELAGEM

Existem inúmeros métodos de estudo da cinética de adsorção:

- as técnicas microscópicas que se baseiam diretamente na mobilidade das moléculas de um sistema (adsorvente/adsorvato) em equilíbrio termodinâmico;
- as técnicas macrocóspicas que na sua grande maioria , permitem, através de um modelo adequado, determinar as difusividades a partir da resposta global de um sistema fora de equilíbrio, isto é, na presença de um gradiente de concentração.

O modelo da cinética não isotérmica de uma partícula adsorvente (Ruthven, 1984) ou de uma partícula bidispersada que é sujeita no instante zero a uma variação de pressão no adsorvato (Grenier et al., 1995), é definido por um conjunto de equações diferenciais da difusão de massa e da transferência de calor na partícula, que são resolvidas numericamente.

O modelo aqui proposto considera que todas as resistências à transferência de massa que o sorbato enfrenta no processo de adsorção, tanto nos microporos como nos macroporos do grão, são representadas por um coeficiente de difusão de massa efetivo (D_{ef}).

O modelo é naturalmente desenvolvido para simular a experimentação realizada no LIMSI, descrita anteriormente. Considerando o grão como uma esfera de raio r, tem-se a equação para a difusão de massa:

$$\frac{\partial^2 q}{\partial r^2} + \frac{2}{r}\frac{\partial q}{\partial r} = \frac{1}{D_{ef}}\frac{\partial q}{\partial t} \qquad (1)$$

onde: q (kg água/kg silica-gel) é a concentração, e D_{ef} (m^2/s) é a difusão de massa efetiva para um grão.

As condições iniciais de equilíbrio da amostra são função da temperatura , consideradas imediatamente antes do pulso de pressão, são:

$$q(r,o)=qi\ ,\quad T(r,o) = Ti\ ,\ p(0) = Pi \qquad (2)$$

onde qi é função da temperatura Ti e pressão Pi, já que o sistema se encontra em equilíbrio.

Com o pulso de pressão, a amostra perde o equilíbrio, dando-se início ao processo transiente.

As condições de contorno são:

a) Por simetria:

$$\left(\frac{\partial q}{\partial r}\right)_{r=0} = 0 \qquad (3)$$

b) Considera-se que a resistência a transferência de massa na superfície do grão (barreira de superfície), é de ordem de grandeza bem inferior à que ocorre no seu interior. Portanto, pode-se considerar que a superfície do grão está em equilíbrio termodinâmico. Então, utilizando-se a temperatura do grão e pressão da câmara, pode-se determinar a concentração da superfície do grão em qualquer instante, utilizando a equação de estado de equilíbrio de Dubinin (Ruthven, 1984):

$$q(R,t) = W_0 * \rho(T) * EXP\{-D * [RG * T * LN(Ps / Pc)^N]\} \qquad (4)$$

onde: q = concentração de sorbato no adsorvente (g/g), $\rho(t)$ = massa específica do sorbato (kg/m^3), RG = 461.6 J/kg K, Ps = pressão de saturação do sorbato à temperatura do adsorvente (Pa), Pc = pressão do adsorvente na câmara (Pa), T = temperatura do adsorvente, R é o raio externo do grão, N =1, D = 4.912 E-6, e Wo = 4.07 E-4, são constantes determinadas por (Khelifa, 1984) para o par silica-gel/água.

Após a obtenção do campo de concentração no interior do grão de massa especifica anidra (ρs), pode-se determinar a quantidade de sorbato (Ma) que penetra através de sua superfície (Ag), durante determinado intervalo de tempo (Δt) através de:

$$Ma = \Delta t\ Ag\ \rho_s\ D_{ef}\left.\frac{\partial q}{\partial r}\right|_R \qquad (5)$$

Diante das pequenas dimensões dos grãos, os gradientes de temperatura em seu interior podem ser desprezados. A evolução da temperatura dos grãos é decorrente do calor de sorção, associado à transferência de massa, e das trocas térmicas convectivas e radiativas

que ocorrem no interior da câmara. Um balanço de calor permite então calcular a temperatura dos grãos conforme expressão a seguir:

$$(Ms\ Cs + Ma\ Ca)\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{Qs\ Ma}{\Delta t} + (h_R + h_C)(T - Tc) \qquad (6)$$

onde: $Qs \approx 3.000\ kJ\ kg^{-1}$ é o calor de sorção (Sizmann, 1981) h_R e h_C são coeficientes de troca térmica por radiação e convecção, Ms é a massa dos grãos anidro, Ma é a massa de água presente no adsorvente, Cs e Ca são respectivamentes os calores específicos e Tc é a temperatura da câmara.

Observa-se na equação (6) que a capacidade calorífica do adsorvente, em presença do adsorbato, é tratada como uma soma das duas capacidades. Esta aproximação foi usada por (Guilleminot, 1987) tendo apresentado bom acordo com resultados experimentais.

Ao longo do processo, a contínua adsorção de massa de vapor d'àgua pelos grãos, provoca uma redução na densidade e pressão do gás no interior da câmara que é calculada usando a equação dos gases perfeitos.

Na solução das equações acima foi usado o método das diferenças finitas com sucessivas iterações para convergência da temperatura do grão e pressão da câmara.

4- RESULTADOS OBTIDOS

Na tabela 1 são mostrados alguns valores de parâmetros usados nas três experiências realizadas. Pressão (Pi) e temperatura (Ti) de equilíbrio da amostra antes do pulso de pressão. Concentração inicial do adsorvente (qi). Pressão imediatamente após o pulso (Pc). Valores do coeficiente de difusão identificado com os modelos bidispersado tradicionalmente usado no LIMSI (modelo 1) e do modelo aqui proposto (modelo2).

Tabela 1 - Parâmetros das experiências

	Pi (Pa)	Ti (°C)	qi = f (Pi,Ti) (g/g) para : t=0	Pc (Pa)	D_{ef} (m^2/s) modelo 1	D_{ef} (m^2/s) modelo 2
Exp. N° 1	96.33	30	0.031	105.9	8.5 E-10	2 E-9
Exp. N° 2	326.0	30	0.069	358.0	1.9 E-9	2 E-9
Exp. N° 3	993.0	30	0.149	1092.0	2.2 E-9	3 E-9

Os resultados identificados através do modelo 2 (proposto) mostram resultados próximos aos obtidos com o modelo 1 (LIMSI), principalmente nas experiências 2 e 3. Nas figuras 2, 3 e 4 (experiências 1, 2 e 3, respectivamente) são mostradas curvas obtidas com os dois modelos juntamente com resultados experimentais, observando-se novamente uma boa concordância. Os valores dos coeficientes de troca térmica por radiação e convecção, h_R e h_C, respectivamente, cuja soma é empregada na expressão (6) foram igualmente identificados tendo um valor médio de $23\ W\ m^{-2}\ K^{-1}$.

Para melhor avaliar a sensibilidade da difusão de massa na cinética de adsorção de um grão de sílica-gel, determinou-se o tempo de saturação do grão, usando o modelo aqui proposto. Considerou-se o grão inicialmente anidro e em contato com o meio ambiente a uma temperatura de 30 ° C, umidade relativa de 75% e diversos valores do coeficiente de difusão de massa aqui determinados bem como com outros valores disponíveis na literatura. Como

condição de contorno, considerou-se a pressão na superfície do grão igual à pressão parcial vapor de água do ambiente. Na figura 5 são mostradas as varias curvas obtidas. Observa-grandes diferenças no tempo de saturação do grão, em função dos valores do coeficiente difusão indicando a grande sensibilidade do modelo com relação a este fator .

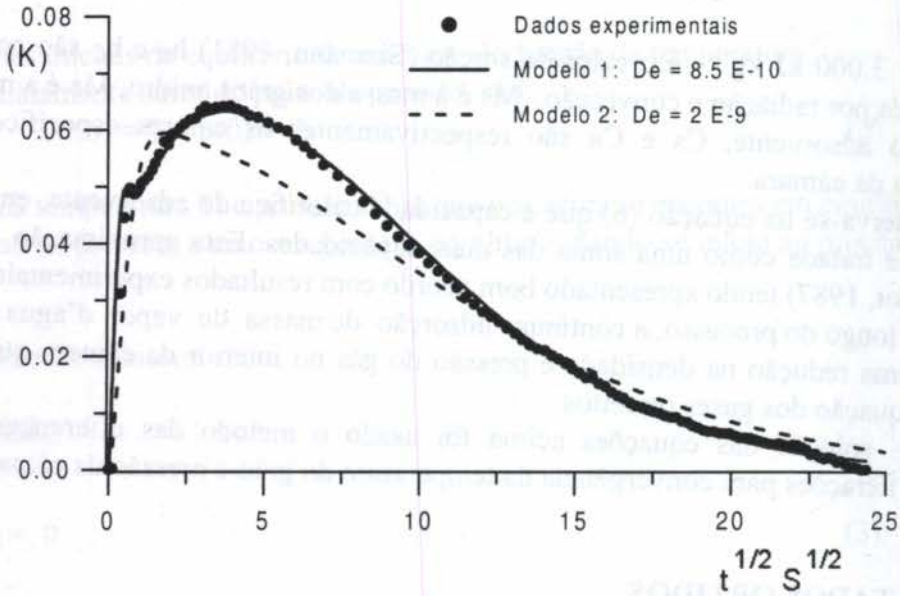


Figura 2. Resposta de temperatura para experiência 1.

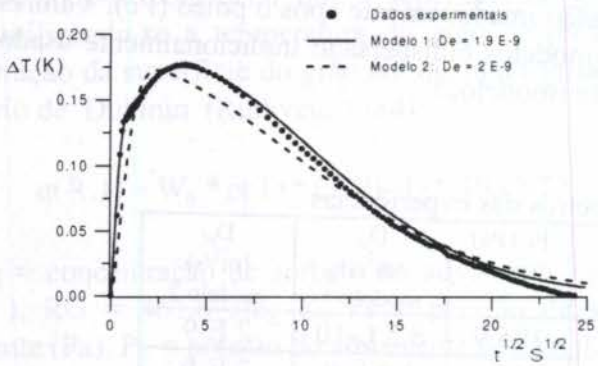


Fig 3. Resposta de temperatura para experiência 2.

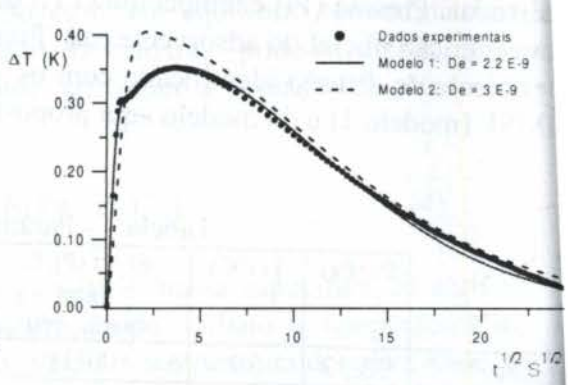


Fig 4. Resposta de temperatura para experiência 3.

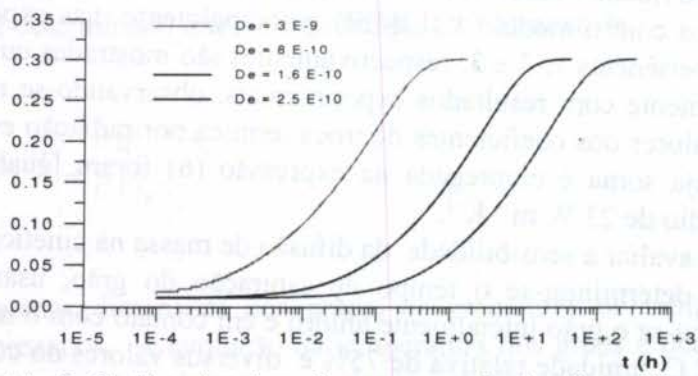


Fig. 5. Cinética de adsorção para um grão de silica-gel

5- CONCLUSÃO

O modelo apresentado mostrou-se coerente com o que foi proposto, apresentando boa concordância tanto quando comparado com os resultados obtidos experimentalmente, quanto com aqueles obtidos através de outros modelos.

Os valores de difusividade aparente identificados estão dentro da ordem de grandeza de trabalhos de outros autores. Comparando os resultados obtidos com os do modelo tradicionalmente usado pelo LIMSI, verifica-se uma boa concordância nas experiências, sobretudo naquelas realizadas com pressão acima de 350 Pa. Com menor pressão de vapor de água (100 Pa), o resultado é menos concordante. Isto pode ser conseqüência das simplificações adotadas ou do erro de sensibilidade relativo ao processo de identificação da difusividade, particularmente nesta experiência, onde a variação da temperatura foi de apenas 0,2 K. Cabe ainda enfatizar que o modelo proposto não pretende concorrer com o do LIMSI e sim constituir-se numa alternativa simples que pode ser acoplada a modelos complexos de escoamentos em meios porosos. Evidentemente, por ser mais simplificado, conduz a resultados menos exatos. A realização de mais experiências como também um estudo de sensibilidade do modelo deverão produzir resultados mais abrangentes.

6- AGRADECIMENTOS

Trabalho foi realizado com o apoio do CNPq através dos auxílios: n° 52255995-0, n° 350163/91-0 e auxílio visita técnica n° 452697/96-4.

7- REFERÊNCIAS

- Anderson, J. Y., Bijurstron , H., Azoulay, M., Carlsson, B. , "Experimental and Theoretical Investigation of Kinetics of de Sorption of Water Vapor by Silica Gel", *J. Chem. Soc., Faraday Trasns. I*, **80** 2681 (1985).
- Bourdin,V., Ph.Grenier, F. Meunier, and L.M.Sun, "A Thermal Frequency Respost Method for the Determination of Mass Transfers Kinetics in Adosrvents" , *AIChE Journal.*, **42** 3 (1994).
- Bourdin, V. "Contribution à l'étude experimentale de la cinétique dádsorption dans les matériaux poreux (mesure thermique)", Tése de Doutorado, Paris XI, 1996.
- Grenier, Ph., V. Bourdin, L.M.Sun, and F. Meunier, "Single-Step Thermal Method to Measure Intracrystalline Mass Diffusion in Adsorbents " , *AIChE Journal.*, **41** , 2047 (1995).
- Gurgel, J.M., "Caracterização de um sistema de condicionamento de ar por adsorção em ciclo aberto regenerado por energia solar"; proc. do V ENCIT, Professor 435-438, São Paulo, 1984.
- Guilleminot, J.J., Meunier, F, Paleska, J. "Heat and mass transfer in a non-isothermal fixed bed solid adsorbent reator: a uniform pressure/non-uniform temperature case". Int. J. Heat & Mass Transfer, Vol.30, N° 8, pp. 1595-1606, 1987.

- Jung, N., Khelifa, N., Lävemann, E e Sizmann, R. "Solar adsorption cooling using silica-gel water"; proc. of Intersol 1985, V1, Professor 657-663, Montreal.
- Khelifa, N., *Das Adsorptionspaar Silicagel-Wasserdampf, Anwendung als Solares Klimatirierungsystem*, Disertation Ludwig-Maximillians Universität, Munich, (1984).
- Lu, L. T., D. Charoensupaya, Z. Lavan,, "Determination of Sorption Rate and Apparent Solid-Side Diffusivity of Pure H_2O in Silica Gel Using A Constant Volume/Variable Pressure Aparatus", *Journal of Solar Energy. Engineering*, **113**, 257(1991)
- Ruthven, D. M., *Principles of Adsorption and Adsorption Processes*, Wiley-Interscience, New York (1984).
- Sizmann, R., Jung, N., Khelifa, N. "Le Stockage de la Chaleur a Basse Température par Réactions Thermochimiques"; Revue Internationale d'heliotechnique, Professor. 42-51, 1981.
- Sun, L. M. and F. Meunier, "Non-isothermal, in a Bidisperse Adsorbent Pellet" , *Chem. Eng. Sci.*, **42** , 2899(1987a).
- Sun, L. M. and F. Meunier, "A Detailed Model for Non-isothermal Sorption in Porous Adsorbents" , *Chem. Eng. Sci.*, **42** , 1585 (1987b).

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB287

AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL DA DISPERSÃO DE CONTAMINANTES EM AMBIENTES COM ALTA INSTABILIDADE/ *EXPERIMENTAL EVALUATION OF CONTAMINANT DISPERSION IN HIGHLY UNSTABLE AMBIENTS*

ROGÉRIO SILVEIRA DE QUEIROZ & BRUNO VENTURINI LOUREIRO
Departamento de Engenharia Mecânica - Universidade Federal do Espírito Santo
Caixa Postal 1 9011 CEP 29060-970, Vitória, Espírito Santo, Brasil
E- mail: rqueiroz@inf.ufes.br

Abstract

A highly unstable convective water tank with turbulence structure generated mainly by buoyancy forces is contaminated by an inert dye solution of rhodamine 6G and the dispersion features analysed in two dimensions and in time by image processing techniques using the fluorescence property of that dye when exposed to a high intensity argon ion laser beam. Tests were performed for two different height sources and under different bottom surface heat fluxes showing a strong dependence of maximum concentration behaviour on those parameters. The images produced and the results of thermal analysis are useful for comparison with numerical solutions of the momentum, mass and energy conservation equations applied to a similar ambient.

Keywords

Turbulence, Concentration Mapping, Image Processing.

1. INTRODUÇÃO

O uso de soluções numéricas para a modelagem semi-empírica do processo de dispersão de um contaminante inerte tem aumentado significativamente devido ao incremento da capacidade de processamento digital dos equipamentos de pequeno porte atualmente produzidos. Em pouco tempo é previsível que tal tipo de abordagem, usando modelagem euleriana prevaleça sobre a clássica avaliação lagrangeana que supõe concentrações com distribuições espaciais seguindo modelos gaussianos e que são dependentes de parâmetros semi-empíricos responsáveis por informações relativas à estrutura de turbulência do ambiente.

A teoria do **K** (tensor difusividade turbulenta), pressupõe que seja possível descrever a capacidade dispersiva de um ambiente através da propriedade **K** do escoamento aplicada à equação de conservação da espécie contaminante. A solução simultânea das equações de continuidade, conservação de quantidade de movimento linear (com sub-modelos de turbulência), energia e conservação de massa da espécie contaminante permite uma abordagem de modelagem mais próxima da essência fenomenológica que a conseguida com os modelos lagrangeanos semi-empíricos.

Muito embora esta assertiva seja correta, os modelos de turbulência e as formulações das componentes de **K** são o ponto crítico dessas abordagens, devendo ser aproximações que possam descrever com acurácia suficiente a realidade do ambiente dispersivo para que os resultados alcançados sejam representativos. Os mais complexos ambientes sob o aspecto de descrição fenomenológica de sua capacidade dispersiva são os altamente instáveis, em que os efeitos de turbulência gerada por empuxo predominam sobre aqueles gerados por fricção, estabelecendo uma estrutura fundamentalmente descrita pela velocidade convectiva (W_*),

$$W_* = \left(\frac{g}{T_o} \frac{\overline{q_3}}{\rho C_p} Z_i \right)^{1/3} \qquad (1)$$

onde T_o é a temperatura da fronteira inferior do escoamento, $\overline{q_3}$ o fluxo de calor turbulento na fronteira inferior, ρ a massa específica, C_p o calor específico do fluido e Zi a camada de mistura do ambiente.

Maior complexidade ainda existe quando ilhas de calor estão presentes na fronteira inferior do escoamento, causando não homogeneidades temporais ou espaciais da velocidade convectiva.

O trabalho aqui apresentado mostra os resultados de experimentos controlados em que o desenvolvimento no tempo do campo de concentrações de um contaminante inerte é avaliado por técnicas que mensuram sua excitação e emissão no espectro visível com posterior processamento das imagens monocromáticas. O ambiente estudado é caracterizado pela existência de um fluxo turbulento cinemático de calor na fronteira inferior do escoamento, mantido durante todo o experimento. Avaliações anteriores foram feitas em ambientes com fronteira inferior termicamente homogênea no tempo, nos aspectos de estrutura da turbulência como em Willis e Deardoff (1985) e nos aspectos de concentrações de contaminante inerte como em Deardoff e Willis (1978). Comparações com simulações numéricas, incluindo modelos de *large eddies*, estão presentes em Queiroz et al (1995) e (1996) e Hostlag e Moeng (1991). Técnicas de utilização de processamento de imagens são mostradas em Prasad e Sreenivasan (1990) e Perera et al (1994).

2. METODOLOGIA

2.1 O ambiente simulador e sistemas de aquisição.

Os elementos fundamentais do ambiente simulador são mostrados na Figura 1. A câmara convectiva é constituída por um tanque de vidro e aço (A) com dimensões 1600 x 1400 x 800 mm . A totalidade da fronteira inferior da câmara está em contacto com uma galeria retangular (B) de 1600 x 1400 x 120 mm por onde escoa vapor, entrando a 2,0 Kgf/cm^2 e 106ºC, a partir de um gerador elétrico de vapor de 16 KW (C). Um sistema de bomba (D), filtro de carvão ativado (E) e aquecedor a gás GLP (F) permite o enchimento da câmara com água à temperatura ambiente ou a 40ºC. A fronteira superior é isolada. Sete pontos aleatoriamente escolhidos na fronteira inferior da câmara têm suas temperaturas monitoradas por termopares de cobre-constantan com fios de 0,2 mm de diâmetro sob uma frequência de 2 Hz, assim como as temperaturas de entrada e saída de vapor e da água no interior da câmara, monitoradas por termopares de cobre-constatan de 0.5 mm de diâmetro. Um termopar trafegante ao longo da altura da câmara é disponível para leitura de temperaturas a qualquer altura. Todas as temperaturas são adquiridas por um sistema de conversão A/D e uma placa adaptada a um PC com software dedicado. O lançamento do contaminante, solução de

rodamina 6G em água, é feito por um tubo com 3 mm de diâmetro, com o uso de uma seringa de 20 ml.

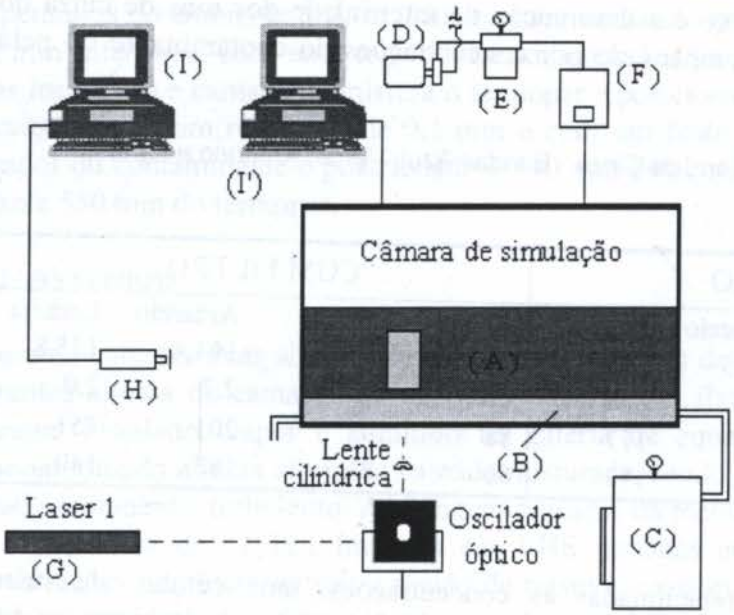


Figura 1 : Ambiente Simulador e Sistemas de Aquisições.

Um sistema de laser de íon argônio de 4 watts Spectra Physics 2017 (G) é usado para excitar a rodamina em dispersão a 514 nm, após o feixe passar por um prisma de Porro, um oscilador mecânico com espelho e uma lente cilíndrica que permitem a varredura de uma região de 1400 x 300 x 30 mm da água contaminada, com a energia integral do feixe refletido. A rodamina excitada emite com um comprimento de onda acima de 545 nm sendo as imagens assim formadas , capturadas por uma câmara CCD Hitachi KPM1 com 818 x 513 pixels e resolução atribuída com carta de calibração EIA de 570 pixels na horizontal e 485 pixels na vertical.São usadas lentes Toyo Optics F 1.8 de 12.5 a 75 mm e filtro passa alta (H) ES, permitindo aquisições acima de 550 nm.

As imagens são digitalizadas em tempo real por uma placa Data Translation DT 3851, adaptada em um computador 486 com 64 MBytes de memória RAM (I e I'). O processamento das imagens é feito por rotinas escritas em linguagens C e turbo pascal para a base do software Global Lab Image da Data Translation.

2.2 Procedimento experimental

2.2.1 Calibração.

Como o processo de reconhecimento de diferentes concentrações do contaminante rodamina 6G passa por análise de tons de cinza gerados pela emissão após excitação pelo feixe de laser, algumas identificações prévias tornam-se necessárias para neutralizar qualquer reconhecimento pelo sistema de aquisição de imagens de emissões abaixo da faixa de comprimentos de onda emitidas pela rodamina. Isto é feito com o uso de filtros que só permitem passagens acima de 550 nm. Nessa aplicação específica, as várias cores cuja identificação é mostrada na Tabela I, situadas no lado azul e verde do espectro e típicas do laser utilizado, não devem ser capturadas. Por outro lado, as bandas laranja e vermelho, típicas

da emissão da rodamina, devem ser identificadas com o menor desvio padrão possível para cada luminosidade. Pode-se perceber que a filtragem diminui o desvio padrão de cada cor do espectro de interesse bem como desloca a faixa azul e verde para mais próximo de um possível *background*. O efeito negativo é a diminuição de intensidade dos tons de cinza do amarelo e laranja, o que pode ser compensado por concentrações do contaminante ou pela potência do laser incidente.

Tabela I : Identificação de Espectro em Tons de Cinza - Bandas Azul, Verde, Amarelo e Laranja. Sem Filtro e Com Filtro.

	SEM FILTRO				COM FILTRO			
Cores	Azul	Verde	Amarelo	Laranja	Azul	Verde	Amarelo	Laranja
I média	124,5	131,8	229,5	169,6	84,2	87,2	194,4	145,8
σ_I	2,8	2,4	3,5	2,4	0.9	1,1	2,7	2,0
I max	131	128	240	177	88	93	201	151
I min	118	137	218	172	80	83	188	140

Para calibração de emissões relacionadas às concentrações, uma célula de vidro transparente de 150 x 150 x 320 mm com concentração inicial de 800 ppb de rodamina foi introduzida na câmara convectiva com água. Através de diluições sucessivas várias concentrações foram relacionadas a tons de cinza.

Nas Figuras 2 e 3 são mostradas os tons de cinza para duas concentrações. Como há uma clara extinção do feixe de laser ao atravessar altas concentrações, torna-se necessário o projeto dos experimentos com uma definição anterior, empírica, da concentração a ser lançada e da potência do laser. Para os experimentos relatados no presente trabalho foi usada uma concentração de lançamento de 4 ppm de rodamina sob uma potência de saída do laser de 2.5 watts em todos os comprimentos de onda.

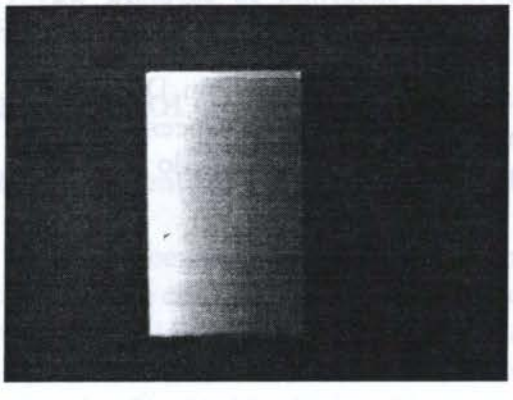


Figura 2 : Célula de Calibração.800 ppb

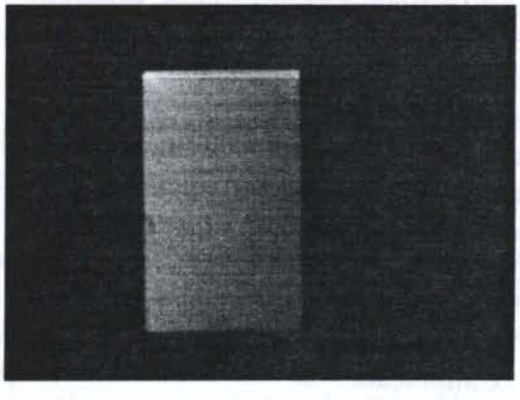


Figura 3 : Célula de Calibração.233 ppb

2.2.2 Preparação do ambiente

A câmara é inicialmente alimentada com água filtrada à temperatura ambiente até metade do volume a ser usado nos testes. Após, água a 40º C é usada para completar o volume. Vapor de água a 100ºC e 2,5 Kgf/cm^2 é admitido na galeria de aquecimento inferior, levando a temperatura da interface água-placa inferior a 38º C. A faixa superior de 200 mm da câmara é

isolada lateralmente e o ambiente deixado em repouso por quatorze horas, após o que as temperaturas do sistema são monitoradas, incluindo a passagem do termopar trafegante, varrendo toda a altura da água à velocidade de 1,25 mms^{-1}. Caracteriza-se assim o perfil de temperaturas do ambiente que, tipicamente, apresenta um gradiente vertical de 37,5º C/m nos 200 mm inferiores, com uma região superior estável à uma temperatura em torno de 40ºC. Após localizada a camada de mistura o termopar é posicionado em sua meia altura com o uso de catetômetro com resolução de 0,1 mm e com um feixe de laser He-Ne de 6 mWatts. O lançador do contaminante é posicionado a 110 mm de altura, no eixo longitudinal da câmara distante 550 mm do termopar.

2.2.3 As corridas

Foram avaliadas duas situações com diferentes fluxos de calor na fronteira inferior e com diferentes alturas de camadas de mistura, mantendo-se fixa a altura de lançamento.Com o ambiente instalado, vapor é admitido na galeria de aquecimento com a temperatura do termopar situado a meia altura da camada misturada, sendo utilizada para o cálculo do fluxo de calor cinemático turbulento. As imagens filtradas da reemissão da rodamina são adquiridas sob frequência de 1 Hz. Imagens em VHS tomadas simultaneamente às imagens das concentrações permitem definir a região de mistura e sua evolução, devido à iluminação das partículas contidas na água pelo laser na região azul do espectro.

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

O fluxo cinemático turbulento de calor para os experimentos , é avaliado por

$$\overline{q_3} = \frac{Zi}{1,2}\frac{\partial T}{\partial t}\bigg|_{Zi/2} \qquad (2)$$

segundo trabalho de Willis e Deardoff (1985). Uma imagem típica com alta resolução é mostrada na Figura 4, onde cada 4 pixels correspondem a 3 mm no evento real , bem como um perfil típico de tons de cinza ao longo de uma linha horizontal com espessura de 6 pixels. As incertezas nos tons de cinza foram avaliadas através de histogramas de porções de 6 x 6 pixels, aleatoriamente distribuídas em várias imagens, com um valor médio de 15 % do valor medido em cada faixa vertical dos perfis de tons de cinza. As incertezas nas medições de temperaturas são de 0.5°C.

As concentrações em imagens selecionadas de cada caso analisado são mostradas nas Figuras 5 e 6. As linhas de isoconcentração, relativas ao máximo valor de cada imagem são mostradas distorcidas para poder haver distinção de valores. Pode ser observado que uma diferença fundamental marca os dois grupos de experimentos que é a evolução do contaminante para cima nos primeiros instantes, devido aos movimentos ascendentes do ambiente e não devido ao empuxo do contaminante ou à quantidade de movimento do lançamento, seguida de reflexão na camada estável e subsequente descida com mistura vigorosa. No caso do lançamento à uma altura Z/Zi maior, a tendência dos centros de massa instantâneos da evolução é atingir mais cedo a fronteira inferior, reproduzindo fenômeno já observado por Deardoff e Willis (1978), não obstante o menor fluxo de calor superficial . A tendência de distribuição lateral das concentrações em ambos os casos é fortemente gaussiana enquanto a dispersão vertical é completamente fora de um padrão determinístico ou mesmo probabilístico com distribuições bem comportadas.

Como as formulações de Kzz conhecidas são funções de W*, Z/Zi, do número Richardson e da velocidade de atrito, as soluções propostas para a equação de dispers turbulenta devem atentar para o comportamento da evolução dependente da altura lançamento. Outrossim, maiores alturas de lançamento podem não significar proteção fronteira inferior contra altas concentrações visto que a mistura vertical depende de escal variadas que podem englobar inclusive a ordem da altura da camada de mistura, propician descidas vigorosas do centro de massa da pluma.

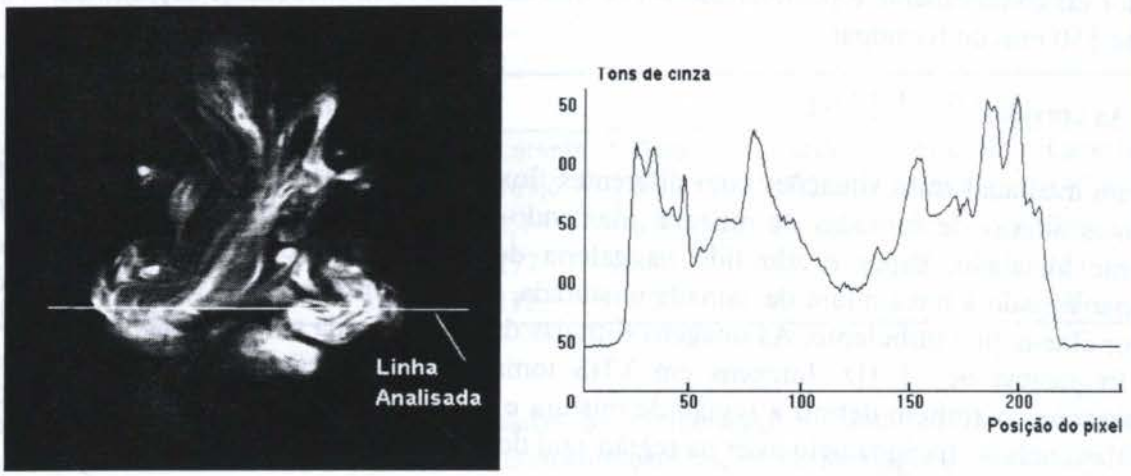


Figura 4 : Imagem Típica com Perfil de Linha Analisada.

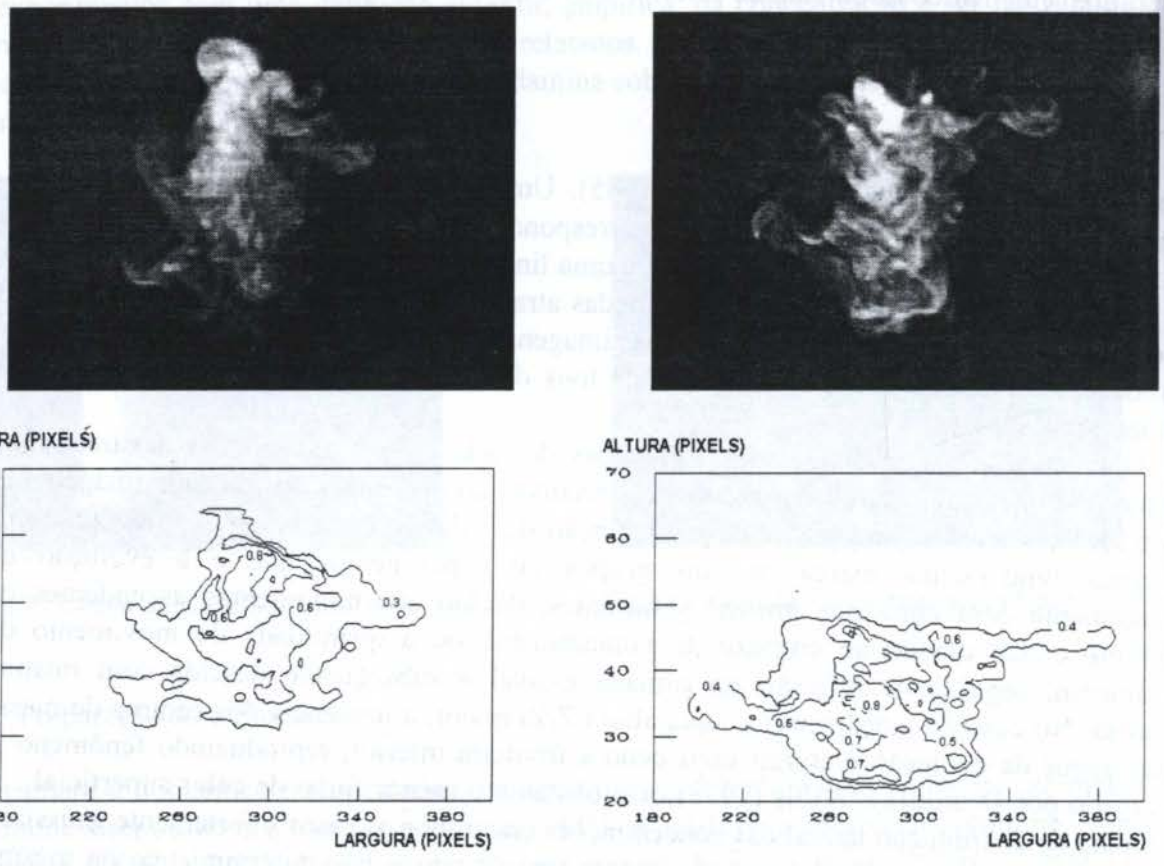


Figura 5 : Imagens do Campo de Concentrações para 9 Segundos (Esquerda) e 14 Segundos Após Lançamento com Zi = 220 mm , q_3 = 4,40 K mm s^{-1} e Altura de Lançamento de 110 mm. Duração Total: 30 segundos.

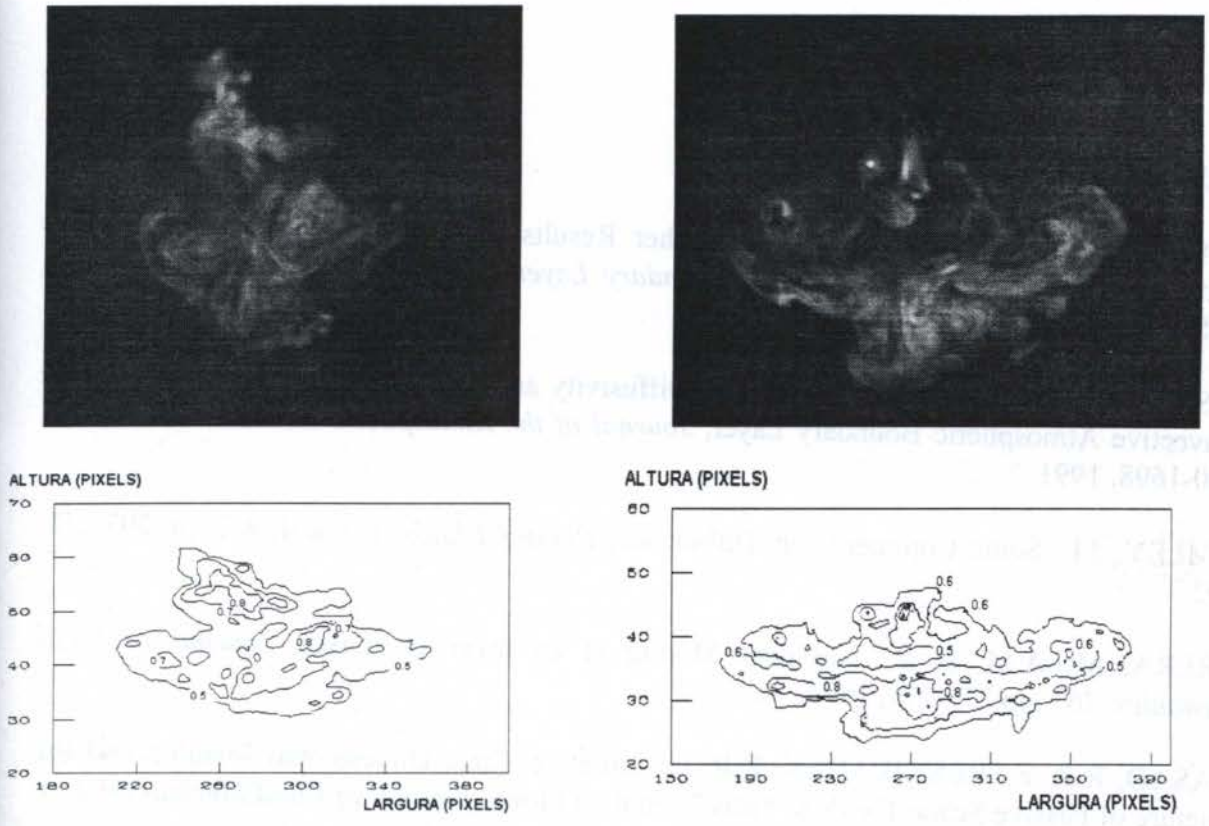


Figura 6 : Imagens do Campo de Concentrações para 6 Segundos (Esquerda) e 13 Segundos Após Lançamento com Zi = 185 mm , q_3 = 2,14 K mm s^{-1} e Altura de Lançamento de 110mm. Duração Total: 30 Segundos.

4. CONCLUSÕES

O método de avaliação da dispersão de material inerte em meio altamente instável com o uso da propriedade de fluorescência e técnicas de captura e tratamento de imagens mostrou-se adequado, proporcionando uma visualização perfeita dos eventos no tempo e no espaço bidimensional. As análises pixel a pixel produzem resultados com alta confiabilidade em imagens com tamanho típico de 640 x 480 pixels. Neste trabalho, duas situações com diferentes fluxos de calor e com diferentes alturas de lançamento em relação à espessura da camada de mistura foram analisadas,mostrando comportamentos diversos, com confirmação de uma tendência observada em trabalhos anteriores que evidenciaram descida vigorosa do contaminante, mesmo sob fluxo de calor menos significativo, quando a altura de lançamento é maior que 0,5 Zi. As imagens geradas bem como as estruturas térmicas dos ambientes são úteis para teste de resultados gerados por soluções numéricas ou analíticas das equações de conservação de quantidade de movimento linear, massa e energia. É possível também o uso

dos resultados aqui obtidos para teste de modelos de turbulência aplicados a cavidades ou a ambientes que reproduzam os aspectos térmicos estudados.

5. REFERÊNCIAS.

DEARDORFF, J.W. e WILLIS, G.E. Further Results from a Laboratory Model of the Convective Planetary Boundary Layer, *Boundary Layer Meteorology*, vol 32, pp.205-236, 1985.

HOSTLAG, A.A.M. e MOENG, C. Eddy Diffusivity and Countergradient Transport in the Convective Atmospheric Boundary Layer, *Journal of the Atmospheric Sciences*, 48, 14, pp. 1690-1698, 1991.

LUMLEY, J.L. Some Comments on Turbulence, *Physics Fluids A*, vol 4, n°2, pp.203-211, 1992.

PERERA, M.J.A.M. et al. Turbulent Mixing at an Inversion Layer, *Journal of Fluid Mechanics*, 267, pp.275-278, 1994.

PRASAD, R.R. e SREENIVASAN, K.R. Quantitative Three-Dimensional Imaging and the Structure of Passive Scalar Fields in Fully Turbulent Flows, *Journal of Fluid Mechanics*, 216, pp.1-34, 1990.

QUEIROZ, R.S. et al. Comparação Entre Solução Numérica e uma Solução Exata Condicionada da Equação de Difusão Atmosférica, *Anais do VI Congresso Nacional de Ciências Térmicas, 1996.*

QUEIROZ, R.S. et al. Influência de Ilhas de Calor na Capacidade Dispersiva Atmosférica, *Revista Brasileira de Ciências Mecânicas*, vol. XVII, 3, pp.314-321, 1995.

WILLIS, G.E. e DEARDORFF, J.W. A Laboratory Stydy of Dispersion from an Elevated Source within a Modeled Convective Planetary Boundary Layer, *Atmospheric Environment*, vol 12, pp.1205 -1311, 1978.

WYNGAARD, J.C. e BROST, R.A. Top-down and Bottom-up Diffusion of a Scalar in the Convective Boundary Layer, *Journal of the Atmospheric Sciences*, vol 41, n°1, pp.102-112, 1984.

AGRADECIMENTOS

Este trabalho foi financiado em parte pelo CNPq, (processo nº 400440/93-8) a quem os autores desejam expressar seus agradecimentos.

Tema 212

Trocadores de Calor / Heat Pipe

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB897

ANÁLISE EXPERIMENTAL DE UM TERMOSSIFÃO BIFÁSICO / *EXPERIMENTAL ANALYSIS OF A CLOSED TWO-PHASE THERMOSYPHON*

NELSON MÚRCIA, MAURÍCIO A. ZANARDI & NEWTON GALVÃO DE C. LEITE
Departamento de Energia, Faculdade de Engenharia - UNESP - Guaratinguetá
CEP 12.500-000 Guaratinguetá, Brasil - E-mail: mzanardi@feg.unesp.br

Abstract

The main objective of this work was to study the performance of a two-phase thermosyphon under normal operation conditions. Four aspects were investigated : the temperature distribution along the axial distance, heat transferred from the evaporator to the condenser, effects of the thermosyphon's inclination and the amount of working fluid. Water was chosen as working fluid due to the suitable temperature range and availability. The results obtained show that the inclination of the tube is an important parameter for low inclination angles, with respect to the horizontal. It was also found that the best fluid charge is about 30% of the tube volume.

Keywords

Thermosyphons, two-phase thermosyphon, charge in thermosyphons, inclination effects in thermosyphons.

1. INTRODUÇÃO

Os termossifões, assim como os tubos de calor, são dispositivos que possuem uma condutividade térmica efetiva bastante elevada. Nesses dispositivos, calor é fornecido em uma das regiões do tubo, chamada de evaporador, e retirado em outra denominada de condensador. Entre essas duas regiões pode ou não existir uma região isolada, chamada de região adiabática. Como o fluido interno, em situações normais, permanece na condição de saturação líquido-vapor, o aumento de temperatura em parte do tubo causa um aumento da pressão local, que em conjunto com diferenças de densidade estabelecem condições de escoamento do vapor para a região mais fria, onde a pressão é consequentemente mais baixa. A diferença básica entre os dois dispositivos, reside no fato da não existência de estrutura porosa nos termossifões. Este fato determina que um termossifão necessita trabalhar com o evaporador em nível inferior ao condensador, pois o retorno do líquido ao evaporador deve se dar por gravidade. Dessa forma, a inclinação do tubo passa a ser um fator importante para seu desempenho. Já nos tubos de calor, a existência da estrutura porosa permite se utilizar este dispositivo em qualquer posição, pois o líquido pode retornar à região de evaporação pela ação da força de capilaridade dessa estrutura.

Apesar de ser menos versátil que o tubo de calor, o termossifão é de construção bem mais simples e econômica, o que torna sua aplicação atrativa em muitas situações práticas.

Na figura 1 são mostrados esquematicamente os dois dispositivos e suas diferenças construtivas.

806

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB897

ANÁLISE EXPERIMENTAL DE UM TERMOSSIFÃO BIFÁSICO / *EXPERIMENTAL ANALYSIS OF A CLOSED TWO-PHASE THERMOSYPHON*

NELSON MÚRCIA, MAURÍCIO A. ZANARDI & NEWTON GALVÃO DE C. LEITE
Departamento de Energia, Faculdade de Engenharia - UNESP - Guaratinguetá
CEP 12.500-000 Guaratinguetá, Brasil - E-mail: mzanardi@feg.unesp.br

Abstract

The main objective of this work was to study the performance of a two-phase thermosyphon under normal operation conditions. Four aspects were investigated : the temperature distribution along the axial distance, heat transferred from the evaporator to the condenser, effects of the thermosyphon's inclination and the amount of working fluid. Water was chosen as working fluid due to the suitable temperature range and availability. The results obtained show that the inclination of the tube is an important parameter for low inclination angles, with respect to the horizontal. It was also found that the best fluid charge is about 30% of the tube volume.

Keywords

Thermosyphons, two-phase thermosyphon, charge in thermosyphons, inclination effects in thermosyphons.

1. INTRODUÇÃO

Os termossifões, assim como os tubos de calor, são dispositivos que possuem uma condutividade térmica efetiva bastante elevada. Nesses dispositivos, calor é fornecido em uma das regiões do tubo, chamada de evaporador, e retirado em outra denominada de condensador. Entre essas duas regiões pode ou não existir uma região isolada, chamada de região adiabática. Como o fluido interno, em situações normais, permanece na condição de saturação líquido-vapor, o aumento de temperatura em parte do tubo causa um aumento da pressão local, que em conjunto com diferenças de densidade estabelecem condições de escoamento do vapor para a região mais fria, onde a pressão é consequentemente mais baixa. A diferença básica entre os dois dispositivos, reside no fato da não existência de estrutura porosa nos termossifões. Este fato determina que um termossifão necessita trabalhar com o evaporador em nível inferior ao condensador, pois o retorno do líquido ao evaporador deve se dar por gravidade. Dessa forma, a inclinação do tubo passa a ser um fator importante para seu desempenho. Já nos tubos de calor, a existência da estrutura porosa permite se utilizar este dispositivo em qualquer posição, pois o líquido pode retornar à região de evaporação pela ação da força de capilaridade dessa estrutura.

Apesar de ser menos versátil que o tubo de calor, o termossifão é de construção bem mais simples e econômica, o que torna sua aplicação atrativa em muitas situações práticas.

Na figura 1 são mostrados esquematicamente os dois dispositivos e suas diferenças construtivas.

806

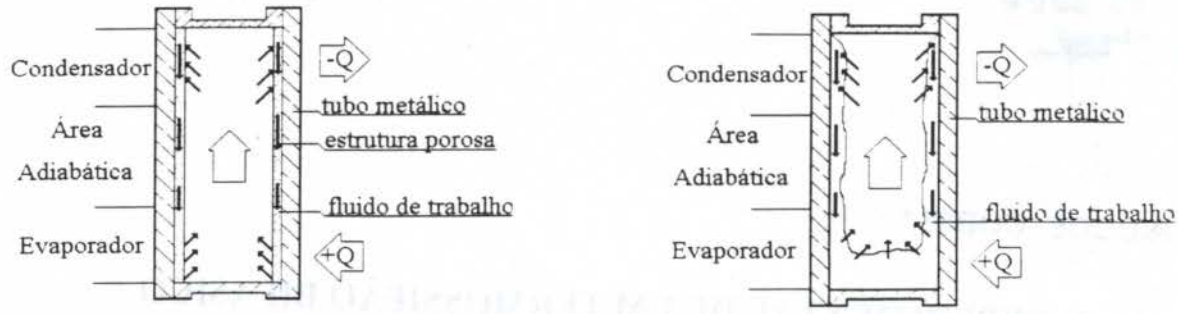


Figura 1 – a) tubo de calor b) termossifão

Os escoamentos internos do fluido de trabalho em um sifão térmico determinam as condições de funcionamento e as características de desempenho do mesmo. Por ser um escoamento bifásico, com a fase líquida escoando em sentido contrário à fase vapor, muitos fenômenos complexos ocorrem nesse escoamento, o que dificulta muito os estudos teóricos. Na literatura, podem ser encontrados alguns estudos teóricos, como os apresentados por Casarosa e Dobran (1988), usando formulações concentradas para as diversas regiões do dispositivo, e por Harley e Faghri (1994), que apresentam uma análise dos escoamentos de líquido e vapor em um sifão térmico, considerando regime laminar, utilizando as equações de Navier-Stokes para o vapor e uma aproximação de escoamento de película, para o líquido.

Pode-se encontrar, em número muito mais significativo, trabalhos experimentais, analisando regimes de escoamento, limites de transferência de calor e principalmente mecanismos causadores dessas transferências. Pode-se citar, como exemplos, os trabalhos de Savchenkov *et al* (1978), que traz uma análise experimental para sifões térmicos de baixa temperatura, Andros e Florschetz (1978) que fizeram um estudo de visualização de escoamento em um termossifão bifásico e Peterson e Bage (1991) que estudaram a diminuição da transferência de calor devido ao arrasto do líquido pelo vapor.

Quanto ao enchimento dos tubos e funcionamento em diferentes inclinações existem trabalhos experimentais relatando a utilização de cargas de 5% como em Negishi (1983, 1984), consideradas muito pequenas, cargas de 25% (Negishi e Sawada, 1983) classificadas como pequenas cargas até cargas de 75% (Terdtoon et al., 1990). Esses trabalhos descrevem mecanismos de evaporação e condensação relacionando-os ao dois parâmetros. Faghri (1996) apresenta dois métodos de determinação da carga mínima de enchimento, o primeiro considerando o filme de líquido e a piscina de fluido de modo a não se atingir o limite de secagem (dry-out) do dispositivo e o segundo, assumindo que só é necessário se manter a integridade do filme de líquido. Em ambos os casos, a faixa de fluxos de calor à qual o tubo estará submetido é um fator decisivo. Alguns outros modelos podem ainda ser encontrados em Lock (1992).

Apesar do grande número de trabalhos experimentais encontrados na literatura, o estudo do comportamento em diferentes inclinações e com diferentes quantidades de fluido de trabalho, ainda não foi totalmente explorado. Assim, este trabalho foi realizado com o intuito de se verificar essas influências e se obter parâmetros de projeto de termossifões operando em condições de temperaturas e fluxos de calor moderados. Construiram-se, então, diversos termossifões, a partir de tubos de cobre evacuados e escolheu-se água como fluido de trabalho. Para o enchimento dos tubos, procedeu-se à evacuação dos mesmos até uma pressão de $1x10^{-2}$ torr e então foi introduzido o fluido de trabalho. Foram utilizadas quantidades diferentes de fluido de trabalho na tentativa de se obter uma quantidade que permitisse um desempenho otimizado. Montou-se também um sistema de testes adequado a estas finalidades.

2. DESCRIÇÃO DO APARATO EXPERIMENTAL

Os experimentos realizados, visando atingir os objetivos iniciais, foram operacionalizados no Laboratório de Pesquisa da Área Térmica, do Departamento de Energia da UNESP - Campus de Guaratinguetá.

Uma primeira análise determinou a necessidade de se construir um sistema de testes que permitisse a variação e medição direta ou indireta dos seguintes parâmetros :

- distribuição de temperaturas ao longo do tubo;
- quantidade de calor fornecida e retirada pelo tubo;
- ângulo de inclinação do termossifão;

Um esquema do sistema de testes é apresentado na figura 2, e basicamente é constituido por :

a) uma fonte quente que é formado por um aquecedor elétrico tubular de resistências, com um tubo metálico interno para promover a homegeinização da temperatura do forno e com isolamento externo de 2,5 cm de manta de lã de vidro;

b) uma seção de retirada de calor construida a partir de um tubo de PVC, com chicanas internas fixadas no sifão térmico. Para a retirada de calor é feita a circulação, por gravidade, de água fria, proveniente de um tanque elevado e de nível constante, através do espaço entre os dois tubos;

c) um mecanismo que permite a variação do ângulo de inclinação do sifão térmico entre 0° e 90° em relação à posição horizontal;

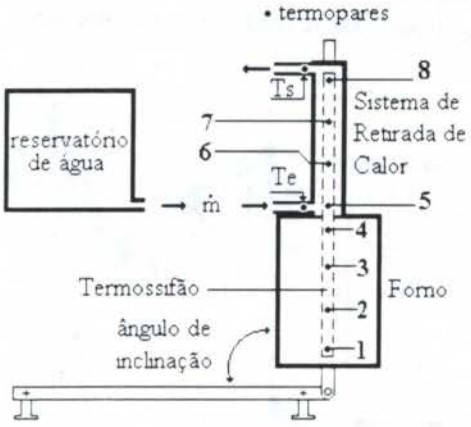


Figura 2 - Esquema da seção de testes

A instrumentação desse sistema consiste de 8 termopares fixados ao longo de sifão, tendo um deslocamento de 90º entre os mesmos, para a medida da distribuição de temperaturas, e termopares na entrada e saida de água de refrigeração, para avaliação do calor transferido. As vazões de água fria foram medidas através de um tanque calibrado e cronômetro, e as potências fornecidas pelo forno foram calculadas através da corrente e tensão da alimentação das resistências.

Foram testados termossifões construidos de tubos de cobre, com diâmetros de 1/2" e 3/4", com 0,60 m de comprimento, e com quantidades de fluido variando de 10% a 60% do volume interno do termossifão.

Assim, através da regulagem da potência do forno e da vazão de fluido frio, pôde-se simular diferentes condições de funcionamento, desde baixos fluxos de calor até valores onde ocorriam a secagem parcial ou total do evaporador.

Os resultados obtidos são mostrados na seção seguinte e dão indicações úteis para o projeto de termossifões bifásicos.

3. RESULTADOS E COMENTÁRIOS

A seguir, será apresentado os resultados obtidos experimentalmente, mostrando alguns efeitos importantes que foram verificados.

Na figura 3, são apresentadas curvas das distribuições de temperatura ao longo da parede externa do tubo, para um sifão térmico trabalhando na vertical, com uma potência fornecida de 281 W e com carga de enchimento de 20%. Foi escolhida essa carga, que não se mostrou ser a ótima, pelo interesse de se verificar o comportamento perto do secamento do tubo, o que não seria possível com cargas maiores devido às limitações do forno. Nestes gráficos, L_c é o comprimento corrigido do termossifão, que é o comprimento total descontado do comprimento das tampas de fechamento do sifão (onde realmente ocorrem os escoamentos internos). As curvas são para diferentes números de Reynolds na seção fria da seção de testes, calculados pela expressão :

$$Re = \frac{4Q}{P_m \nu}$$

onde Q é a vazão de água fria no condensador, P_m é o perímetro molhado da seção de testes e ν a viscosidade cinemática da água. Quanto maior o número de Reynolds, maior a vazão mássica circulando externamente ao condensador e consequentemente, existe uma melhoria na transferência de calor nessa região.

Assim, pode-se notar uma diferença maior entre os valores médios das temperaturas do evaporador e o condensador. Na situação mostrada, o sifão térmico funciona dentro de um regime estável com distribuição de temperaturas praticamente uniformes no condensador e no evaporador. Logicamente, a melhoria na transferência de calor, determinada pelo aumento do número de Reynolds, é limitada, o que pode ser notado pela quase sobreposição das curvas de maiores vazões, e que definem o limite de operação do termossifão testado nas condições especificadas.

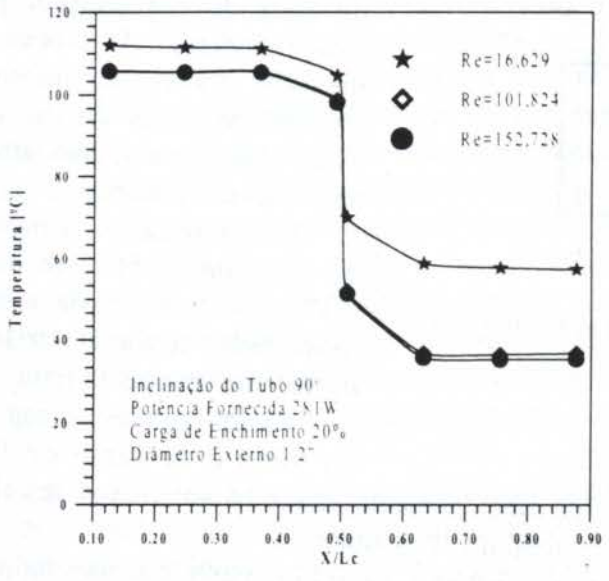


Figura 3 - Distribuição de temperaturas ao longo do termossifão

A figura 4 apresenta a distribuição de temperaturas para um termossifão testado na horizontal, variando-se a potência fornecida pelo forno.

Pode-se notar que o aumento da potência causa um aumento das temperaturas no evaporador porém, não há praticamente variação nas temperaturas do condensador, indicando que o calor retirado não variou significativamente. Isso era esperado, pois na posição

horizontal, o retorno do líquido é bastante prejudicado e portanto, o limite de funcionamento é facilmente alcançado.

Um fenômeno interessante pode ser visto nas figuras 5a e 5b, para duas inclinações diferentes e altas potências.

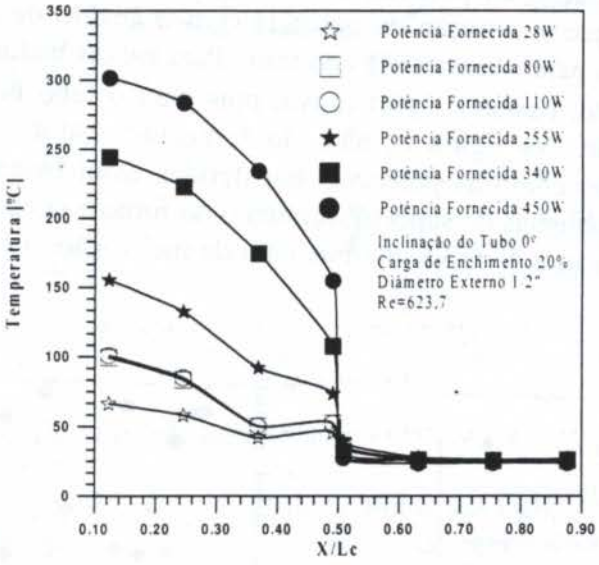


Figura 4 - Distribuição de temperaturas para um sifão térmico operando na horizontal

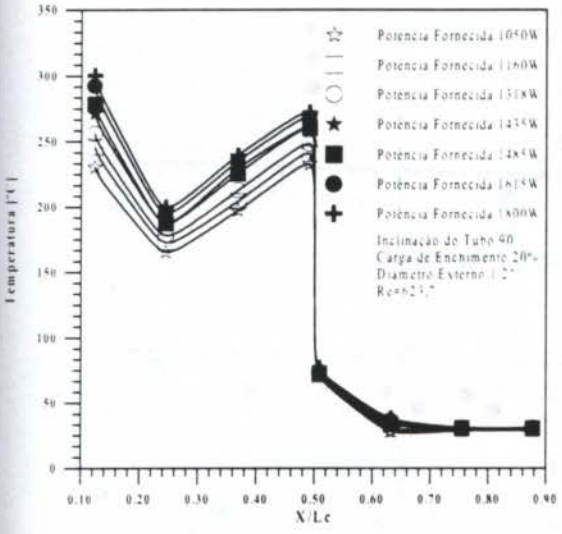


Figura 5a - Distribuição de temperaturas para um termossifão vertical e altas potências fornecidas

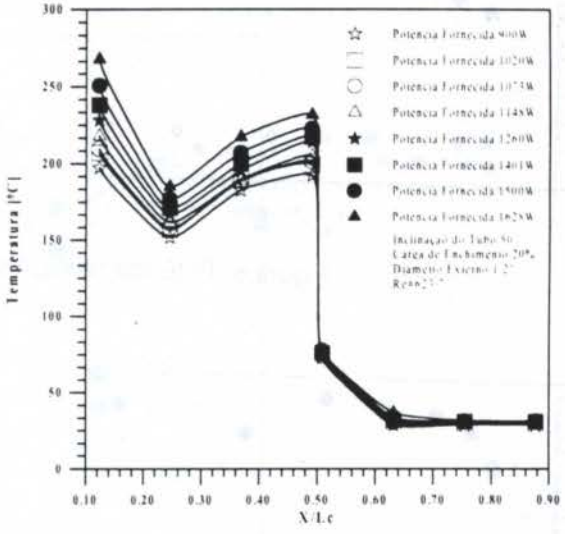


Figura 5b - Distribuição de temperaturas para um termossifão com 50° de inclinação e altas potências fornecidas

Pode-se notar que nos dois casos o tubo está trabalhando perto de seus limites máximos pois as variações de potência externa não alteram significativamente as temperaturas no condensador. Na extremidade inferior do evaporador, existe um superaquecimento, provavelmente pelo início da secagem do líquido nesta região. Devido aos altos fluxos, o liquido que retorna evapora antes de atingir o final do evaporador. No tubo operando a 50°, este fenômeno ocorre para valores de potências inferiores aos anteriores devido ao menor acúmulo de líquido no evaporador devido à inclinação.

As figuras 6 e 7 mostram as quantidades de calor retiradas pelos termossifões funcionando em diferentes faixas de potência externa e diferentes ângulos de inclinação, quando se manteve fixa a carga de enchimento dos tubos, e em função da vazão de água ao redor do condensador. O comportamento para todos os tubos é bastante similar.

Na figura 8, temos a variação da potência máxima retirada em função do ângulo de inclinação. Pode-se verificar que a variação da potência com o ângulo de inclinação não é muito acentuada, cerca de 20% para o termossifão do teste. Para baixas inclinações, entre 0° e 10° esta variação é, entretanto, bastante significativa, pois para o tubo horizontal, o calor transferido é bastante pequeno. Na figura 8, não são fornecidos valores para a potência retirada entre 0° e 10° porque, como as potências transferidas eram baixas e as potências fornecidas altas, ocorreram problemas de superaquecimento do forno e consequentes danos às resistências elétricas. Em uma grande faixa intermediária de inclinação, o calor transferido é praticamente constante.

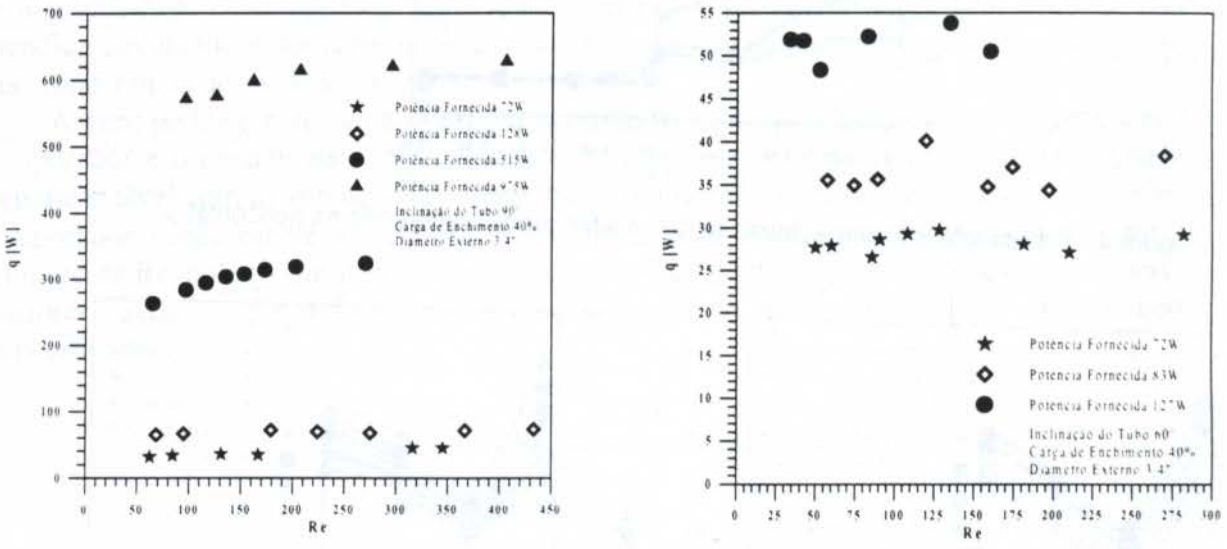


Figura 6- Potência retirada em função de Reynolds

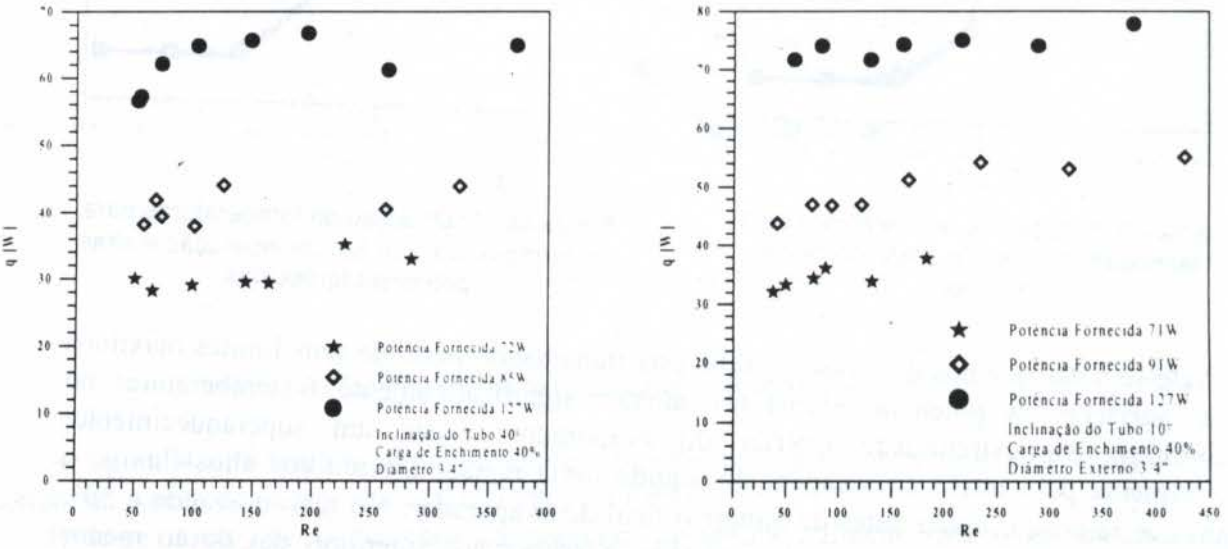


Figura 7- Potência retirada em função de Reynolds

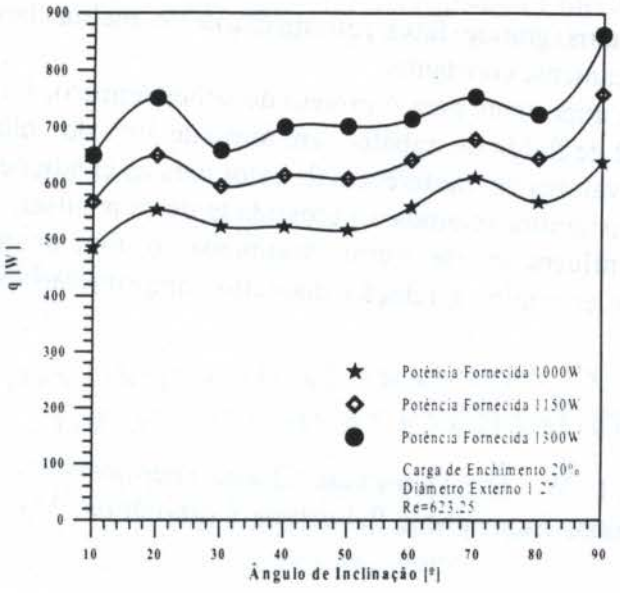


Figura 8 - Variação da potência máxima com a inclinação

Finalmente, na figura 9, temos os resultados obtidos nos testes realizados para verificar a influência da quantidade de fluido de trabalho no desempenho do termossifão. Existe uma região em torno da carga de enchimento de 30%, onde se obtém as melhores taxas de transferência de calor.

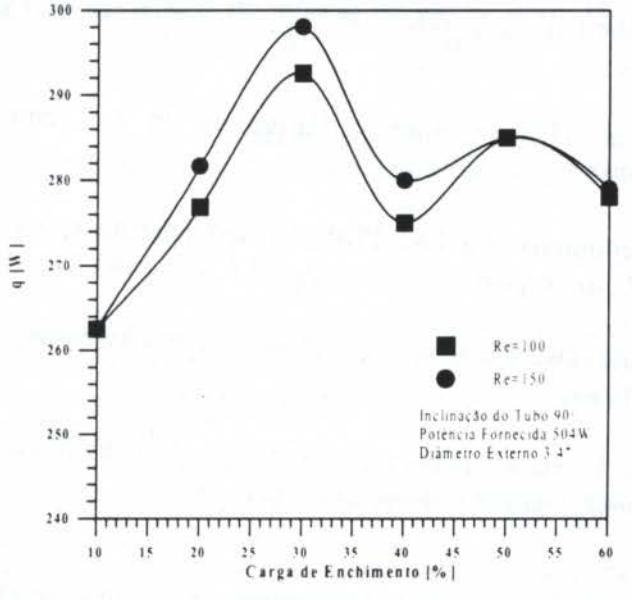


Figura 9 - Calor retirado em função da carga de enchimento do termossifão

4. CONCLUSÕES

Com o objetivo de se compreender melhor a influência dos parâmetros construtivos e de operação dos termossifões, foram construidos diversos sifões térmicos e um sistema de testes para verificar o desempenho de cada tubo em condições de operação distintas.

Da análise dos resultados verificou-se que a inclinação dos tubos influencia o desempenho de forma significante para ângulos pequenos não apresentando, entretanto,

variações significativas em uma grande faixa intermediária de inclinações, onde o calor transferido permaneceu praticamente constante.

Outro resultado bastante importante para o projeto de sifões térmico, foi a constatação da existência de uma quantidade de fluido de trabalho, em torno de 30% do volume do tubo, para a qual se obtém os melhores valores de tranferência de calor para as condições de testes.

Ao final deste estudo, vislumbra-se ainda a necessidade de se analisar outros parâmetros que, com certeza devem influenciar, de forma acentuada, o funcionamento dos sifões térmicos. Citamos aqui, por exemplo, a relação diâmetro/comprimento do tubo como um desses parâmetros.

5. REFERÊNCIAS

Andros, F. E. e Florschuetz, L. W., The Two-Phase Closed Thermosyphon: An Experimental Study with Flow Visualization, Hemisphere Publishing Corporation, Vol.4, pp. 1231-1267, 1978.

Casarosa, C. e Dobran, F., Experimental investigation and analytical modeling of a closed two-phase thermosyphon with imposed convection boundary conditions, *International Journal Heat Mass Transfer*, Vol. 31, pp. 1815-1833, 1988.

Faghri, A., Heat Pipe Science and Technology, Taylor & Francis Publishers, Washington DC, 1996.

Harley, C. e Faghri, A., Complete Transient Two-Dimensional Analysis of Two-Phase Closed Thermosyphons Including the Falling Condensate Film, *Transactions of ASME- Journal Heat Transfer*, pp. 418-426, 1994.

Lock, G.S.H., The Tubular Thermosyphon - Variations on a Theme, Oxford Science Publications, New York, 1992.

Neguishi, K., Unstable Phenomena in a Two-Phase Closed Thermosyphon, *Proc. Symposium on Mechanics for Space Flight*, Report S.P. No. 1, pp 257-263, 1983.

Neguishi, K., Thermo-Fluid Dynamics of Two-Phase Thermosyphons, 5th *Int. Heat Pipe Conference*, pp. 193-200, 1984.

Neguishi, K. and Sawada, T., Heat Transfer Performance of an Inclined Two-Phase Closed Thermosyphon, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 26(2), pp 1207-1213, 1983.

Peterson, G. P. E Bage, B. K., Entrainment Limitations in Thermosyphons and Heat Pipes, *Journal of Energy Resources Technology*, Vol. 113, pp147-153, 1991.

Savchenkov, G. A., et al, Theoretical and Experimental Research on Low-Temperature Thermosyphon and their Application in Refrigeration Engineering, *AIAA Journal* , pp. 78-462, 1978.

Terdtoon, P., Shiraishi, M and Muarkami, M., Investigation of Effect of Inclination Angle on Heat Transfer Characteristics of Closed Two-Phase Termosyphon, *Proc.* 6th *Int. Heat Pipe Conference*, Minsk, B9P, 1990.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB528

AN INVESTIGATION ON THE HEAT TRANSFER IN AN INDUSTRIAL FLUIDIZED BED HEAT EXCHANGER

PAULO ROBERTO TARDIN JR. AND LEONARDO GOLDSTEIN JR.
Department of Thermal and Fluids Engineering, College of Mechanical Engineering - UNICAMP
Zip Code 13083-970 Campinas, Brazil - E-mail: tardin@fem.unicamp.br

LUIS CARLOS CASAVECHIA
Superintendência da Industrialização do Xisto - SIX, PETROBRAS S/A
Zip Code 83900-000 São Mateus do Sul, Brazil

Abstract

An industrial size fluidized bed heat exchanger was tested and the results were applied to check the available correlations for the bed-to-tube heat transfer coefficient. The heat exchanger was designed to recover the heat content of the ashes produced in a 1 MW circulating fluidized bed boiler pilot plant burning oil shale, with an horizontal tube immersed in the bed. The solids inlet temperature was about 375 °C and the superficial velocity 0.10 m/s. About 75% of the total heat transfer rate from the ash was transferred to the water and the balance to the air stream. The Molerus correlation (1995) has shown the best agreement with the data, with less than 20% deviation.

Keywords

Heat exchanger, Fluidized bed, Heat recovery, Bed-to-tube heat transfer coefficient.

1. INTRODUCTION

Optimization of energy use in industrial processes has spurred research on recovery of the heat content of particulate solids exiting combustion, gasification and chemical process. One way of recovering this energy is through fluid bed heat exchangers, with direct or indirect contact of the particles with one or more fluid streams.

Heat is recovered in these exchangers by the fluidization gas and by immersed surfaces, such as single tubes, tube bundles or coils. Heat transfer between fluidized beds and immersed surfaces has been a subject of research since 1950 (Martin, 1983).

In this work the available heat transfer correlations for tubes immersed in a bubbling fluidized bed were evaluated for use in an industrial fluid bed heat exchanger. They were applied to recover the heat content from ashes produced in an 1 MW circulating fluidized bed boiler pilot plant, burning oil shale. The heat exchanger was composed of 4 fluidized chambers separated by vertical baffles, with an immersed horizontal feedwater tube coil.

Fluidized bed heat exchangers have several advantages:

- High heat transfer coefficients, up to 700 W/m^2K;
- The bed particles cause a gentle scrubbing of the heat exchange surfaces, keeping them clean;
- The uniform fluid bed temperature minimizes temperature gradients in the equipment, simplifying its mechanical design.

The disadvantage is:

- The pressure drop through a fluidized bed may be large as compared to an ordinary heat exchanger.

The bed-to-surface heat transfer coefficient, h_b, is the key parameter in the thermal design of a fluidized bed heat exchanger; it is available through empirical and semi-empirical correlations, due to the difficulties in analyzing the heat transfer mechanisms from fundamental equations.

In 1958, Vreedenberg carried out pioneering experimental studies on the heat transfer between a horizontal tube and an air fluidized bed, mounted 0.85 m above a perforated plate type distributor, in a 0.565 m diameter column. He investigated the effect of bed temperature, fluidization velocity, particle shape, particle diameter, particle density and tube diameter on h_b and proposed a correlation for the bed-to-tube Nusselt number, Nu_b. The predictions of the correlation did not deviate by more than 42% as compared to experiment.

Based on experimental data from a shallow fluidized bed of silica sand, Andeen and Glicksman (1976) modified Vreedenberg's correlation and predicted the new data as well as Vreedenberg's, excluding those for fine particles.

For a fluid bed of small particles, Grewal and Saxena (1980) proposed a correlation with the same format as Andeen and Glicksman's, with the addition of a dimensionless factor, which explicates the effect of the particles volumetric heat capacity, tube diameter, and the fluidizing gas thermal conductivity. This correlation was based on data from a square section fluid bed operating with air at atmospheric conditions. In general it predicted the data within ± 25%. Vreedenberg's correlation, as modified by Andeen and Glicksman, was in good agreement with these heat transfer data, excluding dolomite and fine sand ($\bar{d}_p = 167$ μm), in a 12.7 mm diameter tube. With increased tube diameter - 15.1 and 28.6 mm - the correlation failed altogether to predict the experimental data.

Glicksman and Decker proposed in 1980 a dimensionless correlation for a tube immersed in fluidized beds of particles larger than 1 mm. This correlation was applied to reported data from Zabrodsky et al. (1981) and their own.

Catipovic, also in 1980, proposed a correlation for an horizontal tube in a fluid bed of large particles, taking into account the time fraction in which the tube was bathed by bubbles. The correlation is constituted of three terms accounting for particles convection, gas convection for the emulsion phase and gas convection for the bubble phase. The agreement between theory and experiment was found to be good only at high fluidizing velocities.

Zabrodsky et al. (1981) investigated the heat transfer between horizontal tubes and a rectangular fluidized bed of large particles operating at atmospheric conditions and analyzed the effect of particle diameter, shape, and fluidizing velocity on Nu_b. The authors proposed a correlation which predicted their data and greatly overpredicted the data from beds at higher pressures. Glicksman and Decker's model conduction component represents a particular case of Zabrodsky's model, i.e., steady-state conduction for large and/or fast moving particles; it differs in how gas convection was accounted for, and gives a fair reproduction of only part of Zabrodsky's experimental data, for widely spaced tubes.

Ganzha, Upadhyay and Saxena (1982) proposed a semi-empirical correlation for fluidized bed of particles larger than 1 mm and immersed horizontal tubes. The correlation was found in good agreement with data from Catipovic (1980) and Zabrodsky et al. (1981), including data from beds with high pressure.

Abubakar and Tarasuk (1983) measured local and overall heat transfer coefficients on a horizontal tube inside a shallow gas fluidized bed of fines particles, studying the influence of the distance between tubes, and the gas distributor influence. The largest deviation between measured and predicted values was about 17%. The authors found that only the modified Vreedenberg's correlation, as proposed by Andeen and Glicksman, showed good agreement with their experimental data, although with large discrepancies at low and high gas velocities, possibly because tube and bed heights effects were not considered in this correlation.

In a recent work, Molerus et al. (1995a) developed a measurement system based on the pulsed light method of tracing particles in a fluidized bed close to a tube surface to analyze the particle migration at solid surfaces and the heat transfer in bubbling fluidized beds. A collection of luminous

particles adjacent to a transparent solid surface was marked by a light pulse transmitted via fiber optics. The fate of the initially bright spot was recorded in videotape. Digital image analysis of spot migration provided statistically determined migration velocities along the heating surface, whereas the decay in luminosity defined the particle exchange frequency in the direction perpendicular to the solid surface. Comparison of the measured particle exchange frequencies with the simultaneously measured heat transfer coefficients revealed a direct correspondence between particle migration and the bed-to-tube heat transfer. According to their results the prediction of heat transfer coefficients in fine-grained beds should consider two transfer resistances in series: the gas film and that due to the rate of removal of heated or cooled particles from the heat exchanging surface.

Extending this work, Molerus et al. (1995b) proposed a correlation for Nu_h, which takes into account the dependence on the superficial gas velocity. The accuracy of the prediction was checked for the following conditions: d_p : 74-4000 μm; ρ_p : 26-11800 kg/m^3; p_{bed} : 0.3 - 20 bar; T_{bed} : 17-777 °C; *Arquimedes Number* $\leq 10^8$ and U-$U_{mf} \leq 2.5$ m/s. They investigated the temperature effect and, apparently, found no significant contribution to heat transfer from thermal radiation.

Later researches have given closer attention to the relationship of heat transfer with the bed hydrodynamics, carrying on local and/or instantaneous measurements of the heat flux, temperature, particles velocity and void fraction (Kumada et al., 1990; Moslemian et al., 1991; Khan and Turton, 1992; Salim and Johnson, 1992; George, 1993; Li et al., 1993a; Wang et al., 1995; Molerus et al., 1995a; Miyamoto et al., 1995; Sunderesan and Clark, 1995; and Olsson and Almstedt, 1995) to better understand the heat transfer phenomenon, leading to more realistic correlations for h_h.

Table 1 presents the range of operational conditions of these correlations.

Table 1. Range of operational conditions of the Nu_b correlations.

Investigators	Operational Conditions									
	$\bar{d}_p$ (μm)	A_b (m^2)	ρ_p (kg/m^3)	V (m/s)	T_b (K)	P_b (bar)	H_t (m)	H_o (m)	D_i (mm)	Tubes
Vreedenberg, 1958	64-353	0.251	1600-5150	0.01-0.24	313-613	1.1	0.85	1.2	16.9-51.0	1
Andeen and Glicksman, 1976	163-735	0.372	2660	0.25-2.10	295-772	1.1	0.01	0.02-0.04	19.0	1,2,3
Grewal and Saxena, 1980	136-1450	0.093	2490-4450	0.09-0.74	298-1373	1.1	0.21	-	12.7-28.6	1, bundle
Catipovic et al., 1980	650-971	-	2450-4450	0.06-1.34	313-1070	1.1-2.0	-	-	-	1, bundle
Glicksman and Decker, 1980	650-971	-	2450-4450	0.06-1.34	313-1070	1.1-8.1	-	-	-	-
Zabrodsky et al., 1981	1000-3000	0.096	1000-2300	0.5-1.13	313	1.1-2.0	0.15	0.27-0.47	30	bundle
Ganzha et al., 1982	1300-4000	-	1600-2500	0.06-1.34	274-649	1.1	-	-	14-102	1,bundle
Abubakar and Tarazuk, 1983	165-480	0.607	2500	0.03-0.80	313	1.1	0.044-0.22	0.13-0.58	30	1
Molerus et al., 1995	70-4000	0.07	26-11800	U_{mf} - 2.50	290-1050	0.3-20	-	-	5.0-30.0	1

$\bar{d}_p$ - mean particles diameter
A_b - bed section transversal area
ρ_p - particle density
V - superficial gas velocity
T_b - bed average temperature
P_b - bed average pressure
H_t - horizontal tube height in relation to distributor plate
H_o - static bed height
D_i - tube internal diameter

Pécora and Goldstein (1989) discussed the main fluid bed heat recovery systems and presented a formulation to calculate the heat exchange area in heat exchangers that have horizontal tubes immersed in a bed, similar to the one used in this work, as follows:

- *Desired heat transfer rate:*

$$Q = m_p C_p (Tp_i - Tp_o) \qquad (1)$$

where m_p , C_p , Tp_i *and* Tp_o are the particles mass flow rate, specific heat, and inlet and outlet temperatures.

- *Actual heat transfer rate:*

$$Q = UA\Delta T_m \qquad (2)$$

where U is the overall heat transfer coefficient and ΔT_m the logarithmic mean temperature difference between the fluid inside the tubes and the fluidized bed:

$$\frac{1}{U} = \frac{1}{h_b} + \frac{1}{h_i}\frac{D_e}{D_i} + R_i\frac{D_e}{D_i} + \frac{D_e}{2k_t}\ln\left(\frac{D_e}{D_i}\right) \tag{3}$$

and

$$\Delta T_m = \frac{\left(T_{p_i} - T_{w_i}\right) - \left(T_{p_o} - T_{w_o}\right)}{\ln\dfrac{\left(T_{p_i} - T_{w_i}\right)}{\left(T_{p_o} - T_{w_o}\right)}} \tag{4}$$

D_i and D_e are the internal and external tube diameter, k_t the tube conductivity, h_i and h_b, the tube internal and external heat transfer coefficients, R_i the internal fouling resistance, and T_{wi} and T_{wo}, the inlet and outlet fluid temperatures.

In this work, an industrial size fluid bed heat exchanger was tested and the results were applied to check the available correlations for h_b, assuming the validity of the presented rating procedure. This heat exchanger was designed to recover the heat content of the ashes produced in a 1 MW circulating fluidized bed boiler pilot plant, located in São Mateus do Sul, PR, burning oil shale with the addition of limestone.

2. TEST APPARATUS AND PROCEDURE

The test facilities were designed by UNICAMP - State University of Campinas, SP and PETROBRÁS-SIX.

The gas-fluidized bed heat exchanger is made of 4 chambers, separated by vertical baffles, with a total section area equal to 0.60 m^2, and a multi-hole tuyere distributor, as shown in Figure 1.

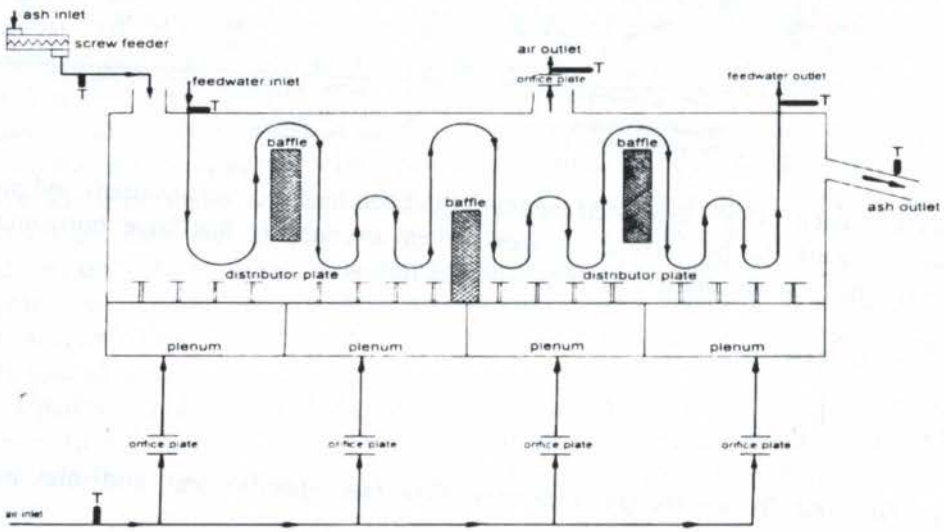


Figure 1. Schematic diagram of the gas-fluidized bed heat exchanger.

The dimensions of the exchanger are: height: 1.09 m, length: 1.82 m, and width: 1.09 m. Ash inlet and outlet were originally located in the first and fourth chambers. The distributor plate has about 32 tuyeres per chamber, as shown in Figure 2, producing a bubbling fluidized bed.

Feedwater flows through an immersed horizontal tube coil, with a length of 4.53 m, extending from the first to the fourth chamber, and then to the boiler economizer.

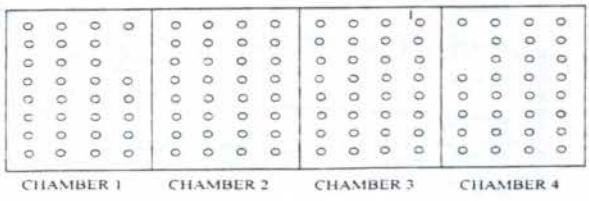


Figure 2. Schematic of the multi-hole tuyere distributor.

Air enters the bed at ambient temperature, is heated and used as combustion air in the boiler. Air and water mass flowrates were measured employing square-edge orifice plates, in accordance with ASME standards. The ash flowrate was obtained from an overall energy balance in the heat exchanger, from the ash, air and feedwater temperatures and the air and water mass flowrate measurements. The temperatures were measured with immersed thermocouples. Physical properties were evaluated at the average streams temperatures in the heat exchanger.

Table 2 consolidates the data for the 13 tests which were performed and includes the calculated air and water heat transfer rates. The average ash mass flowrate was 450 kg/h, introduced at an average temperature of 375 °C.

Table 2. Operational conditions and heat transfer rate.

Operational Conditions	TEST												
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
Shale ash stream:													
Inlet temperature, °C	510	519	639	616	676	626	477	461	436	399	388	365	333
Outlet temperature, °C	220	295	480	310	315	330	180	190	100	90	90	110	110
Flowrate, kg/h	349.9	342.3	657.7	568.6	430.5	573.3	381.3	521.5	402.4	357.9	377.1	417.8	461.4
Air stream:													
Inlet temperature, °C	36	38	40	40	40	39	42	42	25	34	34	34	34
Outlet temperature, °C	315	374	553	361	450	458	429	396	215	190	188	177	156
Flowrate, kg/h	167.7	166.7	162.7	148.1	148.1	203.3	184.4	228.8	157.2	201.6	191.9	189.6	190.0
Superficial velocity, m/s	0.100	0.106	0.123	0.093	0.102	0.141	0.125	0.150	0.082	0.103	0.098	0.095	0.093
Feedwater stream:													
Inlet temperature, °C	58	65	65	62	61	59	60	54	56	58	57	57	57
Outlet temperature, °C	72	70	70	92	81	80	70	68	84	81	81	80	80
Flowrate, kg/h	1085	1271	1318	1131	1287	1116	1209	1225	1008	930	930	930	930
Mean velocity, m/s	1.275	1.496	1.551	1.338	1.518	1.315	1.421	1.437	1.188	1.096	1.095	1.095	1.095
Heat transfer rate (*), kW:													
Sensible heat received by air	-	-	-	-	-	-	-	-	8.4	8.9	8.3	7.6	6.5
Sensible heat received by feedwater	-	-	-	-	-	-	-	-	32.8	24.9	26.0	24.9	24.9

(*) The sensible heat received by the air and feedwater streams was calculated by expressions similar to Eq. (1).

Tests 1 to 8 exhibited a high outlet ash temperature compared with the other tests, probably due to accumulation of particles in the first two chambers, caused by the baffles positioning. Analyzing the tests in chronological order, it was also possible to infer that inadequate grinding of the oil shale may have occurred, up to test 8, when there was a routine maintenance procedure in the ham mill. The entrance of coarse ash in the heat exchanger may have hindered good fluidization. Consequently, only tests 9 to 13 are included in the subsequent evaluation. The conditions in these tests were not varied, as the ash was produced as the byproduct of the standard operation at the boiler, not allowing to evaluate the influence of the boiler operational parameters.

The air mass flowrate was approximately 20% of the feedwater flowrate, resulting in a superficial air velocity of 0.10 m/s, for a mean particle diameter equals to 0.160 mm. About 75 percent of the total heat transfer rate was transferred from the ashes to the feedwater.

3. RESULTS AND DISCUSSION

Initially a sensitivity analysis was performed concerning the Nu_h correlations available, for the conditions of test 13, taken as an example, varying the particle Reynolds number and bed temperature, as shown in Figures 3 and 4.

As can be seen, the correlations presented, basically, the same trends, although, the Nu_h values found are in strong disagreement, confirming the influence of the different conditions in which they were developed. Therefore, the conditions under which each correlation was obtained must be effectively taken into account when contemplating its application.

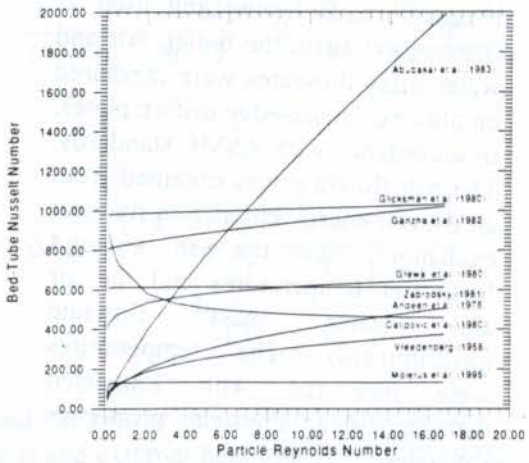


Figure 3. Bed-to-tube Nusselt number versus particle Reynolds number.

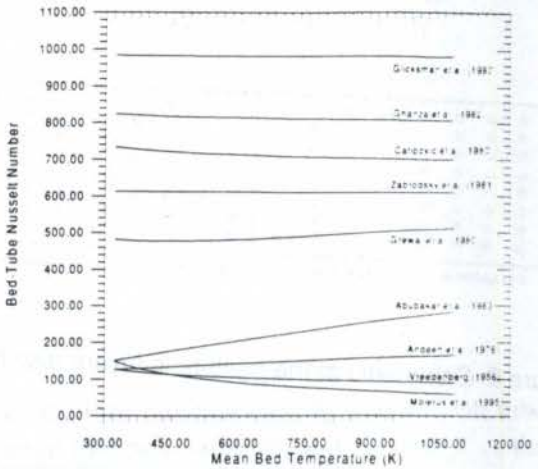


Figure 4. Bed-to-tube Nusselt number versus bed temperature.

Next the correlations were checked against the experimental data, which allow the calculation of Q_a and ΔT_m, through equations (1) and (4), and then U, through equation (2). The heat transfer coefficient h_b is determined next from equation (3), where h_i was calculated by the Dittus-Boelter correlation (1930).

Table 3 shows the average test conditions in which the fluid bed operated.

Table 3. Average test conditions.

Operational Conditions Employed - This Work									
$\bar{d}_p$ (μm)	A_b (m^2)	ρ_p (kg/m^3)	V (m/s)	T_b (K)	P_b (bar)	H_f (m)	H_o (m)	D_i (mm)	Tubes
160	0.60	2500	0.10	515	1.0	0.09	0.30	19.1	1

Comparing with the conditions presented in Table 1, one observes that only the correlations of Vreedenberg (1958), Andeen and Glicksman (1976), Grewal and Saxena (1980) and Molerus et al. (1995) should be applicable. Anyway, for thoroughness, all correlations were tested.

. *Vreedenberg, 1958:*

$$Nu_b = 0.66\,Pr_g^{0.3}\left[Re_g\left(\frac{\rho_p}{\rho}\right)\left(\frac{1-\varepsilon}{\varepsilon}\right)\right]^{0.44} \tag{5}$$

where

$$\varepsilon = \left(\frac{18\,Re_p + 0.36\,Re_p^2}{Ar}\right)^{0.21}$$

and

$$Ar = \frac{\bar{d}_p^3 \rho_p \rho g}{\mu^2}$$

. *Andeen and Glicksman, 1976:*

$$Nu_b = 450(1-\varepsilon)\,Pr_g^{0.3}\left(\frac{Re_g}{Ar}\right)^{0.326} \tag{6}$$

. *Grewal and Saxena, 1980:*

$$Nu_b = 47(1-\varepsilon)\,Pr_g^{0.33}\left(\frac{Re_g}{Ar}\right)^{0.325}\left[\left(\frac{Re_g\,Pr_g}{Fr_D}\right)\left(\frac{\rho_p}{\rho}\right)\left(\frac{C_p}{C_g}\right)\right]^{0.23} \tag{7}$$

• *Molerus et al., 1995:*

$$Nu_b = \frac{0.125(1-\varepsilon_{mf})\left\{1+33.3\left[\sqrt[3]{(V-V_{mf})/V_{mf}}\sqrt[3]{(\rho_p C_p/k_g)}(V-V_{mf})\right]^{-1}\right\}^{-1}}{1+(k_g/2C_p\mu)\left\{1+0.28(1-\varepsilon_{mf})^2\left[\rho/(\rho_p-\rho)\right]^{0.5}\left[\sqrt[3]{(\rho_p C_p/k_g)}(V-V_{mf})\right]^2 V_{mf}/(V-V_{mf})\right\}} D_e$$

$$+0.165\,Pr_g^{1/3}\left(\frac{\rho}{\rho_p-\rho}\right)^{1/3}\left[1+0.05\left(\frac{V-V_{mf}}{V_{mf}}\right)^{-1}\right]^{-1} D_e \qquad (8)$$

Table 4 compares the bed-to-tube Nusselt number obtained experimentally and from the correlations, applied to the experimental data corresponding to tests 9 to 13.

Table 4. Verification of the bed-to-tube Nusselt number correlations.

Correlation	Bed Tube Nusselt Number from Tests				
	9	10	11	12	13
Experimental - this work	92.2	102.7	100.5	99.8	99.6
Vreedenberg, 1958	112.0	124.6	122.0	120.9	121.0
Andeen e Glicksman, 1976	125.3	134.5	132.3	130.7	129.1
Grewal e Saxena, 1980	471.6	482.2	480.0	478.8	478.4
Glicksman e Decker, 1980	982.8	983.3	983.2	983.2	983.2
Catipovic, 1980	742.4	712.5	719.3	724.0	728.1
Zabrodsky et al., 1981	612.5	612.6	612.6	612.7	612.8
Ganzha et al., 1982	818.0	821.2	820.6	820.5	820.9
Abubakar e Tarazuk, 1983	187.8	222.0	213.3	207.0	200.8
Molerus et al., 1995	125.2	127.7	127.9	129.2	132.4

It can be observed that only the correlations of Vreedenberg, Andeen and Glicksman, and Molerus et al. provide results comparable to the experimentally obtained, as expected. Despite its potential application to the experimental condition, the correlation of Grewal and Saxena did not provide reasonable results, possibly due to the small size of the bed employed by these authors. The predictions of the previous three correlations are compared to experiment in Figure 3, and it can be seen that the best results were provided by Molerus et al., with deviations lower than 20%.

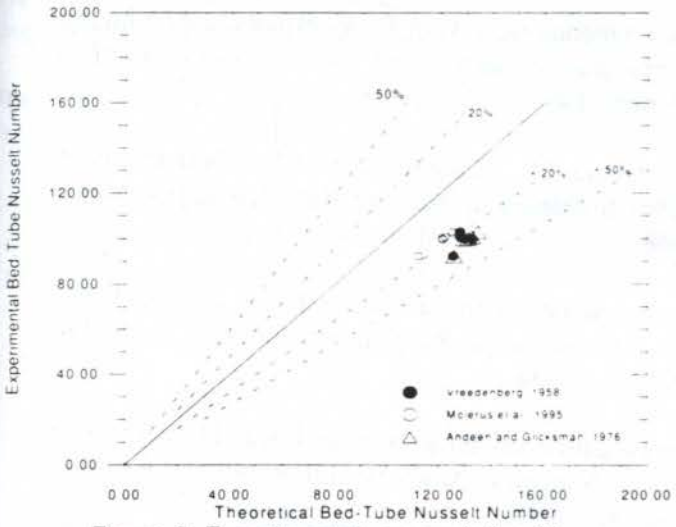


Figure 3. Experimental vs correlation Nu_b.

4. CONCLUSIONS

An analysis of the available correlations to determine the bed-to-tube Nusselt number was performed and the results compared with the experimental data from tests in an industrial size fluidized bed heat exchanger.

The tests were performed with the ashes from a circulating fluidized bed boiler pilot plant burning oil shale. The solids inlet temperature was 375 °C, for an average bed temperature of 247 °C. The average particle diameter was 0.160 mm and the superficial gas velocity 0.10 m/s. The average solids mass flowrate was 450 kg/h. About 75% of the total heat transfer rate from the solids was transferred to the water and the balance to the air stream.

The correlations of Vreedenberg (1958), Andeen and Glicksman (1976), and Molerus et al. (1995) have shown reasonable agreement with the data. The Molerus et al. correlation presented deviations lower than 20% and is recommended for application in large size heat recovery fluidized bed exchangers.

REFERENCES

Abubakar, M.Y., and Tarazuk, J.D., Local and Overall Heat Transfer Coefficients on a Horizontal Tube Inside a Shallow Gas Fluidized Bed by Means of a New Two-Sector Heat Transfer Probe, *IV International Conference on Fluidization*, Japan, 1983.

Andeen, B.R., and Glicksman, L.R., Heat Transfer to Horizontal Tubes in Shallow Fluidized Beds. *ASME-AIChE Heat Transfer Conference*, ASME paper 76-HT-67, Missouri, USA, 1976.

Catipovic., N.M., A Model for Heat Transfer to Horizontal Tubes Immersed in a Fluidized Bed of Large Particles, *Fluidization*, Plenum Press, pp. 225-234, 1980.

Ganzha, V.L., Upadhyay, S.N., and Saxena, S.C., A Mechanistic Theory of Heat Transfer Between Fluidized Beds of Large Particles and Immersed Surfaces, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 25, pp. 1531-1540, 1982.

George, A.H., Instantaneous Local Heat Transfer Coefficients and Related Frequency Spectra for a Horizontal Cylinder in a High Temperature Fluidized Bed, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 36, No. 2, pp. 337-345, 1993.

Glicksman, L.R., and Decker, N.A., Design Relationships for Predicting Heat Transfer to Tube Bundles in Fluidized Bed Combustion, *Proceedings VI International Conference on Fluidized Bed Combustion*, Georgia, USA, Vol. III, pp. 1152-1157, April 1980.

Grewal, N.S., and Saxena, S.C., Heat Transfer Between a Horizontal Tube and a Gas-Solid Fluidized Bed, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 23, pp. 1505-1519, 1980.

Khan, T., and Turton, R., The Measurement of Instantaneous Heat Transfer Coefficients Around the Circumference of a Tube Immersed in a High Temperature Fluidized Bed, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 35, No. 12, pp. 3397-3406, 1992.

Kumada, M., Kume, S., Mabuchi, I., Watanabe, Y., Hirata, M., Characteristics of Dynamic Behavior and Local Heat Transfer Around Single Row Tubes Immersed in Floating Particles, *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 3, pp. 272-279, 1990.

Li, H., Qian, R., Huang, W., and Bi, K., An Investigation on Instantaneous Local Heat Transfer Coefficients in High-Temperature Fluidized Beds - I. Experimental Results, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 36, No.18, pp. 4389-4395, 1993a.

Li, H., Qian, R., Huang, W., and Bi, K., An Investigation on Instantaneous Local Heat Transfer Coefficients in High-Temperature Fluidized Beds - II. Statistical Analysis, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 36, No.18, pp. 4397-4406, 1993b.

Martin, H., Fluid Bed Heat Exchangers, in Taborek, J., Hewitt, G.F., and Afgan, N., *Heat Exchangers - Theory and Practice*, McGraw-Hill Book Company, pp. 535-547, 1983.

Miyamoto, M., Takahashi, K., Jie, J.R., Katoh, Y., and Kurima, J., Unsteady Heat Transfer and Particle Behavior Around a Horizontal Tube Bundle Near an Expanded Bed Surface of a Gas Fluidized Bed: Conditional Sampling Statistical Analysis, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 38, No. 17, pp. 3263-3273, 1995.

Molerus, O., Burschka, A., and Dietz, S., Particle Migration at Solid Surfaces and Heat Transfer in Bubbling Fluidized Beds - I. Particle Migration Measurement Systems, *Chemical Engineering Science*, Vol. 50, No. 5, pp. 871-877, 1995a.

Molerus, O., Burschka, A., and Dietz, S., Particle Migration at Solid Surfaces and Heat Transfer in Bubbling Fluidized Beds - II. Prediction of Heat Transfer in Bubbling Fluidized Beds, *Chemical Engineering Science*, Vol. 50, No. 5, pp. 879-885, 1995b.

Moslemian, D., Chen, M.M., and Chao, B.T., Heat Transfer to Horizontal Tubes in a Fluidized Bed: The Role of Superficial Gas and Local Particle Velocity, Experimental Thermal and Fluid Science, Vol. 4, pp. 76-89, 1991.

Olsson, S.E., and Almstedt, A.E., Local Instantaneous and Time-Averaged Heat Transfer in a Pressurized Fluidized Bed with Horizontal Tubes: Influence of Pressure, Fluidization Velocity and Tube-Bank Geometry, *Chemical Engineering Science*, Vol. 50, No. 20, pp. 3231-3245, 1995.

Pécora, A.A.B., and Goldstein Jr., L., Recuperação de Calor em Sistemas Bifásicos Gás-Partículas Sólidas, *XVII Encontro Sobre o Escoamento em Meios Porosos - ENEMP*, São Carlos, pp. 299-310, Out., 1989.

Peter, U., A Fluidized-Bed Dryer and Cooler, *International Chemical Engineering*, Vol. 16, No. 4, pp. 587-590, 1976.

Salim, Z.A., and Johnson, E.K., Heat Flux Gage and Bubble Probe for Fluidized Bed System, *Powder Technology*, Vol. 73, pp. 163-168, 1992.

Sunderesan, S.R., and Clark, N.N., Local Heat Transfer Coefficients on the Circumference in a Gas Fluidized Bed, *International Journal of Multiphase Flow*, Vol. 21, No. 6, pp. 1003-1024, 1995.

Vreedenberg, H.A., Heat Transfer Between a Fluidized Bed and a Horizontal Tube, *Chemical Engineering Science*, Vol. 9, No. 52, pp. 52-60, 1958.

Wang, R., Cho, W., and Ho, T.C., Modeling of Grid Region Heat Transfer in a Shallow Gas-Solid Fluidized Bed, *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, Vol. 73, pp. 66-72, 1995.

Zabrodsky, S.S., Epanov, Y.G., Galershtein, D.M., Saxena, S.C., and Kolar, A.K., Heat Transfer in a Large Particle Fluidized Bed with Immersed In-Line and Staggered Bundles of Horizontal Smooth Tubes, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 24, pp. 571-579, 1981.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB325

TROCADORES DE CALOR ALIMENTADOS POR HIDROGÊNIO / OXIGÊNIO ELETROLÍTICO - UMA ANÁLISE COMPARATIVA / *HEAT EXCHANGERS POWERED BY HYDROGEN/OXYGEN ELETROLYTIC - A COMPARATIVE ANALYSIS*

MAURÍCIO ALVES DA MOTTA SOBRINHO [1], JÚLIO GOLDFARB [2], KEPLER BORGES FRANÇA [2]

[1] *Universidade Federal de Pernambuco, Departamento de Engenharia Química, Av Prof. Arthur de Sá, s/n, Cidade Universitária, CEP : 50.740-080, Recife, Pernambuco, Brasil, Tel. : (081) 271-8238, Fax : (081) 271-0095, E-Mail: mottas@npd.ufpe.br*

[2] *Universidade Federal da Paraíba, Departamento de Engenharia Química, Campina Grande, Paraíba, Brasil, Fax.: (083) 310-1011.*

Abstract

The environmental care and the search for alternative energy sources are some of the main problem for the governments. Solar and wind energy and hydrogen can de solution. This work shows results of a research run by the Hydrogen Group of UFPB for the development of heat exchangers. The performance of two heat exchangers were compared, a tubular and a convective heat exchanger, through the analysis of the internal and external environmental variation, the gas and the electricity consumption. As a result, the convective exchanger showed a better suitability, suggesting that its efficacy can increase after some alterations to be made, mainly at the gas outlet.

Key-Words

Trocador de Calor, Aquecimento de Ambientes, Hidrogênio Eletrolítico, Energia Alternativa.
Heat-Exchanger, Environmental Heating, Eletrolytic Hydrogen, Alternative Energy.

1. INTRODUÇÃO

A crescente demanda de energia e o esgotamento das reservas de petróleo, faz com que haja grandes investimentos em pesquisa e desenvolvimento de novas formas de energia. O aumento da poluição principalmente nos grandes centros urbanos, induz a pesquisa de fontes não poluentes, que garanta a sobrevivência do meio em que vivemos. As energias solar, eólica e o hidrogênio, surgem como a melhor solução para estes problemas. O hidrogênio, sendo um vetor energético secundário pode ser gerado a partir das energias solar e eólica, funcionando também como um excelente meio de estocagem; melhor que as baterias. Os aquecedores de ambiente produzidos atualmente, são, em geral, movidos a combustíveis fósseis, que poluem o ambiente, ou elétricos que apresentam um elevado consumo de energia. Neste trabalho pretende-se mostrar a viabilidade técnica do uso do hidrogênio eletrolítico como fonte de energia para o aquecimento de ambientes e realizar uma análise comparativa entre dois trocadores de calor, um desenvolvido no âmbito do Departamento de Engenharia Química da UFPB, campus de Campina Grande, e um comercial, adquirido de uma empresa sulista, fabricante de aquecedores domiciliares.

2. MATERIAIS E MÉTODOS

O sistema de aquecimento de ambientes movido a hidrogênio eletrolítico é dividido em duas partes: unidade geradora de hidrogênio/oxigênio(eletrolisador bipolar) e unidade de aquecimento de ambientes (trocador de calor). Para a realização deste estudo comparativo foram conectados alternadamente o trocador de calor tubular, desenvolvido na UFPB, e o trocador de calor convectivo, adquirido.

2.1 Eletrolisador Bipolar

A geração do hidrogênio eletrolítico ocorre no interior do reator quando a corrente elétrica atravessa a solução aquosa, quebrando a molécula da água e produzindo hidrogênio e oxigênio. Para tanto faz-se uso do hidróxido de sódio como catalisador da solução. A diferença de potencial entre cada placa do eletrolisador deve ser de aproximadamente 1,75 volts.

O eletrolisador bipolar é constituído das seguintes unidades: reator eletrolítico, reservatório de eletrólito, trocador de calor para resfriar o eletrólito, purgadores que evitam o arraste do eletrólito, selos controladores de chama para evitar que a chama retorne (evitar que a máquina possa engolir a chama), fonte de alimentação, maçarico além de um pressostato, um regulador de pressão e um manômetro. Faz parte ainda do sistema duas válvulas anti-chama, uma válvula seca que fica logo após a saída dos selos controladores de chama e outra no maçarico.

O fluxograma no interior do sistema eletrolítico, mostrado na Figura 1, é o seguinte : a solução de KOH a 28% desce do reservatório para o reator eletrolítico, por gravidade, onde os gases hidrogênio e oxigênio são produzidos. Estes retornam ao eletrolisador para deixar o excesso de eletrólito, passam pelo regulador de pressão, que irá controlar a vazão dos gases e manômetro, que indica a pressão de saída dos gases, em seguida pelos purgadores, selos controladores de chama e saindo pelo maçarico.

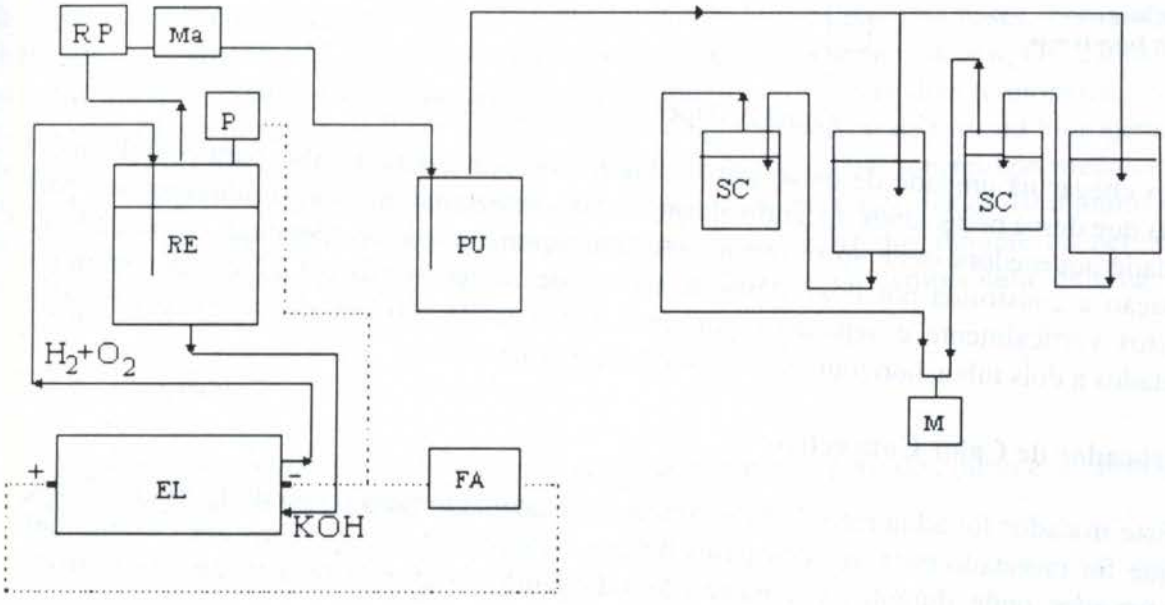


Figura 1 - Fluxograma do processo eletrolítico : reator eletrolítico (EL), reservatório de eletrólito RE), purgador (PU), selos controladores de chama (SC), pressostato (P), regulador de pressão (RP), manômetro (Ma), maçarico (M) e fonte de alimentação (FA).

2.2 Trocador de Calor Tubular

O trocador de calor tubular, Figura 2, é dividido em duas partes: unidade de aquecimento e unidade de dissipação.

A unidade de aquecimento denominada cetilha, apresenta-se como uma fonte inicial de calor a qual é alimentada pela chama oriunda do maçarico. A mesma é formada por dois tubos concêntricos de 2,54 e 5,10 cm de diâmetro, ambos com 50 cm de comprimento e 0,32 cm de espessura. O tubo interno recebe a chama do maçarico a qual aquece o fluido térmico, óleo orgânico sintético Dowtherm *G, que se encontra entre os tubos interno e externo, e por convecção flui em direção da unidade de dissipação. O tubo interno está ligado diretamente com a chaminé para a saída dos gases de combustão, constituídos basicamente de vapor de água. Junto com a unidade de aquecimento tem-se um tubo de alimentação para o fluido térmico de 1,27 cm de diâmetro e 50 cm de altura. As tubulações desta unidade são de ferro galvanizado e isoladas termicamente através de um cordão de amianto.

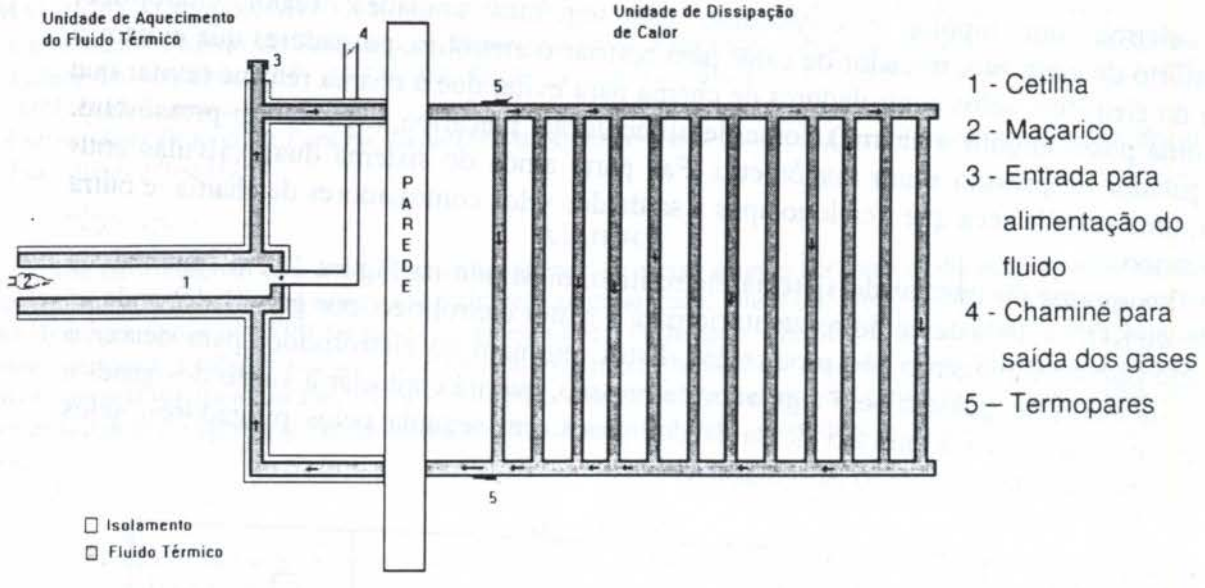


Figura 2 - Trocador de calor tubular

Ao chegar na unidade de dissipação, o fluido começa a perder calor para o ambiente à medida que desce pelos tubos. Quando alcança o tubo horizontal inferior, o fluido retorna para a unidade aquecedora onde sofre novamente um incremento de temperatura. A unidade de dissipação é construída por doze tubos de 80 cm de comprimento e 1,27 cm de diâmetro, dispostos verticalmente e separados por uma distância de 6,0 cm de centro a centro, e conectados a dois tubos horizontais de 2,54 cm de diâmetro .

2.3 Trocador de Calor Convectivo

Este trocador foi adquirido da Morganti S.A., e adaptado para o uso do hidrogênio, uma vez que foi projetado para uso dos gases butano e natural. A Figura 3 mostra um esquema deste trocador, onde, durante a combustão do hidrogênio, o vapor de água produzido irá trocar calor com o ar do ambiente que desejamos aquecer.

O funcionamento do trocador de calor convectivo ocorre da seguinte forma: a mistura dos gases hidrogênio e oxigênio proveniente do eletrolisador são conduzidos para o trocador de calor convectivo através de uma mangueira, passando antes pelas válvulas de segurança.

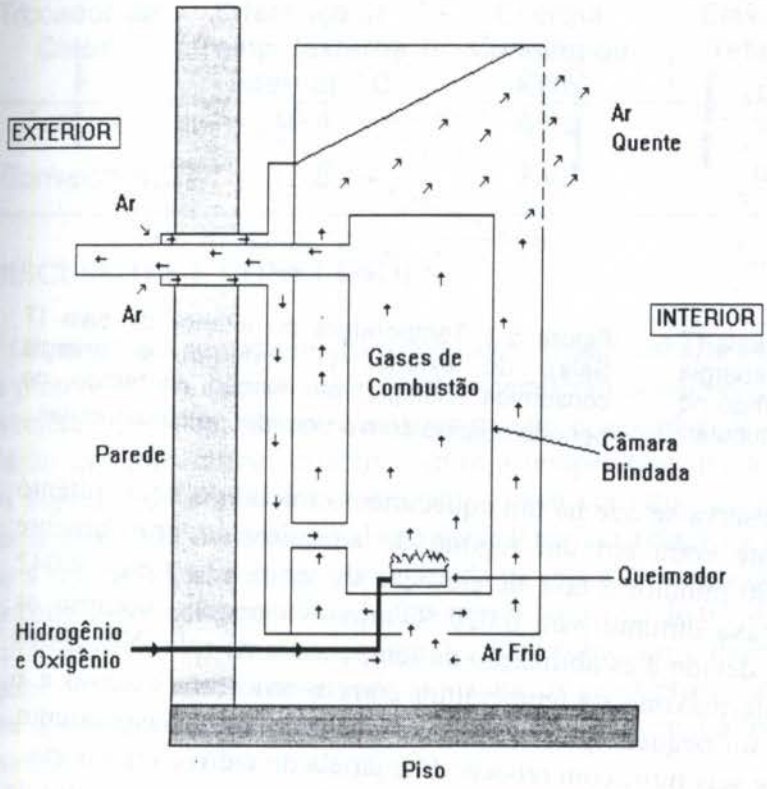


Figura 3 - Trocador de calor convectivo

No trocador, estes gases são queimados na câmara blindada, onde o vapor de água gerado troca calor, através da parede da câmara, com o ar que do ambiente a ser aquecido que circula entre a câmara blindada e a parede externa do trocador. Ao ser aqueido este ar sobe e sai do interior do trocador, fazendo com que mais ar frio entre pela parte inferior do trocador para ser aquecido. Como pode ser observado, este processo se realiza apenas por convecção natural.

2.4 Metodologia

Inicialmente foi conectado o trocador de calor tubular e em um segundo momento conectou-se o trocador convectivo. Para a avaliação de ambos trocadores foram avaliados a variação da temperatura da sala e do ambiente externo e do consumo dos gases. Foi também analisado o consumo de energia do eletrolisador para ambos trocadores. Os dados de temperatura foram obtidos com auxílio de um termômetro digital com dois termopares, os de vazão através um medidor de fluxo de gás específico para proporção da mistura hidrogênio e oxigênio, 66% e 33% respectivamente e o consumo de energia, com um relógio medidor de energia elétrica. As tomadas de temperatura foram realizadas em intervalos de 10 minutos em um período total de 180 minutos. Os experimentos forma realizados durante os períodos noturno e diurno com objetivo de se analisar a influência da temperatura externa no aquecimento da sala.

3. RESULTADOS

Os resultados obtidos com o trocador de calor tubular para o período diurno e noturno são mostrados na Figura 4 e 5, respectivamente.

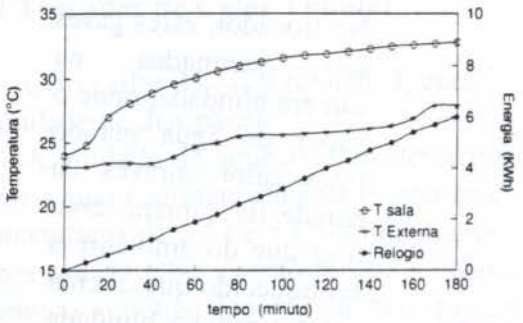


Figura 4 - Temperatura do interior da sala (T Sala), do exterior (T Externa) e energia consumida (Relógio) em função do tempo no período diurno com o trocador de calor tubular.

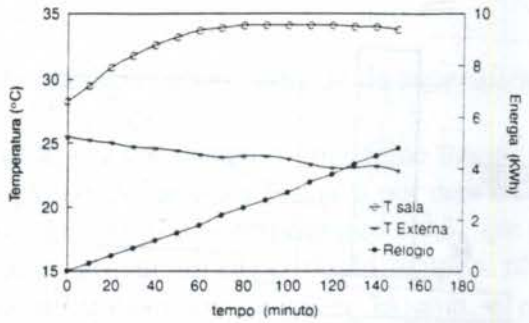


Figura 5 - Temperatura do interior da sala (T Sala), do exterior (T Externa) e energia consumida (Relógio) em função do tempo, no período noturno com o trocador de calor tubular .

No período diurno, Figura 4, observa-se que há um aquecimento inicial do equipamento até os 20 minutos e posteriormente entra em um regime de aquecimento praticamente constante. No intervalo entre 50 e 90 minutos a taxa de elevação de temperatura é de 0,042 ºC/min. Acima dos 90 minutos a taxa diminui para 0,020 ºC/min. No período noturno os testes terminaram aos 180 minutos, devido a estabilização da temperatura da sala. Nos testes noturnos pode-se avaliar o gradiente máximo de temperatura entre o ambiente externo e o interno, ver Tabela 1. A diferença foi pequena pois a sala não possuia nenhum isolamento, sendo constituída apenas de tijolo de seis furos com reboco, uma janela de vidro e uma porta.

Após os testes o trocador de calor tubular foi desconectado do eletrolisador e retirado da sala e em seu lugar colocou-se o trocador de calor convectivo. Os resultados obtidos com este trocador para os períodos diurno e noturno são mostrados nas Figuras 6 e 7.

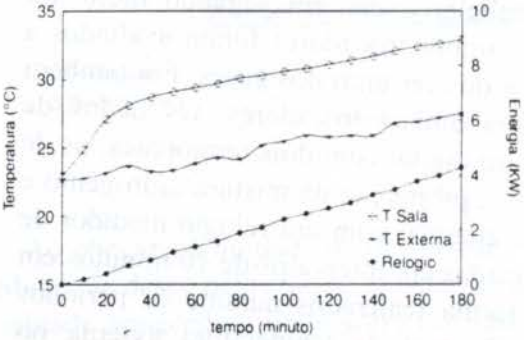


Figura 6 - Temperatura do interior da sala (T Sala), do exterior (T Externa) e energia consumida (Relógio) em função do tempo no período diurno, com o trocador convectivo.

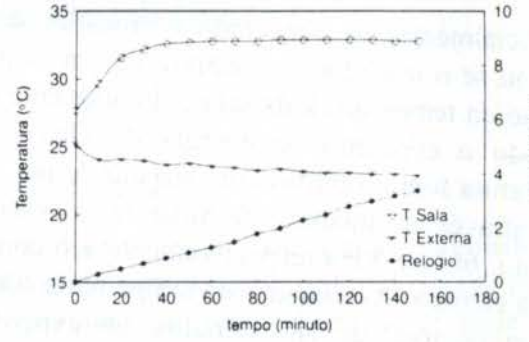


Figura 7 - Temperatura do interior da sala (T Sala), do exterior (T Externa) e energia consumida (Relógio) em função no período noturno, com o trocador de calor convectivo.

No período diurno, o chamado "regime constante" do trocador convectivo (elevação de temperatura a taxas constantes) é atingida mais rapidamente, pois aqui não há um fluido para transferir o calor para o interior do ambiente. A partir dos 40 minutos tem-se uma taxa constante de 0,02807 ºC/min. No período noturno, após 60 minutos é atingido o equilíbrio entre a temperatura da sala e do ambiente externo. A tabela 1 mostra um resumo dos resultados para ambos trocadores de calor.

Tabela 1 - Resultados dos testes comparativos entre trocadores

	Período Noturno		Período Diurno	
Trocador de Calor	Diferença de Temp. (externa - interna) ° C	Energia Consumida kWh	Elevação de Temp. ° C	Energia Consumida kWh
Tubular	10,4	4,98	9,42	4,98
Convectivo	10,5	3,43	9,03	3,43

4. DISCUSSÕES E CONCLUSÕES

Os resultados mostraram que o trocador de calor tubular consumiu 45% a mais de energia para promover um mesmo diferencial de temperatura em relação ao ambiente externo que o convectivo. Os testes diurnos mostraram que o trocador de calor tubular apresentou uma elevação de temperatura (diferença entre a temperatura inicial e a final no interior da sala) 5,4% superior ao convectivo, entretanto o seu consumo de energia foi 47,2% a mais. Foi também analisada a eficiência dos aquecedores em relação à eficiência energética (definida como a relação entre a energia acumulada na sala e a energia consumida), onde o trocador de calor convectivo apresentou uma eficiência 50% acima do tubular.

Com base nos resultados optou-se por continuar o desenvolvimento dos trabalhos no trocador convectivo. Foi observado ainda que os gases provenientes da queima eram liberados a uma temperatura ainda elevada, motivo este que levou a alteração na chaminé de exaustão procurando assim melhorar sua eficiência.

5. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Alves, J. J., Avaliação de Parâmetros de Combustão H_2/O_2 obtidos a partir de um Reator Eletroquímico Bipolar, Tese de M.Sc. , DEQ , Universidade Federal da Paraíba , Campina Grande , PB, 1982.

Amorim, M.C.C, Avaliação de um Sistema de Aquecimento fazendo uso de Hidrogênio Eletrolítico como Fonte de Energia, Tese de M.Sc., DEQ, Universidade Federal da Paraíba, Campina Grande, PB, 1995.

Casper, M.S, Hydrogen Manufacture by Electrolysis Thermal Decompositional Unusual Techniques, Noyes Data Corporation, Park Ridje, New Jersey, U.S.A, 1978.

Cox, K.E. & Williamson Jr., K.D., Hydrogen: It's a Technology and Implications, vol. 1, CRC Press, Cleveland, EUA, 1977.

Ismail, M.I., Mc. Larnon, E.J., Cairns, E.J., Introduction to Electrochemical Reactors. In: Electrochemical Reactors, Vol. 1, Elsevier Science Publishers, Amsterdan, Holanda, 1989.

Kern, D. Q. , Processos de Transmissão de Calor. Editora Guanabara, R.J., 1987.

Motta Sobrinho, M.A., Estudo de Sistemas de Aquecimento de Ambiente utilizando Hidrogênio Eletrolítico como Combustível ,Tese de M.Sc., DEQ , Universidade Federal da Paraíba, Campina Grande, PB, 1995.

Perry, R.H. & Chilton, C.H., Manual de Engenharia Química, quinta edição, Editora Guanabara Dois, Rio de Janeiro, RJ, 1980.

Silva, E. P. , Introdução à Tecnologia e Economia do Hidrogênio, Editora da UNICAMP, Campinas, S.P., 1991.

Welty, J. R., Engineering Heat Transfer, Ed. John Wiley & Sons, New York, U.S.A., 1974.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB321

PROJETO RÁPIDO DE TROCADORES DE CALOR DO TIPO CASCO E TUBOS / *Short-cut design procedure for tube-and-shell heat exchangers*

Roger J. Zemp e Cristiane Junqueira
Departamento de Engenharia de Sistemas Quimicos, Faculdade de Engenharia Quimica
Unicamp Caixa Postal 6066, CEP 13083-970 Campinas SP
email: zemp@desq.feq.unicamp.br

Abstract

A new short-cut procedure for the design of tube and shell heat exchangers is presented. Departing from the energy balances, fluid properties and tube diameters/layout, the algorithm computes the main exchanger variables (pressure drops / area), and therefore can be used for the economic optimisation of the exchanger. The advantage of the procedure is that no detailed design is required, so that it can be used in projects where quick designs are required, like synthesis and design of pressure-drop constrained heat exchanger networks. A procedure to obtain a complete exchanger design, fully meeting the heat transfer requirements, based on the optimised conditions, is also proposed. Available pressure drops are fully utilised, leading to cost effective exchanger designs. The procedure makes use of the Bell-Delaware design method.

Keywords

Projeto rápido de trocadores de calor, perda de carga em trocadores de calor / short-cut heat exchanger design, pressure drop in heat exchangers

1. INTRODUÇÃO

Apesar da sofisticação dos programa atualmente disponiveis no mercado, para o projeto de trocadores de calor do tipo casco e tubo, a sua utilização exige do projetista a tomada de um número da decisões arbitrárias e subjetivas. O projeto detalhado consiste na verificação de um conjunto de geometrias de trocadores visando a identificação dos candidatos que satisfazem simultaneamente as condições de:

- transferência da quantidade de calor exigida
- perda de carga do lado dos tubos inferior ou igual a um valor permitido
- perda de carga do lado do casco inferior ou igual a um valor permitido

2830

A desvantagem deste procedimento, além da inerente complexidade, é o fato das perdas de carga serem tratadas como restrições a não como condições de processo. Isso resulta, na maioria dos casos, em trocadores com perdas de cargas inferiores ao máximo permitido, levando a trocadores com área de transferência de calor maior que o necessário, e portanto a um custo mais elevado.

O procedimento pode se tornar mais complexo, por exemplo, quando o projeto envolve a síntese de redes de trocadores de calor, quando se torna necessário estimar repetidamente a área dos trocadores em função da perda de carga térmica e das perdas de carga disponíveis para possibilitar a otimização global da rede. Neste caso é desejável a possibilidade de estimar a dimensão principal do trocador por um método que não exige o dimensionamento detalhado, deixando o detalhamento para a etapa posterior à síntese da rede.

2. PROJETO RÁPIDO DE TROCADORES DE CALOR

Uma estratégia nova visando reduzir a complexidade do procedimento de projeto de trocadores da calor do tipo casco e tubos foi apresentado por Jegede (1990). O seu procedimento, baseado no método de Kern (1950), consiste na solução simultânea das equações:

$$\Delta P_{tubo} = k_{tubo} A h_{tubo}^{3.5} \tag{1}$$

$$\Delta P_{casco} = k_{casco} A h_{casco}^{5.1} \tag{2}$$

$$\dot{Q} = U A \Delta T_m \tag{3}$$

As equações (1-3) foram obtidas através da manipulação das correlações para coeficientes de película e perda de carga. As constantes k_{tubo} e k_{casco} são somente função das propriedades físicas dos fluidos, dos diâmetros interno e externo dos tubos, e do passo dos tubos. Desta forma, para dadas condições de processo ($\dot{Q}$ e ΔT_m), e as perdas de cargas disponíveis em cada corrente (ΔP_{casco} e ΔP_{tubo}) é possível resolver o sistema acima, obtendo valores para área do trocador A e os coeficientes de película h_{tubo} e h_{casco}. Uma vez escolhida a melhor configuração de A, ΔP_{casco} e ΔP_{tubo}, é possível determinar a geometria completa do trocador:

- h_{tubo} + diâmetros do tubo $\Rightarrow$ velocidade do fluido no tubo
- vazão lado tubo + velocidade lado tubo $\Rightarrow$ número de tubos, diâmetro do casco
- velocidade lado tubo + ΔP_{tubo} $\Rightarrow$ comprimento dos tubos
- comprimento do trocador + ΔP_{casco} $\Rightarrow$ espaçamento das chicanas

O procedimento é muito rápido, permitindo a análise de diferentes configurações de perdas de carga e vazões no projeto dos trocadores, e foi aplicado por Jegede na síntese e otimização de redes de trocadores de calor. Entretanto, o método de Kern não representa com precisão suficiente a perda de carga do lado do casco, sendo portanto de pouca aplicação em projetos detalhados de trocadores de calor. Adicionalmente, o fato da correlação de Kern ser limitada a chicanas com corte de 25%, reduz muito a aplicabilidade do método de projeto apresentado por Jegede (1990).

2.1 Adaptação para o método de Bell-Delaware

Com o objetivo de estender a metodologia de projeto apresentada acima, Polley *et al.* (1991) desenvolveram uma equação que relaciona perda de carga do lado do casco com a área de transferência de calor e o coeficiente de transferência de calor (lado casco), utilizando o método de Bell-Delaware. A equação obtida foi

$$\Delta P_{casco} = \left(k_{s1} A + k_{s2}\right) h_{casco}^2 \qquad (4)$$

onde as constantes k_{s1} e k_{s2} são funções das propriedades físicas dos fluidos, do diâmetro externo e passo dos tubos, espaçamento das chicanas, e dos fatores de correção para o coeficiente de película do lado casco e perda de carga, característicos do método de Bell, descrevendo o desvio do escoamento ideal no lado do casco. Desta forma, a utilização do método de Bell para o projeto rápido de trocadores de calor exige um procedimento interativo, uma vez que a solução das equações 1, 3 e 4, para determinação da geometria do trocador necessita da estimativa de uma geometria para cálculo dos parâmetros k_{s1} e k_{s2}. Polley *et al.* (1991) propuseram um algoritmo para este processo iterativo.

2.2 Limitação no método de Polley

Para a determinação das constantes k_{s1} e k_{s2} da equação 4, Polley *et al.* assumiram duas condições restritivas: igualdade de área de escoamento na janela da chicana e na seção transversal do casco, e igualdade de espaçamento entre todas as chicanas. A igualdade de área de escoamento reduz o universo de busca de trocadores ótimos, apresentando uma situação comparável à limitação de cortes de chicanas de 25% no método de Kern. Polley et al. justificam esta escolha através da redução da variação da velocidade no casco, e portanto uma menor perda de carga. Entretanto, os mesmos afirmam que esta consideração é questionável, e deve ser investigada com mais rigor. A igualdade de espaçamento de chicanas também restringe o projeto final, pois não considera a necessidade de um espaçamento maior nas extremidades do trocador para acomodar os bocais de entrada a saída.

Adicionalmente, a equação 4 exige, para a sua solução, um processo iterativo envolvendo o projeto detalhado do trocador, e portanto não é indicada para estimativas rápidas das dimensões de um trocador do tipo casco e tubos.

3. UM NOVO PROCEDIMENTO

O algoritmo desenvolvido neste trabalho permite a eliminação das restrições impostas por Polley *et al.*, permitindo uma aplicação mais geral do procedimento de projeto. Na primeira etapa, é desenvolvido um algoritmo para o projeto detalhado de trocadores de calor em função das propriedades das correntes, carga térmica desejada e quedas de pressão disponíveis. Numa segunda etapa, os resultados deste método de projeto são utilizados para propor uma correlação que permite a estimativa rápida da área de troca térmica de um trocador.

3.1 Modificações do algoritmo de Polley

No desenvolvimento de Polley *et al.*, a velocidade mássica na janela da chicana foi eliminada das equações através da igualdade das áreas de escoamento da janela S_{janela} e área

de escoamento cruzado $S_{cruzado}$. Desta forma, as equações finais contêm somente a velocidade mássica no escoamento cruzado, por sua vez substituído pela velocidade, e posteriormente, por uma função do coeficiente de película, resultando na equação 4. No presente trabalho, o procedimento de Polley é mantido através da introdução de uma constante de proporcionalidade Ω de forma a:

$$S_{janela} = \Omega S_{cruzado} \tag{5}$$

O fator Ω é parâmetro de projeto, e pode ser otimizado caso necessário. Desta forma, o trocador pode ser avaliado para diferentes relações de corte/espaçamento de chicanas.

Além da não considerar a necessidade de espaçamento maior para acomodar os bocais de entrada e saída, a consideração de espaçamento igual também impede a utilização plena da perda de carga disponível para o casco, pois o comprimento de tubo calculado pode não permitir um número exato de chicanas, exigindo um processo iterativo para obter um número inteiro. No presente trabalho, o espaçamento das chicanas nas extremidades é considerado como o comprimento de tubo não satisfeito pelo espaçamento total das chicanas centrais.

O desenvolvimento detalhado das equações para o cálculo das constantes k_{s1} e k_{s2}, considerando as modificações propostas, podem ser encontradas no trabalho de Junqueira (1997).

3.2 Procedimento para o projeto detalhado

O novo procedimento de projeto é ilustrado de forma resumida no fluxograma da figura 1. A partir das condições do processo, é inicialmente verificado a necessidade de utilizar casco múltiplos. Neste caso, os dados iniciais são recalculados para resultar no projeto de um único casco. O algoritmo também assume um número inicial de passagens de tubos igual a dois. O procedimento principal consiste na busca de um diâmetro de casco que resulte no mesmo diâmetro calculado a partir da área obtida pela solução das equações 1, 3 e 4. Inicialmente, para um dado diâmetro da casco (e número de tubos), é calculado o comprimento de tubo para satisfazer a perda de carga disponível do lado dos tubos. O espaçamento e corte de chicana são então calculados para satisfazer a perda de carga do lado do casco. Uma vez corrigido o coeficiente de película do lado do casco, em função da geometria calculada, as equações 1, 2 e 4 são usadas para verificar a convergência no procedimento de cálculo. No caso de falta de convergência com a tolerância desejada, a área A calculada a partir das equações 1, 2 e 4 é utilizada como nova estimativa inicial. Ao contrário da método de Kern, utilizado por Jegede, a utilização do método de Bell exige um processo iterativo para o projeto detalhado.

3.3 Procedimento para o projeto simplificado

O algoritmo descrito acima permite o projeto detalhado de um trocador, mas exige um processo iterativo, indesejável quando o objetivo é a simples estimativa da área de um trocador, para determinadas condições de operação e perdas de carga disponíveis. O método proposto por Jegede permite esta abordagem simplificada, mas é restrito ao método de Kern.

Uma nova abordagem é proposta neste trabalho, combinando a simplicidade da estimativa rápida da área (método de Jegede) com o maior rigor do método de Bell. O método novo consiste em correlacionar dados de projeto detalhado de trocadores, obtidos usando o

procedimento detalhado acima , através de uma equação análoga a do método de Jegede, para o lado casco:

$$\Delta P_{casco} = \alpha \, A \, h_{casco}^{\beta} \qquad (6)$$

onde α e β são os parâmetros ajustáveis. Desta forma, é obtido uma equação que relaciona a perda de carga do lado do casco com a área de troca térmica e o coeficiente de película, sem um maior detalhamento mecânico do trocador.

4. ANÁLISE DOS RESULTADOS

Inicialmente, o procedimento de projeto detalhado proposto neste trabalho foi submetido a testes utilizando diferentes configurações de tipos de fluidos, perdas de carga e geometria de tubos. Em todos os casos a metodologia apresentada acima foi capaz de projetar trocadores que satisfizessem a troca de calor e as perdas de cargas disponíveis. O procedimento é muito rápido e não apresenta problemas de convergência, com exceção de casos onde a diferença de perda de carga do lado casco e do lado tubo era maior que 2 ordens de magnitude.

Uma estudo comparativo com outros procedimentos de projeto mostrou que o presente método é capaz de projetar trocadores com áreas iguais ou menores que outro procedimentos, mas é necessário cuidado na comparação uma vez que os trocadores projetados não apresentam necessariamente geometrias que correspondem às dimensões padrões encontradas na indústria.

Um resultado interessante é o comportamento do projeto obtido para diferentes valores da constante de proporcionalidade Ω, para trocadores com coeficientes de película de mesma ordem de grandeza para ambas as correntes. Os resultados obtidos mostram que Ω apresenta pouca influência sobre as características do projeto, como pode ser visto na figura 2, para um caso típico. Um aumento da área de escoamento cruzado com relação à área de escoamento na janela da chicana de 0.90 para 2.00 (aumento de 220%) leva a uma redução do coeficiente de película do lado casco, mas de forma pouco significativa (5%). O mesmo pode ser observado para a velocidade, que sofre um aumento de apenas 10%. Já a área do trocador apresenta praticamente nenhuma variação. Uma análise mais detalhada dos resultados mostraram que mesmo com a variação de Ω, o espaçamento das chicanas centrai não varia muito (de 0.116m para Ω = 0,80 a 0.101m para Ω = 2.00). O diâmetro do casco e o comprimento dos tubos também variaram pouco.

Uma vez verificado a eficiência do procedimento de projeto detalhado, foi desenvolvido a equação para o projeto simplificado. Para tanto, foram efetuados projetos detalhados para um mesmo sistema de fluidos, variando as perdas de carga disponíveis. O valores de ΔP_{casco}, h_{casco} e A foram correlacionados pela equação $\Delta P_{casco} = \alpha \, A \, h_{casco}^{\beta}$. Os resultados obtidos para um dos sistemas de teste, acetona/ácido acético (Ravagnani, 1989), são mostrados na figura 3. O erro máximo é de 30%, e o erro médio de 11%. Para outros sistemas, os desvios forma da mesma ordem de grandeza. Os resultados obtidos mostram a aplicabilidade do método simplificado para estimar e portanto otimizar as principais variáveis de um trocador sem necessidade de um projeto detalhado.

Foi verificado que os valores de α e β dependem das propriedades do fluido do lado do casco, da vazão e diâmetro externo do tubo, e portanto devem ser determinados para cada conjunto de condições operacionais.

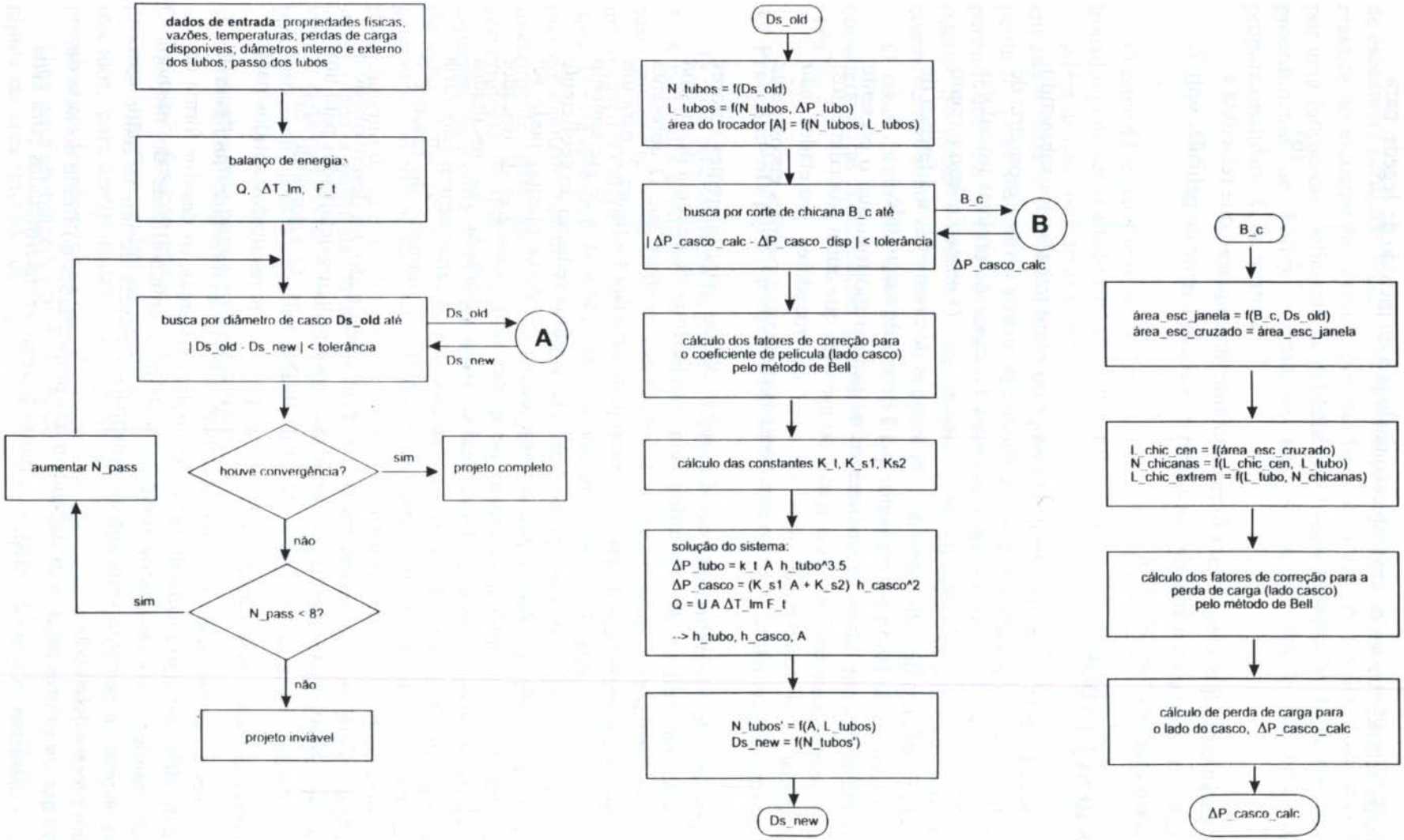


Figura 1 - fluxograma do procedimento de projeto proposto

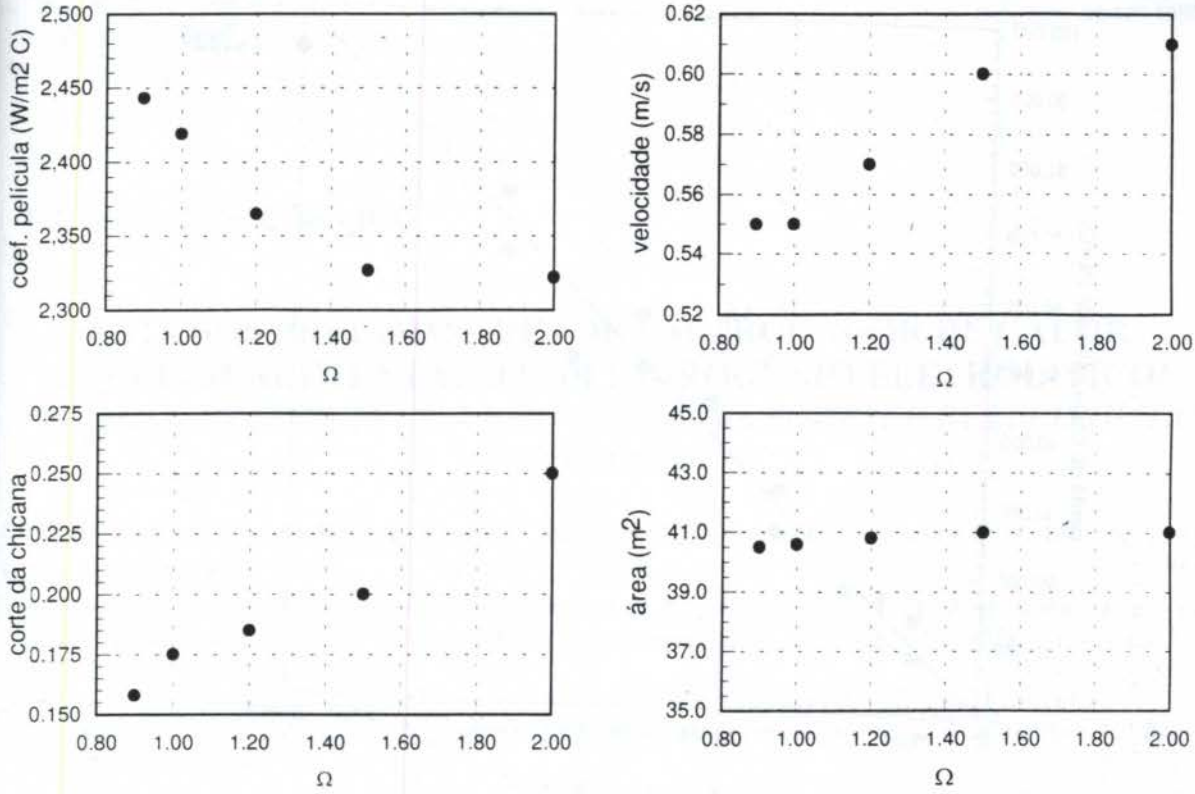


Figura 2 - Influência de Ω sobre o desempenho do trocador projetado

5. CONCLUSÕES

No presente trabalho foi proposto uma nova metodologia para o projeto rápido de trocadores de calor do tipo casco e tubo. O procedimento permite estimar a área de um trocador em função das condições operacionais, carga térmica exigida e perdas de carga disponíveis, através da solução simultânea das equações:

$$\Delta P_{tubo} = k_{tubo}\, A\, h_{tubo}^{3.5} \qquad (1)$$

$$\Delta P_{casco} = \alpha\, A\, h_{casco}^{\beta} \qquad (6)$$

$$\dot{Q} = U\, A\, \Delta T_m \qquad (3)$$

e a sua otimização econômica (custo de área e de bombeamento) sem necessidade de um projeto detalhado, com um erro aceitável. Também foi proposto um novo algoritmo para o projeto detalhado do trocador a partir das condições de processo escolhidas em função da otimização. A viabilidade do procedimento foi verificada através de testes utilizando diferentes condições de processo e fluidos. O trabalho atualmente em andamento tem como objetivo buscar formas de correlacionar os parâmetros α e β com propriedades do fluido e parâmetros do trocador como o diâmetro do tubo e o fator Ω.

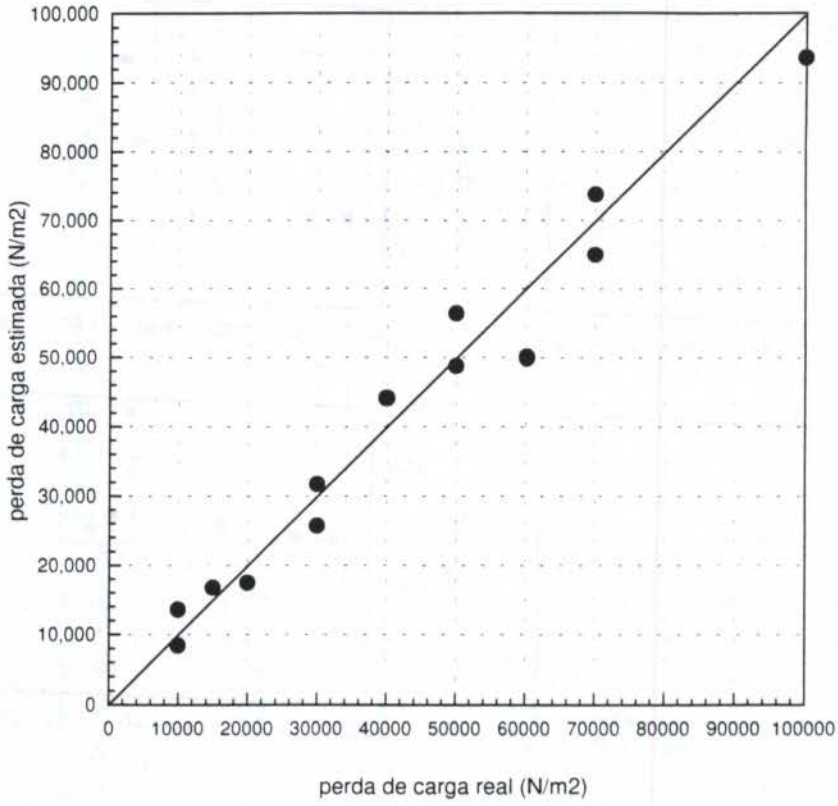


Figura 3 - Ajuste da correlação de projeto rápido: estimativa da perda de carga (α =1.235 10^{-10}, β = 3.696)

6. REFERÊNCIAS

JEGEDE, F. O., *Power, capital and energy trade-offs in heat exchanger networks*, Tese de Doutorado, UMIST - Manchester, 1990

JUNQUEIRA, C. B., *Procedimento de projeto e otimização de trocadores de calor visando síntese de redes de trocadores de calor*, Tese de mestrado, FEQ - Unicamp, 1997 (a ser defendida)

KERN, D.Q., *Process Heat Transfer*, McGraw-Hill, 1950

POLLEY, G.T, PANJEH-SHAHI, M.H. & NUNHEZ, M.P., Rapid design algorithms for shell-and-tube and compact heat exchangers, *Trans. IChemE*, vol 96, 435-444, November 1991

RAVAGNANI, M. A. S. S. *Projeto de trocadores de calor multitubulares incluindo processos com mudança de fase*, Tese de mestrado, FEQ - Unicamp, 1989

UNESP
COBEM 97

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1484

ESTUDOS PRELIMINARES DE UM TROCADOR DE CALOR TUBULAR ALIMENTADO POR HIDROGÊNIO ELETROLÍTICO/ *PRELIMINARY STUDIES OF A HEAT EXCHANGE POWERED BY ELETROLITIC HYDROGEN*

MAURÍCIO ALVES DA MOTTA SOBRINHO [1], MIRIAN C.C. AMORIN [2], JÚLIO GOLDFARB [2], KEPLER BORGES FRANÇA [2]

Universidade Federal de Pernambuco, Departamento de Engenharia Química, Av Prof. Arthur de Sá, s/n, Cidade Universitária, CEP : 50.740-080, Recife, Pernambuco, Brasil, Tel. : (081) 271-8238, Fax : (081) 271-0095, E-Mail: mottas@npd.ufpe.br

Companhia Pernambucana de Água e Saneamento (COMPESA), Escritório de Petrolina, Pernambuco.

Universidade Federal da Paraíba, Departamento de Engenharia Química, Campina Grande, Paraíba, Brasil, Fax.: (083) 310-1011.

Abstract

An environmental heating system fueled by electrolytic hydrogen has been developed by the Hydrogen Group at the Chemical Engineering Department of the Paraíba Federal University . This system purposes to replace the heating obtained by pollutant carbonic fuels and can be integrated with fotovoltaic collectors or aerogenerators to improve the utilized energy.

The first tests realized with this heat exchange, developed and projected by this group, are presented besides with the system flow chart. The temperature input and the output of the heater dissipation unit using water and Dowtherm* G synthetic organic oil and the room temperature has been analyzed, as a function of the time. Results shown a higher performance when using the organic oil.

Key-Words

Trocador de Calor, Hidrogênio, Eletrólise, Aquecimento de Ambientes
Heat Exchanger, Hydrogen, Electrolyse, Environmental Heating

INTRODUÇÃO

A questão ambiental é uma das preocupações fundamentais da presente geração. As consequências nocivas ao meio ambiente, provocadas pela utilização maciça de combustíveis carbonáceos e a certeza da extinção das reservas petrolíferas mundiais incitou as pesquisas de novas fontes energéticas. O mais importante candidato para substituir os combustíveis de origem carbonácea é o hidrogênio uma vez que, é um combustível não poluente, tanto na sua queima como na sua produção.

O objetivo desta pesquisa é viabilizar o uso do hidrogênio como fonte de energia em substituição aos combustíveis carbonáceos poluentes. Este trabalho compara a utilização da água e do óleo como meio para transportar calor de uma unidade geradora até uma unidade dissipadora, em um sistema de aquecimento de ambiente que utiliza hidrogênio eletrolítico.

9878

2. SISTEMA DE AQUECIMENTO

O sistema de aquecimento via hidrogênio eletrolítico encontra-se esquematizado conforme mostra a Figura 1. O sistema é dividido em duas partes: (I) o sistema de produção de H_2/O_2 eletrolíticos e (II) o sistema térmico. Esse segundo é formado por uma unidade de aquecimento de fluido térmico e uma unidade de dissipação do calor.

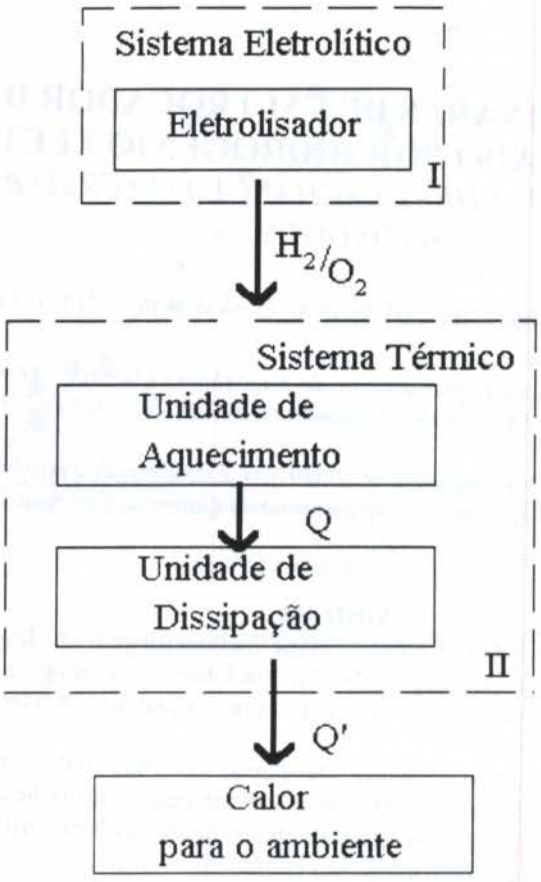
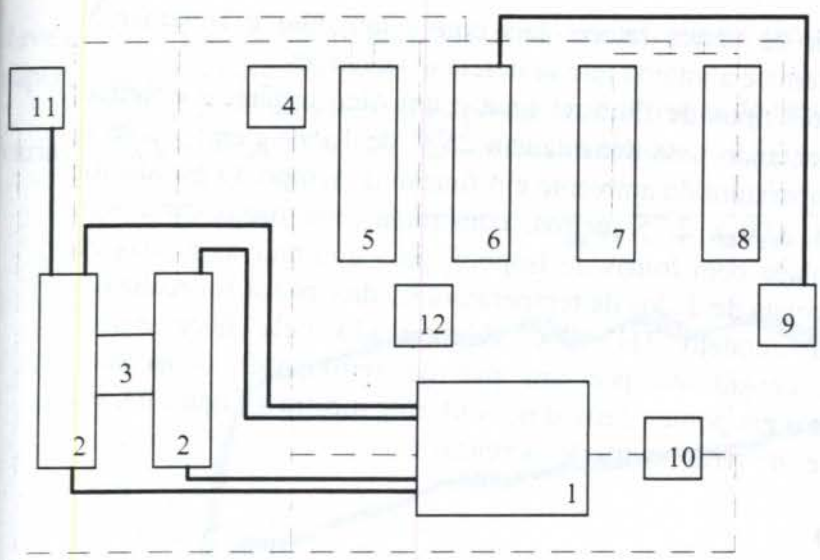


Figura 1 - Diagrama de blocos do sistema de aquecimento via hidrogênio eletrolítico

2.1 Sistema de Produção de H_2/O_2

Este sistema é mostrado na Figura 2. Constitui-se de um reator eletrolítico formado por cinquenta células ligadas em série, um reservatório de eletrólito, um sistema de refrigeração, um purgador, selos controladores de chama além de quatro periféricos: um pressostato, um manômetro, um maçarico e uma fonte de alimentação.

A solução eletrolítica sai do reservatório e desce por gravidade para o reator eletrolítico, onde os gases hidrogênio e oxigênio são produzidos quando uma tensão de 1,75 V é aplicada na célula. Os gases produzidos retornam para o reservatório, onde o excesso de eletrólito é removido e seguem para dois selos purgadores com o objetivo de remover o eletrólito remanescente nos mesmo. Em seguida passam pelos selos de álcool e/ou benzina antes da queima no maçarico. Os selos tem a função de evitar que a chama retorne para o interior do equipamento provocando uma explosão. A benzina deixa a chama mais arredondada, sendo empregada para aquecimento ou para solda de metais, já o álcool deixa a chama puntiforme, sendo indicada para corte de metais.

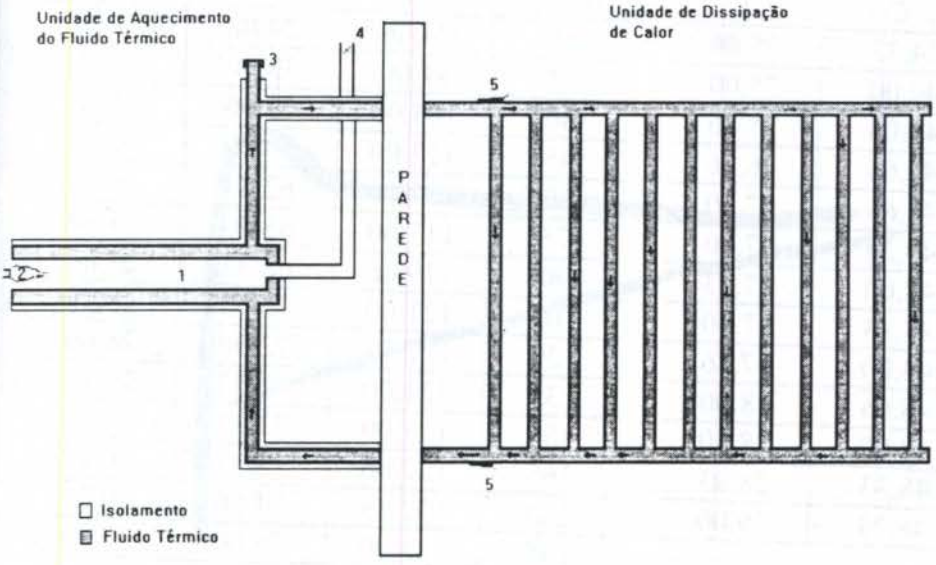


(1) Eletrolisador;
(2) Reservatórios de eletrólito;
(3) Trocador de calor;
(4) Dispositivo de medição de corrente elétrica;
(6)Selos purgadores;
(7) Selo de álcool;
(8) Selo de benzina;
(9) Maçarico;
(10) Fonte de alimentação;
(11) Pressostato;
(12) Manômetro;

Figura 2 - Fluxograma do sistema eletrolítico

2.2 Sistema Térmico

A Figura 3 mostra o sistema térmico, o qual é constituído de um dissipador de calor, unidade de aquecimento (cetilha), fonte de energia, alimentação de fluido térmico e unidade de medição (termopares). A unidade de aquecimento consta de dois cilindros concêntricos estando o cilindro externo, isolado termicamente, e uma chaminé para saída dos gases da queima do hidrogênio (vapor d'água).



1 - Cetilha
2 - Maçarico
3 - Entrada para alimentação do fluido
4 - Chaminé para saída dos gases
5 – Termopares

Figura 3 - Sistema térmico

Na extremidade esquerda encontra-se a saída do maçarico, onde o hidrogênio é queimado. Esta chama entra no cilindro interno, aquecendo o fluido . Devido ao gradiente de temperatura, o fluido mover-se-á na direção da unidade de dissipação de calor por convecção, aquecendo gradativamente o ar do ambiente através dos tubos dispostos verticalmente. O fluido após passar no interior dos tubos retorna a unidade de aquecimento, ficando assim sob o efeito de um ciclo contínuo durante o processo de aquecimento. O tempo para estabilização

da temperatura sistema irá depender de vários fatores tais como: tamanho e isolamento térmico do ambiente, temperatura externa e a interna que se deseja alcançar, etc.

O sistema foi analisado para dois tipos de fluidos: água e um óleo orgânico sintético (Dowtherm G ®), este último apresentando uma densidade a 25°C de 1,099 g/cm^3 , com o objetivo de estudar a variação de temperatura do ambiente em função do tempo. O estudo foi realizado em uma sala com 3,75 x 3,00 x 2,75 metros, construída com tijolo cerâmico, possuindo uma janela, a qual foi isolada com folhas de Isopor® para diminuir as perdas de calor por condução, e uma porta. A coleta de dados de temperatura no dissipador foi realizada através de um termômetro digital modelo TH 1200 C fabricado pela Instrutherms Instrumentos e Medições LTDA, constituído por um par de termopares conectados diretamente na superfície do dissipador em pontos definidos, conforme mostra a Figura 03, e a temperatura da sala foi tomada através do termômetro de mercúrio.

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Foram realizadas três bateladas para cada tipo de fluido. As Tabelas 1 e 2 mostram as médias das temperaturas de entrada (T_e), de saída (T_s) e da sala (T_{sala}) para as três bateladas. Os dados de temperatura foram tomados em um intervalo de 15 minutos, durante um faixa de 180 a 240 minutos.

Tabela 1 - Variação da temperatura da sala (T_{sala}^a), temperatura de entrada (T_e^a) e temperatura de saída (T_s^a) do fluido, utilizando-se água como fluido térmico em função do tempo.

Tempo (min.)	T_e^a (°C)	T_s^a (°C)	T_{sala}^a (°C)
0	24,33	24,33	25,00
15	62,33	40,00	25,00
30	67,66	44,00	25,76
45	72,33	47,66	26,26
60	74,33	48,66	27,00
75	74,66	49,33	27,00
90	74,33	48,00	27,43
105	73,66	48,33	27,60
120	74,66	48,00	27,86
135	74,33	48,66	28,00
150	74,66	48,00	28,50
165	74,00	48,33	28,93
180	74,00	48,33	29,00

Obs.: Os testes noturnos foram de 180 minutos devido a pequena variação de temperatura após este período.

Tabela 2 - Variação da temperatura da sala (T_{sala}^o), de entrada (T_e^o) e saída (T_s^o) do fluído, utilizando-se óleo sintético Dowtherm G, como fluido térmico em função do tempo.

Tempo (min.)	T_e^o (°C)	T_s^o (°C)	T_{sala}^o (°C)
0	24,66	24,00	24,66
15	94,00	33,00	25,16
30	109,00	49,66	25,76
45	113,00	59,00	26,26
60	114,66	62,33	26,83
75	117,00	65,00	27,30
90	119,66	68,33	27,66
105	121,00	70,00	28,16
120	122,33	72,00	28,66
135	123,00	72,33	29,16
150	123,00	73,33	29,53
165	122,66	73,33	30,10
180	122,33	74,00	30,26
195	123,00	75,00	30,76
210	123,00	75,00	30,86
225	123,33	74,66	31,16
240	123,66	75,33	31,33

De acordo com os dados, a água apresentou uma temperatura de estabilização inferior a do óleo, iniciando-se a partir de 60 minutos na faixa de 74° C, enquanto que a temperatura de estabilização para o óleo iniciou-se após 120 minutos, com o valor de 122° C. Este fato se

deve às propriedades físico-químicas, como por exemplo a temperatura de ebulição e a tensão superficial, de ambos os fluidos.

As figuras 4 e 5 apresentam os perfis das diferenças de temperatura de entrada e saída e a variação da temperatura da sala para ambos os fluidos.

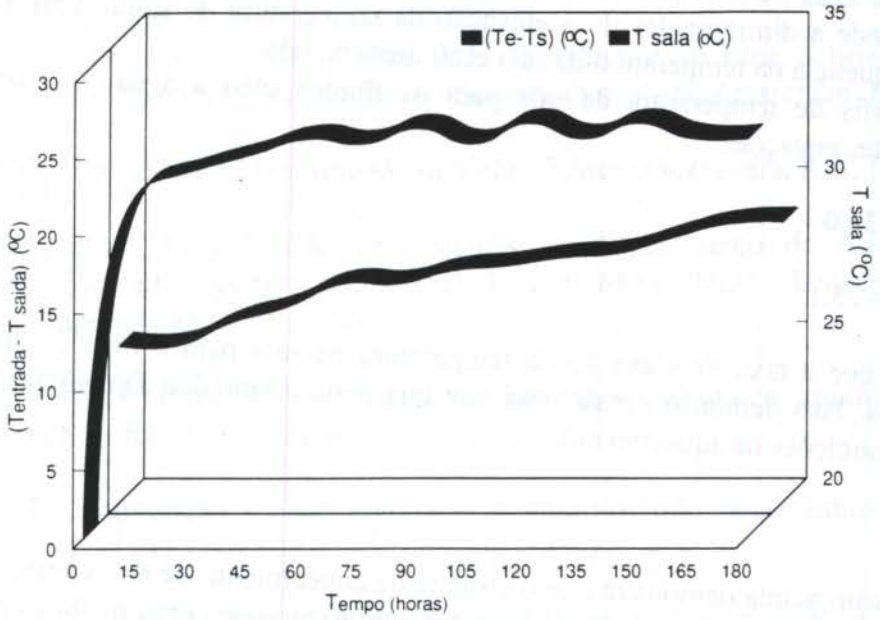


Figura 4 - Diferença entre as temperaturas de entrada e saída no dissipador e a variação de temperatura da sala utilizando água, em função do tempo.

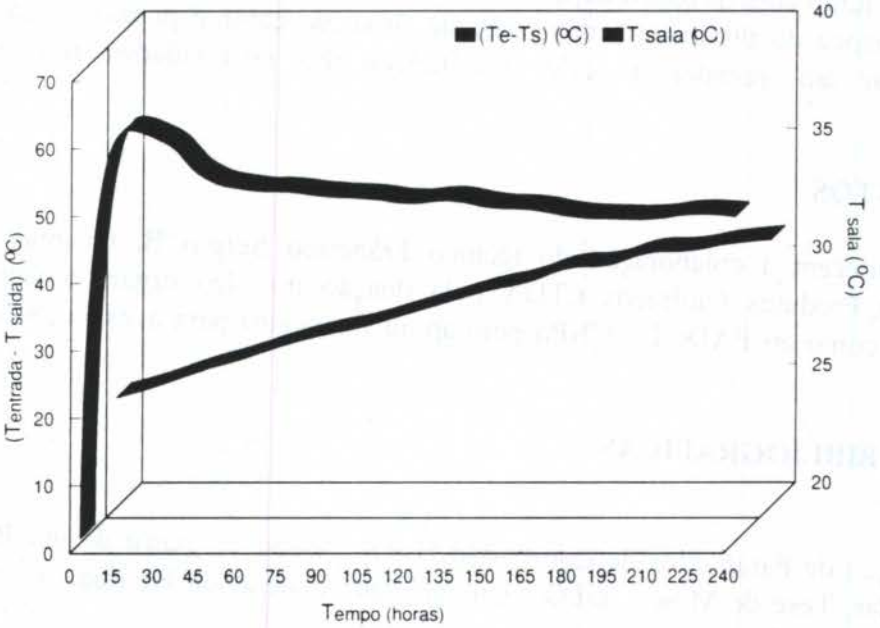


Figura 5 - Diferença entre as temperaturas de entrada e saída no dissipador e a variação de temperatura da sala utilizando óleo sintético Dowtherm G , em função do tempo.

Comparando a performance dos sistemas observou-se que o óleo orgânico sintético Dowtherm* G apresentou melhores resultados, devido a $(T_e^{o} - T_s^{o}) > (T_e^{a} - T_s^{a})$, ou seja, quanto maior for a diferença entre T_e e T_s , maior será o fluxo de calor. Este fato deve-se

fundamentalmente as propriedades do fluido térmico que permite que ela alcance elevada sem entrar em ebulição.

Foi observado que a curva que representa a diferença das temperaturas de entrada e saída para o sistema óleo orgânico sintético Dowtherm* G apresentou um comportamento diferenciado do sistema água para os primeiros quinze minutos. Neste ponto a diferença de temperatura do óleo tende a diminuir devido a elevação da temperatura de saída. Este fato pode ocorrer em consequência da temperatura da sala estar aumentando.

Analisando os perfis de temperatura da sala para os fluidos óleo a água, as curvas apresentaram as seguintes equações :

$$T_{sala}^{o} = 0{,}0286\ t + 25{,}0 \qquad (1)$$

$$T_{sala}^{a} = 0{,}02276\ t + 25{,}1 \qquad (2)$$

Pode-se observar que a taxa de elevação da temperatura na sala para o óleo é 26 % maior que para a água. Isso demonstra mais uma vez que o óleo sintético Dowtherm* G apresentou melhores condições de aquecimento.

4. CONCLUSÕES

O trabalhado exposto acima demonstra que o sistema de aquecimento de meio ambiente, utilizando-se hidrogênio eletrolítico como fonte de energia apresentou-se como melhor opção do que o sistema com óleo orgânico sintético Dowtherm* G. Esse sistema apresentou uma elevação da temperatura da sala 50 % maior que o sistema com água

Apesar do sistema ter apresentado um desempenho razoável, vem-se estudando através de balanço de energia junto com os dados experimentais a determinação de outros parâmetros pertinentes à performance do dissipador em termos de fluxo de calor e perdas. Com isso espera-se dimensionar um trocador de calor em função das necessidades através de simulações.

5. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem a colaboração do técnico Francisco Sérgio B. Gusmão pela colaboração, a Dow Produtos Quimicos LTDA pela doação do óleo orgânico sintético Dowtherm* G, bem como ao PADCT / CNPq pelo apoio financeiro para a execução deste trabalho.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Alves, J. J., Avaliação de Parâmetros de Combustão H_2/O_2 obtidos a partir de um Reator Eletroquímico Bipolar, Tese de M.Sc. , DEQ , Universidade Federal da Paraíba , Campina Grande , PB, 1982.

Amorim, M.C.C, Avaliação de um Sistema de Aquecimento fazendo uso de Hidrogênio Eletrolítico como Fonte de Energia, Tese de M.Sc., DEQ, Universidade Federal da Paraíba, Campina Grande, PB, 1995.

Casper, M.S, Hydrogen Manufacture by Electrolysis Thermal Decompositional Unusual Techniques, Noyes Data Corporation, Park Ridje, New Jersey, U.S.A, 1978.

Cox, K.E. & Williamson Jr., K.D., Hydrogen: It's a Technology and Implications, vol. 1, CRC Press, Cleveland, EUA, 1977.

Ismail, M.I., Mc. Larnon, E.J., Cairns, E.J., Introduction to Electrochemical Reactors. In: Electrochemical Reactors, Vol. 1, Elsevier Science Publishers, Amsterdan, Holanda, 1989.

Kern, D. Q. , Processos de Transmissão de Calor. Editora Guanabara, R.J., 1987.

Motta Sobrinho, M.A., Estudo de Sistemas de Aquecimento de Ambiente utilizando Hidrogênio Eletrolítico como Combustível ,Tese de M.Sc., DEQ , Universidade Federal da Paraíba, Campina Grande, PB, 1995.

Perry, R.H. & Chilton, C.H., Manual de Engenharia Química, quinta edição, Editora Guanabara Dois, Rio de Janeiro, RJ, 1980.

Silva, E. P. , Introdução à Tecnologia e Economia do Hidrogênio, Editora da UNICAMP, Campinas, S.P., 1991.

Welty, J. R., Engineering Heat Transfer, Ed. John Wiley & Sons, New York, U.S.A., 1974.

UNESP COBEM 97

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1402

OTIMIZAÇÃO DO PROJETO TERMO-HIDRAULICO DE TROCADORES DE CALOR DE PLACAS/OPTIMIZATION OF THERMAL-HYDRAULIC DESIGN OF PLATE HEAT EXCHANGERS

Oscar M. H. Rodrigues, Arlindo de Matos,
Rigoberto E. M. Morales e Leonardo Goldstein Jr.
Faculdade de Engenharia Mecânica - FEM; Universidade Estadual de Campinas - UNICAMP.
CEP-13083-970. Campinas - SP - Brasil - E-Mail: oscarmh@fem.unicamp.br

Abstract

This work presents a methodology for the thermal-hydraulic design optimization of Plate Heat Exchangers. It is also presented the results of the application to a typical case.

Keywords

Plate Heat Exchangers, Thermal-hydraulic Design, Optimization.

Palavras Chave

Trocadores de Calor de Placas, Projeto Termo-hidráulico, Otimização

1. INTRODUÇÃO

A pesquisa de trocadores de calor mais eficientes e econômicos deu origem a diversos tipos de concepção, sendo a mais popular a do trocador de calor casco e tubos. Outras obtiveram maior sucesso em aplicações específicas , como é o caso dos trocadores de calor de placas, providos de gaxetas (TCP), de grande aplicação na indústria alimenticia. Esses trocadores apesar de patenteados em 1870, tiveram sua utilização comercial apenas na década de 30.

Os TCP são constituidos de placas corrugadas de espessura fina, justapostas de modo a formar canais entre elas, conforme esquematizado na Fig.1, sendo descritos com detalhes em Clark (1974), Cooper (1974), Cooper e Usher(1983). O que torna atrativa sua escolha é que podem transferir uma maior quantidade de calor para uma dada área de troca, além de proporcionarem maior facilidade de manutenção, já que as placas podem ser facilmente desmontadas. A eficiência do TCP é consideravelmente maior que a de trocadores convencionais, devido à produção do regime turbulento com baixas velocidades do fluido. Os TCP podem ainda trabalhar com fluidos altamente corrosivos. Apesar destas vantagens, esse tipo de trocador tem limitações: trabalha a pressões e temperaturas relativamente baixas (menores do que 2 MPa e 175 °C), a queda de pressão é maior do que num trocador casco e tubos e não são recomendáveis para fluidos altamente viscosos ou quando há uma variação de viscosidade considerável no trajeto do fluido pelo trocador (Gupta, 1986).

O TCP tem sido utilizado na indústria alimenticia e na indústria de processos químicos, onde a higiene é necessária (para pasteurização, aquecimento e resfriamento) (Marriot, 1971), em sistemas de resfriamento, onde o liquido de resfriamento é altamente corrosivo (água do mar); em circuitos secundários da indústria nuclear (Gupta, 1986); etc.

Maior eficiência de troca térmica é alcançada em condições de fluxos de massa dos fluidos quente e frio iguais, o que não impede a aplicação no caso de fluxos diferentes. Os coeficientes de transferência de calor são cerca de 1,3 a 2 vezes maiores do que em trocadores casco e tubos (Cooper, 1974).

A literatura referência com detalhes as limitações de temperatura, pressão, perda de carga, materiais de fabricação e custos. Marriott (1971) apresentou correlações genéricas para o cálculo do

coeficiente global de transferência de calor, em função da área total de geometria das placas, para várias razões de fluxo de massa entre os fluidos. Cooper (1974) desenvolveu um programa computacional para o cálculo aproximado do tamanho das placas e fez uma análise dos custos destes trocadores. Marriot (1977) fez um estudo referente ao número de canais não idênticos em paralelo, e concluiu que esse tipo de arranjo pode economizar até 25% da área de troca com a mesma eficiência de um TCP convencional. Raju *et al.* (1980) consideraram a escolha das gaxetas como ponto crítico na seleção de TCP, e analisaram a influência da erosão e corrosão. Desenvolveram ainda um método para a geração preliminar de geometria que inclui conceitos como a Diferença Média Logaritma de Temperaturas (DMLT), a efetividade e o número de unidades de transferência. Bell (1981) fez uma descrição resumida das principais características e aplicações dos três tipos mais comuns de TCP: placa e estrutura, placas espirais e lamelas. Khalil e Martin (1985) estudaram analitica e experimentalmente o problema de transferência de calor em TCP de quatro canais com escoamentos paralelo e contracorrente, considerando a transferência de calor não simétrica. Expressões para a eficiência de transferência de calor foram apresentadas, sendo que os resultados experimentais obtidos tem boa concordância com os resultados analíticos.

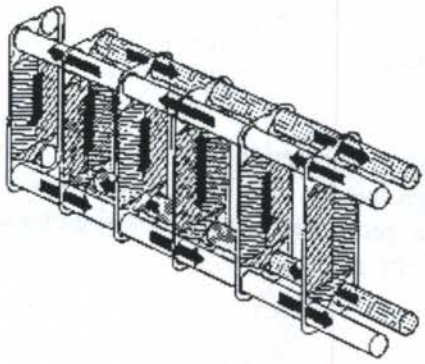


Figura 1 - Trocador de Calor de Placas.

Lines *et al.* (1987) demonstraram a importância da forma do corrugado das placas na transferência de calor. Zinger *et al.* (1988) apresentaram uma série de gráficos para o cálculo de um TCP, objetivando um método simples para seleção manual de superfícies e arranjos, além de determinar a eficiência térmica. Muller-Steinhagen e Middis (1989) estudaram o incrustamento de partículas em um TCP Alfa-Laval P20 usando uma suspensão de partículas de oxido de aluminio em heptano, variando os parâmetros do processo. Kreissig e Muller-Steinhagen (1992) estudaram a perda de pressão no escoamento bifásico num TCP, obtendo resultados para o caso de Ar-Água para dois tipos de trocadores de calor (Alfa Laval P01 e Alfa Laval P20). Wang e Zhao (1993) estudaram a transferência de calor e perda de pressão em um TCP operando como condensador, utilizando o modelo de Lockhart-Martinelli para o cálculo da perda de pressão no escoamento bifásico; eles também propuseram uma expressão para a transferência de calor por condensação num TCP. Roetzel *et al.* (1994) mediram experimentalmente o coeficiente de transferência de calor num TCP, utilizando a técnica de oscilação de temperatura. Sharifi *et al.* (1995) determinaram os perfis de temperatura ao longo do canal por diferenças finitas para TCP paralelos. Das *et al.* (1995) estudaram experimentalmente o comportamento dinâmico dos TCP, e propuseram um modelo. Nos trabalhos citados, observa-se a proposição de metodologias para a obtenção dos parâmetros do projeto termo-hidráulico, tanto numérica quanto experimentalmente, porem, não foi observada uma metodologia geral para o projeto termo-hidráulico de um TCP, que determine uma configuração otimizada atendendo às condições da especificação.

Este trabalho faz a proposição de um método geral para o projeto termo-hidráulico de um TCP, sendo desenvolvido um programa computacional que gera a configuração do trocador e verifica o atendimento da especificação. A otimização tem como objetivo a obtenção da menor área de transferência de calor possivel, tendo como parâmetros o arranjo dos escoamentos, o número de placas, a área por placa, que atenda as perdas de pressão máximas disponíveis.

2. METODOLOGIA

O projeto compreende uma sistemática para a determinação de todas as dimensões construtivas essenciais de um trocador para que este realize uma troca térmica desejada, atendendo eventuais restrições: limitações de pressão, tamanho e peso, velocidades de escoamento, etc. Cada situação de projeto apresenta inúmeras possibilidades e, dentre destas, algumas fazem uma melhor combinação das variáveis envolvidas, em termos de desempenho operacional global mais efetivo. A análise destas soluções perante as várias demandas impostas constitui na realidade uma arte.

A metodologia geral utilizada neste trabalho consiste basicamente nas seguintes etapas:

- Especificação do trocador;

- Geração de geometrias;
- Verificação de trocadores;
- Análise de otimização.

2.1 ESPECIFICAÇÃO

A especificação consiste em estabelecer os dados que são necessários para o projeto e/ou aceitação de um trocador de calor. A especificação inclui: Dados do processo e do projeto mecânico, e considerações sobre o material de fabricação mais adequado.

Os dados de processo consistem de:

- Vazão, composição e fase dos fluidos;
- Temperaturas de entrada e saída dos fluidos;
- Carga térmica;
- Propriedades térmicas dos fluidos;
- Pressões de operação;
- Perdas de pressão aceitáveis;
- Formação de depósitos;
- Outras informações que possam ser relevantes para o processo.

2.2 - GERAÇÃO DE GEOMETRIA

Uma vez definidas as condições do processo a que será submetido o trocador, seu dimensionamento se constitui na determinação da configuração geométrica que melhor satisfaça a carga térmica requerida pelas condições de processo. Define-se a geometria através dos seguintes passos:

- Definições preliminares;
- Dimensionamento.

2.2.1 Definições Preliminares:

São examinadas as especificações e analisadas sua influência na seleção dos elementos construtivos, nas perdas de pressão admissíveis e no perfil de temperaturas. A perda de pressão admissível deve ser tão utilizada quanto possível e ajustada pelas dimensões do TCP e pelo número de placas admitido.

Nesta fase é feita a seleção preliminar dos seguintes parâmetros.

- Dimensões do TCP;
- Número de Placas e
- Arranjo dos escoamentos.

É importante o aproveitamento da experiência anterior, devendo-se procurar o máximo de informação sobre trocadores já existentes que utilizem os mesmos fluidos e estejam tão perto quanto possível das condições de processo atuais.

Escoamentos em serie, nos quais a descarga total passa por cada placa e troca de direção na placa subsequente, são utilizados apenas para pequenas vazões e, raramente são usados (Gupta, 1986). Neste trabalho só serão considerados os TCPs com arranjo do escoamento em paralelo, de uso mais freqüente.

2.2.2 Dimensionamento:

a. Estimativa da área de troca de calor.

Nesta etapa, tendo-se como referência as definições anteriores, gera-se uma primeira proposição das dimensões do trocador, estimando-se a área de transferência de calor (A), definida como:

$$A = n\,a \tag{1}$$

onde n é o número de placas, e a é a área de cada placa

O cálculo é baseado nos dados de Cooper e Usher (1983), e é limitado para escoamento turbulento, viscosidade dinâmica μ máxima de $4 \cdot 10^{-3}$ kg/m·s e uma relação entre vazões de até 3:1.

A área a é obtida em função da vazão $\dot{V}$ através do gráfico da Fig.2, ou pela equação:

$$a = 2{,}8314\sqrt{\dot{V}} \tag{2}$$

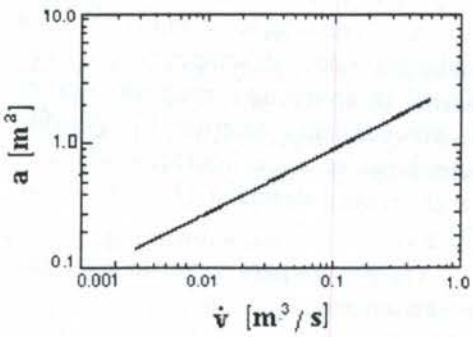


Figura 2 - Gráfico para a obtenção da área a.

O número de placas n é obtido em função do número de trajetos ou passos de cada corrente, H, da vazão total $\dot{V}$ e da vazão entre duas placas consecutivas q, tomando-se o maior dos valores numéricos entre os dois fluidos:

$$n = \frac{2 \cdot H \cdot \dot{V}}{q}. \tag{3}$$

A vazão entre duas placas consecutivas q é dada em função de ΔP_p , a queda de pressão por passo para cada lado do trocador, e da área a, através do gráfico da Fig. 3, ou pela equação:

$$q = \frac{\left(j\,\Delta P_p\right)^{0.5963}}{10^{3.9025 \cdot a^{-0.0266}}} \tag{4}$$

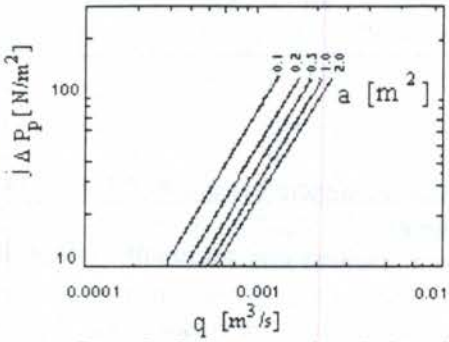


Figura 3 - Gráfico para a obtenção da vazão entre duas placas consecutivas q.

A queda de pressão admissível por passo para cada corrente é dada por

$$\Delta P_p = \Delta P / H \tag{5}$$

onde ΔP é a perda de carga total admissível.

O fator j é a relação entre as quedas de pressão para a água (ΔP_a) e para o fluido em questão (ΔP):

$$j = \frac{\Delta P_a}{\Delta P} \tag{6}$$

A queda de pressão segundo Raju e Chand (1980) é tal que: $\Delta P \propto \mu^{0.252} \cdot \rho^{0.748}$, de onde se obtem:

$$j = \left(\frac{\mu_{agua}}{\mu}\right)^{0.252} \left(\frac{\rho_{agua}}{\rho}\right)^{0.748} \tag{7}$$

Quando o fluido de trabalho for a água, j é igual a 1.

b. Carga térmica

A carga térmica desejada é dada por:

$$Q_d = mc_p \Delta T \ , \tag{8}$$

onde ΔT é a variação de temperatura do fluido de processo, e a carga térmica real é dada por:

$$Q_r = U\,A\,\Delta T_m \ , \tag{9}$$

onde U é o coeficiente global de transferência de calor e ΔT_m a diferença média de temperatura entre os fluidos, dada por:

$$\Delta T_m = DMLT \cdot F \ , \tag{10}$$

$DMLT$ é a diferença média logarítmica de temperaturas para o trocador admitido como contra corrente simples, e F é o fator de correção obtido em função do arranjo de correntes e do NUT, ou seja $F = f(H, NUT)$, conforme a Fig.4 (Raju e Chand, 1980). Não se recomenda a adoção de arranjos nos quais F é menor do que 0,35.

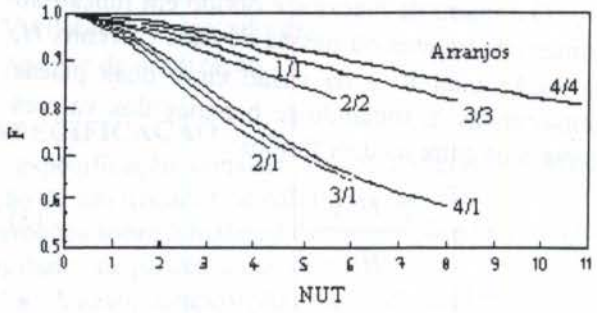


Figura 4 - Fator de Correção F

2.3 VERIFICAÇÃO

A verificação consiste na avaliação do desempenho termo-hidráulico do trocador proposto através do procedimento anterior. Ela permite determinar se a configuração atende a carga térmica desejada Q_d , isto é, se $Q_r \cong Q_d$.

Os passos para a verificação são os seguintes:

2.3.1 Verificação de Parâmetros Geométricos Críticos.

Conhecendo-se a geometria e as condições de processo que devem ser obedecidas pelo trocador, a verificação dos parâmetros geométricos compreende a confirmação do atendimento de eventuais requisitos:

- Disponibilidade do espaço físico;
- Arranjo do escoamento;
- Número de placas, e
- Área de cada placa.

2.3.2 Cálculo da Carga Térmica Real

Q_r é dada pela eq. 9, onde $A = n\,a$ e U é dado por:

$$\frac{1}{U} = \frac{1}{h1} + \frac{1}{h2} + R_m + Perdas, \tag{11}$$

onde h_1 e h_2 são os coeficientes de película para as correntes, R_m é a resistência das placas e *Perdas* se refere às resistências de depósito e às perdas de calor para o ambiente.

Os coeficientes de película para cada lado, h_1 e h_2, para escoamento turbulento (Raju e Chand,1980), são estimados através de:

$$Nu = \frac{h \cdot D_h}{k} = 0,2536 \cdot Re^{0,65} \cdot Pr^{0,4} \tag{12}$$

que não leva em consideração a influência dos arranjos de corrugado.

O número de Reynolds *Re*, para cada corrente, é calculado para escoamento paralelo:

$$\mathrm{Re} = \frac{G\,D_h}{\mu}, \tag{13}$$

onde D_h é o diâmetro hidráulico e G o fluxo de massa:

$$G = \frac{\dot{m}}{A_f}, \tag{14}$$

$$\text{com } A_f = \frac{(n/2)}{H} a_f \quad \text{e} \quad a_f = b\,\ell \tag{15}$$

sendo b a largura da placa e ℓ a distância entre duas placas adjacentes; $\dot{m}$ a descarga de cada lado.

2.3.3 Cálculo das Perdas de Pressão.

De Raju e Chand (1980) tem-se para cada corrente que:

$$\Delta P = 4 \cdot f \frac{L}{D_h} \frac{G^2}{2 \cdot \rho} \tag{16}$$

onde L é a altura da placa e f o coeficiente de atrito, dado por:

$$f = 2,5\ \mathrm{Re}^{-0.3} \tag{17}$$

2.3.4 Avaliação do Desempenho.

Calculado Q_r, se $\left|\frac{Q_r - Q_d}{Q_d}\right| \leq 5\%$ e $\Delta P < \Delta P_{disp}$ por corrente, o TCP está dimensionado para a carga térmica desejada e dentro dos limites de queda de pressão aceitáveis.

O TCP resultante pode deixar de utilizar as quedas de pressão máxima admissíveis. Neste caso pode-se testar um novo número de placas ou uma nova área individual de placa, e reinicia-se o processo de verificação, para um maior aproveitamento das perdas de pressão.

2.4 - Análise de Otimização

Depois da avaliação de desempenho de todas as configurações geradas, nota-se que há um bom número de soluções potenciais, mas umas poucas são efetivamente elegíveis. O não aproveitamento da perda de pressão disponível, sugere aperfeiçoamentos no projeto, já que o custo básico de um TCP é função principalmente da área total de transferência de calor requerida e da potência de bombeamento necessária para atender a especificação.

Neste estudo, os parâmetros de projeto utilizados na otimização foram a área de transferência de calor da placa, tipo de arranjo das correntes e o número de placas. Foi excluída a influência do tipo específico de corrugação como parâmetro de projeto, devido a não disponibilidade de informações na literatura aberta.

3- APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

O procedimento proposto foi aplicado ao projeto de um TCP com uma especificação típica.

Tabela 1 - Especificação do TCP.

Fluido	Temp. entrada [K]	Temp. saída [K]	Descarga [kg/s]	ρ [kg/m^3]	c_p [kJ/kg K]	k [W/m K]	μ [kg/m s]
Quente	313,7	298,7	18,90	1000	4.2	0,63	$0,65 \times 10^{-3}$
Frio	287,6	297,6	28,35	1000	4.2	0,63	$0,65 \times 10^{-3}$

A perda de pressão máxima admissível para cada corrente é $\Delta P = 69$ kPa.

Foi desenvolvido um programa computacional baseado no método apresentado e testados arranjos de área e escoamento usuais, com ℓ adotado igual a 0,075 m. Dos resultados potenciais apresentados na Tabela 2, são comentados os dois casos mais promissores.

- Para uma área de placa a = 0,074 m^2, arranjo de correntes 3 vs 3 e 116 placas, obteve-se uma área total de transferência de calor A = 8,48 m^2, a carga térmica é atendida e a queda de pressão tem uma pequena folga.
- Para a área de placa a = 0,342 m^2 , arranjo de correntes 2 vs 2 e número de placas n = 28 obteve-se uma área total de transferência de calor A = 9,53 m^2, o resultado está dentro da queda de pressão admissível e possui uma pequena folga na carga térmica aceitável.

O primeiro caso leva vantagem quanto à menor área total de transferência de calor. O segundo, no entanto, possui um número de placas menor e o arranjo de correntes é mais simples.

Na Figura 5 a maior queda de pressão observada nas duas correntes é plotada juntamente com Q_r em função da área de transferência de calor total e do arranjo das correntes, para um tamanho de placa, mantidas a descarga e a temperatura de entrada dos fluidos estabelecidas na especificação.

Observa-se em geral que, para uma dada área de troca A, a transferência de calor Q_r e a perda de pressão máxima aumentam com a adoção de um número maior de trajetos para as correntes quente e fria, como era de esperar. A área necessária para atender uma dada carga térmica (Q_r=Q_d) diminui com a utilização de mais trajetos, o que implica num aumento da perda de pressão pela redução da área da secção de escoamento de cada corrente, devido ao acréscimo de H e ao decréscimo de n.

A escolha final do arranjo depende basicamente do custo por m^2 de placa, do número de placas, do custo de instalação, montagem e manutenção, e de considerações quanto ao espaço físico disponível e padronização.

Não se considerou o efeito do tipo de corrugação; em conseqüência, os resultados apresentados têm uma imprecisão de até 16% relativa à área de transferência de calor, e de 10% relativamente ao custo (Lines, 1987).

Tabela 2 - Soluções Potenciais para o TCP.

b [m]	L [m]	a [m²]	H_c	H_h	n	A [m²]	U [W/m²K]	$\frac{Q_r - Q_d}{Q_d}$ [%]	ΔP máx [kPa]
0.25	0.78	0.195	2	2	54	10.53	7854.71	-7.19	38.13
0.25	0.78	0.195	2	2	58	11.31	7498.21	-4.84	33.77
0.25	0.78	0.195	2	2	64	12.48	7033.46	-1.50	28.56
0.25	0.78	0.195	2	2	78	15.21	6184.78	5.56	20.41
0.25	0.78	0.195	2	3	58	11.31	8332.54	7.23	67.27
0.27	0.73	0.223	2	2	54	12.03	7471.45	0.84	35.38
0.40	1.15	0.460	1	1	38	17.48	4634.25	-8.07	14.14
0.40	1.15	0.460	1	1	54	24.84	3687.93	3.96	7.78
0.40	1.15	0.460	1	1	58	26.68	3520.55	6.59	6.89
0.40	1.15	0.460	1	2	38	17.48	5495.76	7.80	45.95
0.33	0.94	0.342	1	2	58	19.57	4263.44	-6.39	17.91
0.33	0.94	0.342	1	2	66	22.58	3884.75	-1.58	14.05
0.33	0.94	0.342	1	2	76	25.59	3581.22	2.82	11.35
0.33	0.94	0.342	1	2	86	28.85	3312.59	7.23	9.26
0.33	0.94	0.342	2	2	28	9.53	9002.90	-3.70	60.83
0.33	0.94	0.342	2	2	40	13.55	7164.50	8.90	33.47
0.48	1.37	0.411	1	1	32	13.02	6290.10	-7.10	37.46
0.48	1.37	0.411	1	1	46	18.22	5054.45	4.51	21.14
0.29	0.87	0.250	1	1	116	28.85	2793.31	-8.55	2.85
0.29	0.87	0.250	1	1	132	32.61	2579.34	-4.55	2.31
0.29	0.87	0.250	1	1	142	35.37	2446.70	-1.80	2.02
0.29	0.87	0.250	1	1	156	38.63	2310.38	1.28	1.73
0.12	0.64	0.074	2	3	142	10.39	7748.55	-8.36	45.71
0.12	0.64	0.074	2	3	154	11.35	7316.86	-5.49	39.35
0.12	0.64	0.074	3	3	116	8.48	10360.94	-0.06	64.65
0.12	0.64	0.074	3	3	130	9.58	9567.30	4.32	52.48
0.12	0.64	0.074	3	3	142	10.39	9075.29	7.33	45.71

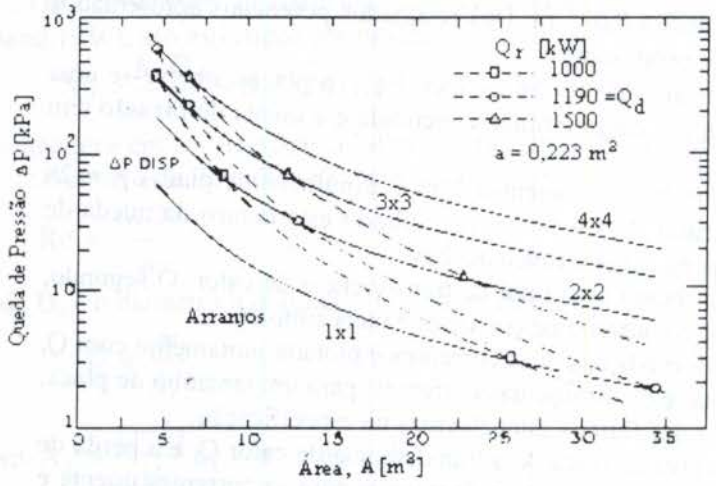


Figura 5 -Queda de Pressão em função da área e do arranjo

4 CONCLUSÕES

O método proposto neste trabalho para o projeto otimizado de trocadores de calor de placas oferece, além da simplicidade, um procedimento completo para a geração de uma configuração adequada, atendendo à troca térmica e às perdas de pressão admissíveis, conforme exemplo típico de cálculo desenvolvido.

5 BIBLIOGRAFIA

BELL, K., Plate Heat Exchagers. Thermal Hydraulic Fundamentals and Design, p. 165-175, 1981.

CLARK, D.F. Plate Heat Exchanger Design and Recent Development. The Chemical Engineer, p. 275-279, May, 1974.

COOPER, A. e USHER, J. D. Methods of Surface Area Calculation. In: Heat Exchanger Design Handbook. Hemisphere Publisshing Corporation, 1983, v. 3, item 7.10.

COOPER. A., Recover more Heat with Plate Heat Exchangers. The Chemical Engineer, p. 280-285, May, 1974.

DAS, S. K., SPANG, B. e ROETZEL, W., Dynamic Behavior of Plate Heat Exchangers - Experiments and Modelling. J. of Heat Transfer, v. 117, p. 859-864, 1995.

GUPTA, J. P., Fundamentals of Heat Exchanger and Pressure Vessel Technology. U.S.A.: Hemisphere Publishing Corporation, 1986, 607 p.

SHARIFI, F., NARANDJI, M. R. G. e MEHRAVARAN, K, Dynamic Simulation of Plate Heat Exchangers. Int. J. Heat Mass Transfer , v. 22, n. 2, p. 213-225, 1995.

KHALAIL, M. B. e MARTIN, H Temperature Distribution in a Four Channel Plate Heat Exchanger. Heat Transfer Engineering, v. 6, n. 2, p. 58-72, 1985.

KREISSIG, G. e MULLER-STEINHAGEN, H. M. Frictional Pressure Drop for Gas/Liquid Two-Phase Flow in Plate Heat Exchangers. Heat Transfer Engineering, v. 13, n. 4, p. 42-52, 1992.

LINES, R. J. Asymetric Plate Heat Exchangers. Chemical Engineering Progress, p. 27-30, July, 1987.

MARRIOT, J. Onde e Como Empregar Trocadores de Calor a Placas. Chemical Engineering, April 1971.

MARRIOT, J. Performance of an Alfafflex Plate Heat Exchanger. Chemical Engineering Proc., p. 73-78, February 1977.

MULLER-STEINHAGEN, H. M. e MIDDIS, J. Particulate Fouling in Plate Heat Exchangers. Heat Transfer Engineering, v. 10, n. 4, p. 30-36, 1989.

RAJU, K. S. N. e CHAND, J. Consider the Plate Heat Exchanger. Chemical Engineering, p. 133-144, August, 1980.

ROETZEL, W., DAS, S. K. e LUO, X. Measurement of the Heat Transfer Coefficient in Plate Heat Exchangers Using a Temperature Oscillation Technique. Int. J. Heat Mass Transfer, v. 37, Suppl. 1, p. 325-331, 1994.

WANG, Z. e ZHAO, Z. Analysis of Performance of Steam Condensation Heat Transfer and Pressure Drop in Plate Condensers. Heat Transfer Engineering, v. 14, n. 4, p. 32-41, 1993.

ZINGER, N.M., BARMINA, L.S. e TARADAI, A.M. Design of Plate-Type Heat Exchagers for Heat Supply Systems. Thermal Engineering, v. 35, n. 3, p. 41-145. 1988.

Nomenclatura:

$a\ [m^2]$	área de cada placa	$m\ [kg/s]$	descarga
$A\ [m^2]$	área total de transf. calor	n	número de placas
$A_f\ [m^2]$	área total da seção de escoamento	NUT	nº unidades transferência
$a_f\ [m^2]$	area da seção de escoamento entre duas placas sucessivas	Pr	número de Prandt
$b\ [m]$	largura da placa	$q\ [m^3/s]$	vazão entre duas placas sucessivas
$c_p\ [kJ/kg\ K]$	calor especifico	$Q_d\ [kW]$	carga térmica desejada
$D_h\ [m]$	diâmetro hidráulico	$Q_r\ [kW]$	carga térmica real
DMLT [K]	dif. média log. de temps.	Re	número de Reynolds
F	fator correção para DMLT	$U\ [W/m^2\ K]$	coef. global de transf. de calor
f	fator de atrito de Darcy	$\dot{V}\ [m^3/s]$	vazão total
$G\ [kg\ m^2\ s]$	fluxo massico	$\rho\ [kg/m^3]$	densidade
$h\ [W/m^2\ K]$	coeficiente de película	$\Delta P\ [kN/m^2]$	queda de pressão total
H_c	número passos fluido frio	$\Delta P_{disp}\ [kN/m^2]$	queda de pressão máxima admissível
H_h	número passos fluido quente	$\Delta P_p\ [kN/m^2]$	queda de pressão p/ trajeto
j	fator de correção de ΔP	$\mu\ [kg/m\ s]$	viscosidade dinâmica
$k\ [W/m\ K]$	condutividade térmica	$\Delta T\ [K]$	variação de temperatura de um fluido
$L\ [m]$	altura da placa	$\Delta Tm\ [K]$	dif. média de temp. entre os fluidos
$\ell\ [m]$	distância entre duas placas sucessivas		

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1132

CONJUGATE HEAT TRANSFER AND FLOW LOSSES IN COMPACT HEAT EXCHANGER WITH SMOOTH FINS AND TWO ROWS OF TUBES

ROGÉRIO RODRIGUES JR. & JURANDIR ITIZO YANAGIHARA
Department of Mechanical Engineering, Polytechnic School of University of São Paulo
Av. Prof. Mello Moraes, 2231 - São Paulo - CEP 05508 - 900 - E-mail: jiyanagi@usp.br

Abstract

The present work refers to a numerical analysis of the local and global heat transfer and fluid flow characteristics of a fin-tube heat exchanger with smooth fins. These investigations aim to provide basic information for the development of heat transfer enhancement techniques applied to evaporator/condenser of domestic air-conditioning systems. Momentum and energy conservation equations were solved by the finite volume method with a boundary fitted coordinate system. The computational model consists of a compact heat exchanger with two rows of round tubes in a staggered arrangement using smooth fins. The numerical simulations were carried out for a steady-state thermally and hydrodynamically developing laminar flow. The influence of channel parameters such as transverse and longitudinal tube spacing on the heat transfer and flow losses were analyzed. The results allow to identify situations in which the fin effectiveness decreases, providing useful information for the application of heat transfer enhancement techniques to this kind of geometry.

Keywords

compact heat exchangers; fin-tube channels; smooth fins; conjugate heat transfer; finite volume method

1. INTRODUCTION

The thermal performance of a fin-tube compact heat exchanger has a direct influence on its size and costs of operation and manufacturing. Since these devices have a wide application in the industry, research aiming to improve its thermal performance is essential. Various heat transfer enhancement techniques have been proposed with this objective in the recent years. The heat transfer augmentation technique and its influence over the performance of the compact heat exchanger depends on the fluid flow and the heat transfer characteristics of the heat exchanger. Thus, it is very important to investigate those aspects before choosing any technique to apply.

On the other hand, available experimental data on fin-tube heat exchangers is very limited specially for low Reynolds number. The influence of the geometrical parameters on the heat transfer and flow losses was investigated by some authors. Rich (1973) investigated the influence of fin pitch on the global heat transfer coefficient of plate-fin and tube heat exchangers with a staggered arrangement. Rich (1975) conducted experimental investigation about the influence of the number of the rows on heat transfer and flow losses of fin tube compact heat exchangers, using heat exchangers with 1-6 rows of tubes in a staggered arrangement with smooth fins. Saboya; Sparrow (1974, 1976a, 1976b) used the naphthalene sublimation technique to measure local and

3853

global heat/mass transfer coefficients for plate-fin and tube heat exchangers with 1 to 3 rows of tubes in a staggered arrangement. McQuiston (1978) and Gray; Webb (1986) have presented correlations to predict the heat transfer coefficient and the friction factor on plate-fin and tube heat exchangers in a staggered arrangement, considering aspects as fin and tube pitchs and number of tube rows. Rosman et al (1984) conducted a numerical/experimental investigation on a plate-fin and tube heat exchanger with 1 or 2 rows of tubes in staggered arrangement, evaluating global and local aspects of the heat transfer in these devices. There are not much numerical studies about the influence of geometrical parameters on the heat transfer and flow losses of plate-fin and tube heat exchangers.

The present work brings a numerical investigation about the influence of transverse and longitudinal tube pitchs on the heat transfer and flow losses of plate-fin and tube heat exchangers. The simulations were performed at Re=300, a typical operational condition of heat exchanger used on domestic air-conditioning applications, with the computational fluid dynamics package PHOENICS (version 2.0). The numerical results were compared with correlations obtained by Gray; Webb (1986) and presented good agreement.

2. NUMERICAL MODEL

The numerical simulations, performed at Re=300, assumed the flow was in steady-state condition with constant properties and absence of gravitational effects. The properties of the air were adopted at a mean temperature between the temperatures of the tube and the air at the channel inlet.

2.1.Geometry

The devices simulated have two rows of round tubes in a staggered arrangement, and it has smooth fins. The basic dimensions of the heat exchangers were obtained from typical condenser/evaporator used on domestic air-conditioning systems, and it is presented in the table 1.

Table 1: Heat Exchangers Dimensions.

Description	Dimension
Tube Diameter (D)	D = 9.53 mm
Fin Thickness (e)	e/D = 0.0157
Distance between Fins (E)	E/D = 0.21
Transverse Tube Pitch (S_T)	$2.00 \leq S_T/D \leq 2.50$
Longitudinal Tube Pitch (S_L)	$1.75 \leq S_L/D \leq 2.50$

2.2.Governing Equations

The fluid flow and heat transfer processes were modelled by partial differential equations describing the conservation of mass, momentum and thermal energy in three dimensional boundary-fitted coordinate system, since the geometry of the problem is very complex.

Conservation of Mass:

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i) = 0 \tag{1}$$

Conservation of Momentum:

$$div(\rho u_j u_i) = div(\mu \nabla u_i) - \frac{\partial p}{\partial x_i} + S \tag{2}$$

Conservation of Thermal Energy:

$$div(\rho u_j h) = div(\mu \nabla h) \tag{3}$$

The numerical model used a finite volume formulation. The above equations are integrated over each control volume of the domain, and solved by the CFD package PHOENICS (version 2.0). The package use a staggered grid arrangement for discretization of the momentum equations. The hybrid scheme (Patankar, 1980) is employed for the discretization of the convective transport.

2.3.Computational Domain and Boundary Conditions

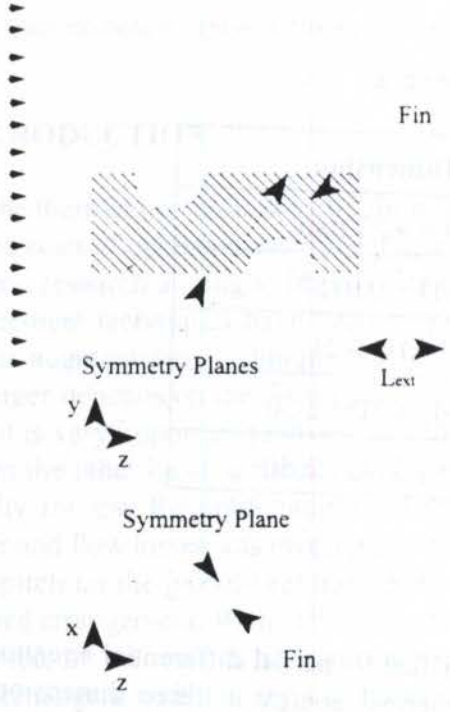


Figure 1: Computational Domain.

The computational domain (filled areas) consisting of the channel between two fins of the heat exchanger is presented in figure 1. All the symmetries existing on the problem were considered in order to reduce data storage and computational efforts necessary to obtain the solution.

The boundary conditions used on the simulations were the following:

Inlet : Uniform streamwise velocity and temperature profiles;

Exit : Uniform pressure and null diffusive gradients on the streamwise direction;

Symmetry planes : Null mass and heat fluxes across surface;

Fins : No-slip condition and null mass fluxes on the fin surface. Null mass and heat transfer flux across the leading edge surface and symmetry planes;

Tube : Uniform temperature, no-slip condition and null mass flux;

Channel extension : Null mass and

heat fluxes across surface.

The computational domain was extended by a distance L_{ext} downstream the fin trailling edge, as shown in figure 1. It was necessary to avoid the boundary conditions applied to the exit of computational domain, which do not correspond to the real condition at the fin trailling edge, influenced significantly the results obtained. It was adopted L_{ext}=1.0D for all simulations.

2.4.Convergence Criteria

The convergence was assumed when the sum of the residual errors for each of equations sets took a negligible value. The reference residual errors used in this work were 10^{-5} for the variables p, u, v, w and 10^{-4} for the variable T.

2.5.Grid Refinement Influence

The influence of the grid refinement on the numerical results was evaluated for an arbitrary configuration, with numerical simulations carried out for various grid sizes. A careful analysis of these results allowed adopt a refinement level with a minimum influence. Furthermore, the numerical results are compared with empirical correlations that have uncertainty ranges, allowing a real idea of the numerical uncertainty associated with the results obtained.

3.RESULTS

The numerical simulations were carried out to Re=300, a typical operating condition of heat exchangers used on domestic air-conditioning systems. The results of the calculations are presented in terms of the mean Nusselt number (Nu) and Friction factor (f), defined according to Kays; London (1984). The evaluation of the mean Nusselt number (Nu) was based on the classical Logarithmic Mean Temperature Difference (LMTD). The mean Nusselt number (Nu) and the friction factor (f) achieved on these numerical simulations were compared with empirical correlations obtained by Gray; Webb (1986). These correlations present 10% and 13% of accuracy for the Nusselt number and the friction factor respectively.

The numerical results for three values of the transverse tube pitch (S_T) are presented on figures 2 to 7, where it was compared with the experimental data. In these figures it can be observed the influence of the longitudinal tube pitch (S_L) on the flow losses and the heat transfer. It is worth noting that, like the results from correlations of Gray; Webb (1986), the Nusselt number and the friction factor decrease with this parameter. This fact is due to an increase on the hydraulic diameter with this parameter combined with a decrease on the overall heat transfer coefficient.

Furthermore, the figures show a good agreement of the numerical results with the empirical correlations of Gray; Webb(1986), since the numerical results were usually inside the uncertainty range. The results show that the numerical model describes well the fluid flow and heat transfer process occurring at the channel, despite the hypothesis of a steady-state flow which do not permit to verify the possibility of the vortex shedding behind the tubes at large transverse tube pitch.

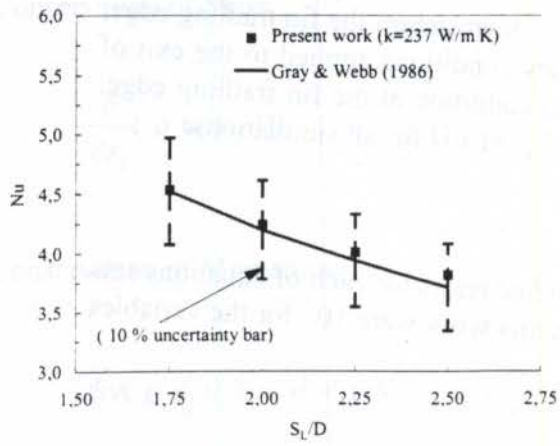


Figure 2: Influence of Longitudinal Tube Pitch on the Heat Transfer ($S_T/D=2,00$).

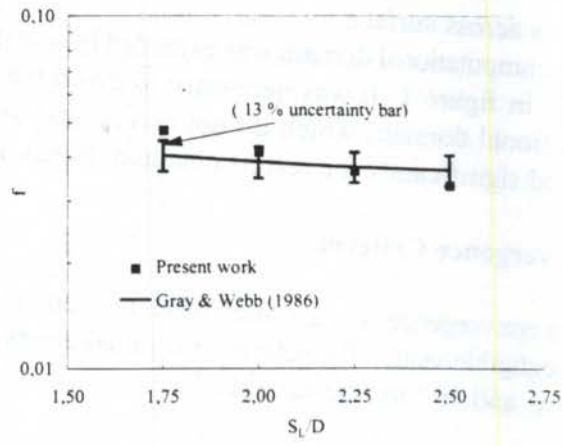


Figure 3: Influence of Longitudinal Tube Pitch on the Friction Factor ($S_T/D=2,00$).

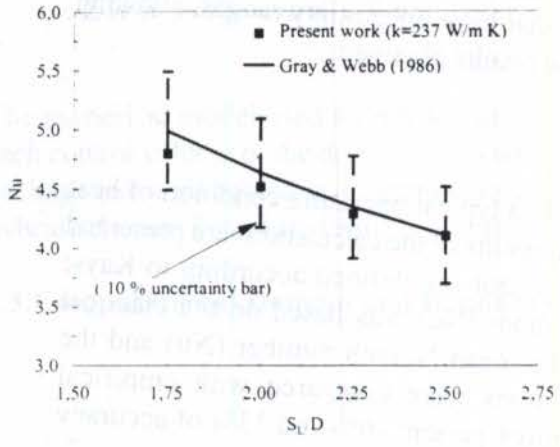


Figure 4: Influence of Longitudinal Tube Pitch on the Heat Transfer ($S_T/D=2,25$).

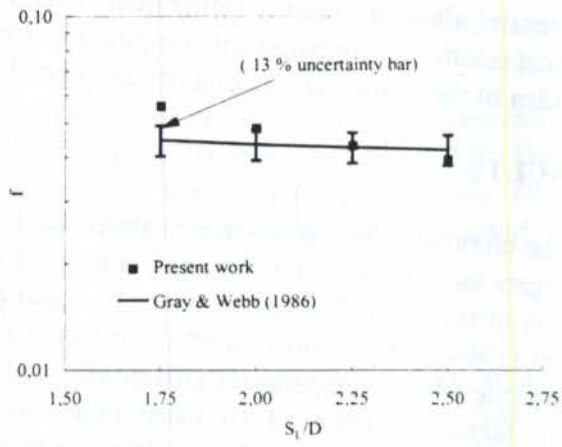


Figure 5: Influence of Longitudinal Tube Pitch on the Friction Factor ($S_T/D=2,25$).

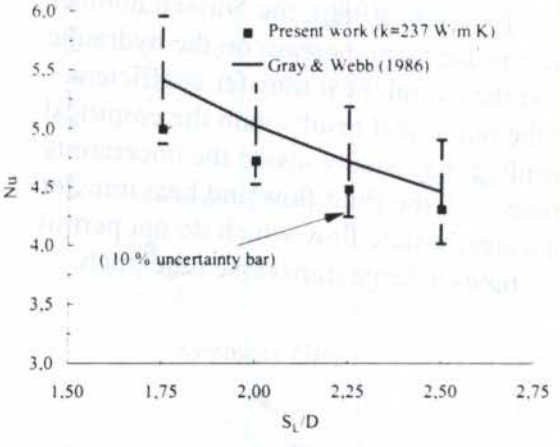


Figure 6: Influence of Longitudinal Tube Pitch on the Heat Transfer ($S_T/D=2,50$).

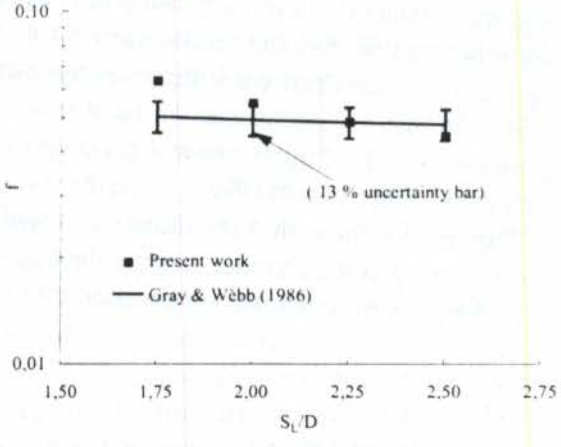


Figure 7: Influence of Longitudinal Tube Pitch on the Friction Factor ($S_T/D=2,50$).

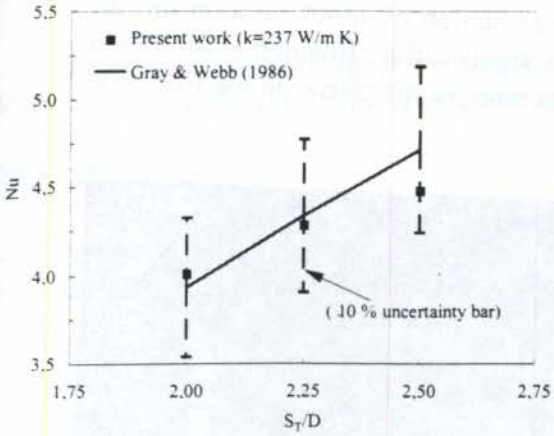


Figure 8: Influence of Transverse Tube Pitch on the Heat Transfer ($S_L/D=2,25$).

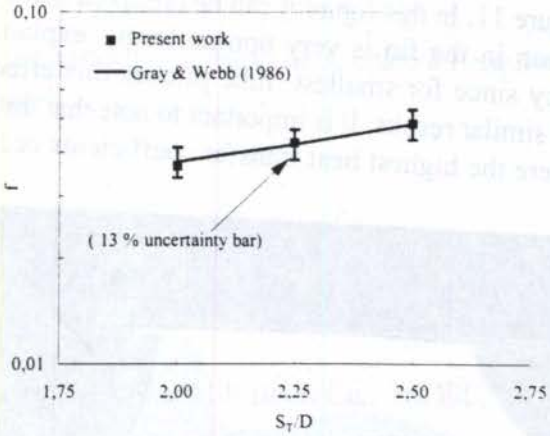


Figure 9: Influence of Transverse Tube Pitch on the Friction Factor ($S_L/D=2,25$).

The numerical investigations showed an increase of the Nusselt number and the friction factor with the transverse tube pitch, as shown in figures 8 and 9. This fact is due to increasing of the hydraulic diameter with the transverse tube pitch.

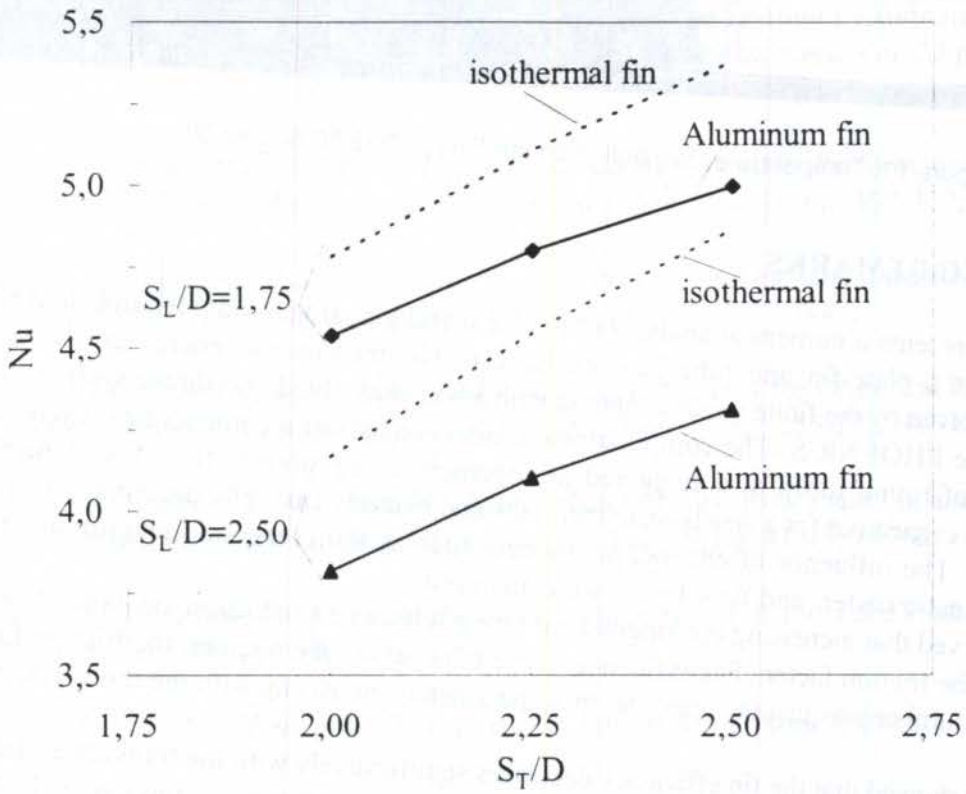


Figure 10: Influence of the Tube Pitch on the Fin Efficiency.

On the other hand, the influence of the transverse and the longitudinal tube pitch on the fin efficiency was also investigated. Numerical simulations for models with isothermal fins were carried out to allow this analysis. The results, presented at figure 10, show a decrease of the fin efficiency when transverse and longitudinal tube pitch increases. This fact occurs because the finite thermal conductivity do not permit a uniform temperature distribution over the fin, as can be noted

in the figure 11. In this figure it can be observed that for $S_T/D=2.50$ and $S_L/D=2.50$ the temperature distribution in the fin is very non-uniform, explaining the reduction of about 12% on the fin efficiency since for smallest tube pitches this effect is less significative. Rosman et al (1986) obtained similar results. It is important to note that this effect is more significative on the first tube row, where the highest heat transfer coefficients occurs.

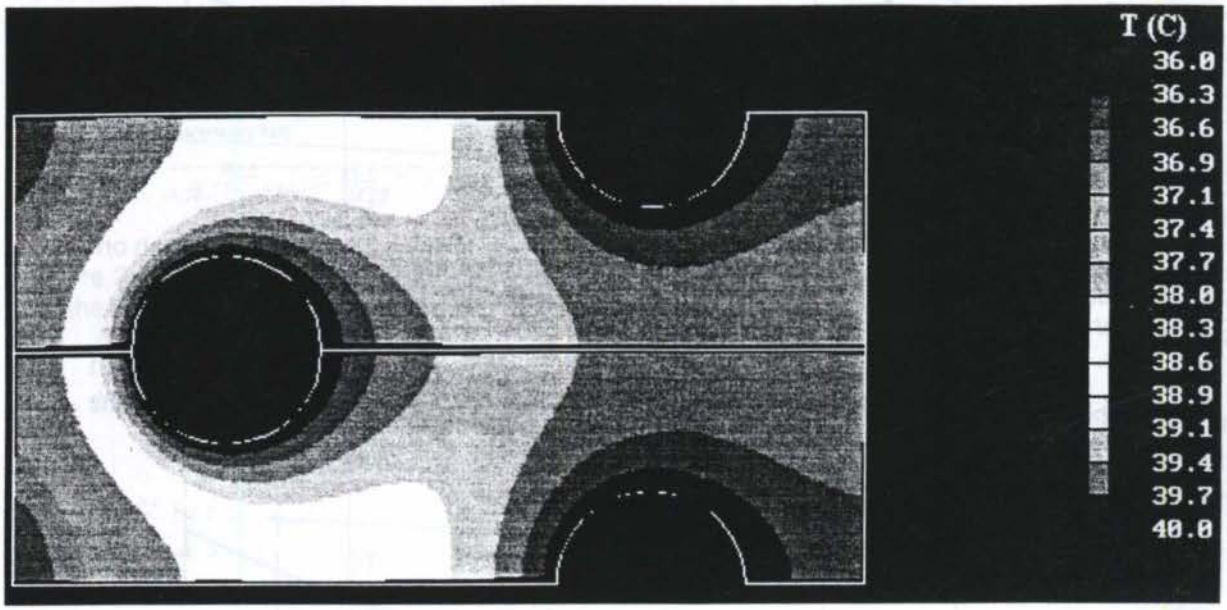


Figure 11: Temperature Distribution on the Fin ($S_T/D=2.50;S_L/D=2.50$).

4.CONCLUDING REMARKS

This work presents a numerical analysis of the local and global heat transfer and fluid flow characteristics of a plate-fin and tube heat exchanger. Momentum and energy conservation equations were solved by the finite volume method with a boundary fitted coordinate system using the CFD package PHOENICS. The computational model consists of a compact heat exchanger with two rows of round tubes in a staggered arrangement using smooth fins. The numerical simulations were carried out for a steady-state thermally and hydrodynamically developing laminar flow at Re=300. The influence of channel parameters such as transverse and longitudinal tube spacing on the heat transfer and flow losses were analyzed.

It was observed that increasing the longitudinal tube pitch cause a reduction on global Nusselt number and on the friction factor. The influence of the transverse tube pitch on the friction factor and the Nusselt number was just the opposite, these parameters increasing with the transverse tube pitch.

The results showed that the fin efficiency decreases significatively with the transverse and the longitudinal tube pitch due to the non-isothermal temperature distribution at the fins caused by high heat transfer coefficients. This effect is more significative on the first tube row, where the highest heat transfer coefficients occurs.

The numerical model used in these investigations predicts adequately the heat transfer and fluid flow processes occurring on the heat exchanger geometry, since it agrees with well accepted empirical correlations of the literature.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors acknowledge the financial support of FAPESP (Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo) to the development of this work.

REFERENCES

Gray, D. L., Webb, R. L., Heat Transfer and Friction Correlations for Plate Fin-and-Tube Heat Exchangers having Plain Fins, *Proc. of the 9th Int. Heat Transfer Conference*, San Francisco, 1986.

Kays, W. M., London, A. L., *Compact Heat Exchangers*. McGraw-Hill Book Co., 3rd Ed., New York, 1984.

Patankar, S. V., *Numerical Heat and Fluid Flow*. Hemisphere, 1980.

Mcquiston, F. C., Correlation of Heat, Mass and Momentum Transport Coefficients for Plate-Fin-Tube Heat Transfer Surfaces with Staggered Tubes. *ASHRAE Transactions*, Vol. 84, pp.294-309, 1978.

Rich, D. G., The Effect of Fin Spacing on the Heat Transfer and Friction Performance of Multi-Row, Smooth Plate Fin-and-Tube Heat Exchangers. *ASHRAE Transactions*, Vol. 79,pp. 137-145, 1973.

Rich, D. G., The Effect of The Number of Tube Rows on Heat Transfer Performance of Smooth Plate Fin-and-Tube Heat Exchangers. *ASHRAE Transactions*, Vol. 81, pp. 307-317, 1975.

Rosman, E. C., Carajilescov, P., Saboya, F. E. M., Performance on One- and Two-Row Tube and Plate Fin Heat Exchangers. *J. Heat Transfer*, Vol. 106, pp.627-632, 1984.

Saboya, F. E. M., Sparrow, E. M., Local and Average Coefficients for One-Row Plate Fin and Tube Heat Exchanger Configurations. *J. Heat Transfer*, Vol. 96, pp. 265-272, 1974.

Saboya, F. E. M., Sparrow, E. M., Transfer Characteristics of Two-Row Plate Fin and Tube Heat Exchanger Configurations. *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 19, pp. 41-49, 1976a.

Saboya, F. E. M., Sparrow, E. M., Experiments on a Three-Row Fin and Tube Heat Exchanger. *J. Heat Transfer*, Vol. 98, pp. 520-522, 1976b.

Webb, R. L., *Principles of Enhanced Heat Transfer*. John Wiley & Sons, 1994.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1130

ESTUDO NUMÉRICO DE UM TROCADOR DE CALOR COMPACTO COM ALETAS RECORTADAS E UMA FILEIRA DE TUBOS / *NUMERICAL STUDY OF A COMPACT HEAT EXCHANGER WITH OFFSETS AND ONE TUBE ROW*

JURANDIR ITIZO YANAGIHARA, PAULO EDUARDO BATISTA DE MELLO
Departamento de Engenharia Mecânica, Escola Politécnica - Universidade de São Paulo
Av. Prof. Mello Moraes, 2231 - São Paulo - SP - CEP 05508-900 - Brasil - E-Mail: jiyanagi@usp.br

ABSTRACT

Heat transfer and flow loss characteristics of a fin-tube compact heat exchanger were obtained numerically. The heat exchanger model has one tube row and utilises the heat transfer enhancement technique known as "offsets", that promotes successive boundary layer break-ups. The heat conduction effect in the fin was taken into account (conjugate heat transfer) and so the cyclic characteristic of the flow in the perpendicular direction, generated by the interruptions that the "offsets" promote over the fin. The influence of the thermal conductivity parameter over the heat transfer was verified. This paper presents correlations for the Colburn factor and friction factor, both function of Reynolds number, for the laminar regime. With the objective of evaluating the heat transfer enhancement obtained with the "offsets", one model with the same dimensions but with plain fins was simulated numerically. With the results, important aspects were discussed, such as enhancement obtained with "offsets", flow loss increase, influence of the thermal conductivity of the fin and indications for a better design.

KEYWORDS

compact heat exchanger, offset, tube-fin
trocadores de calor compactos, tubo-aleta

1. INTRODUÇÃO

O estudo dos trocadores de calor compactos tem sido bastante intenso devido à enorme utilização destes componentes em numerosas aplicações. Vários artigos são encontrados na literatura técnica que têm por objetivo conhecer melhor a natureza destes componentes.

A publicação de maior relevância nesta área, citada como referência por todos os artigos que tratam do assunto, é o livro de Kays e London (1984). Neste livro uma metodologia clara e concisa foi desenvolvida para o projeto das mais diversas formas que os trocadores de calor compactos podem assumir, assim como para a apresentação de resultados relacionados com a transferência de calor e perda de carga. No presente trabalho foi adotada esta mesma metodologia de cálculo para apresentação dos resultados.

Estudos específicos dos trocadores tubo-aleta foram realizados por diversos autores verificando a influência de características dimensionais, apresentando correlações empíricas e também a distribuição dos coeficientes locais de transferência de calor. Os trabalhos de Rich

3861

(1973 e 1975), McQuiston (1978), Saboya e Sparrow (1974) e Fiebig et al (1995) são alguns exemplos. A aplicação da técnica de intensificação da transferência de calor conhecida como "offsets", ou quebras sucessivas da camada limite, nos trocadores de calor tubo-aleta chegou a ser estudada no trabalho de Nakayama e Xu (1983).

O presente trabalho apresenta um estudo dos trocadores de calor tubo-aleta, com uma fileira de tubos, e aleta com "offsets". A correlação proposta é válida para o regime laminar, que é o caso da grande maioria das aplicações industriais deste tipo de trocador de calor.

2. MODELO NUMÉRICO

Neste trabalho utilizou-se o método dos volumes finitos para a solução das equações de conservação da massa, quantidade de movimento e energia. Trata-se de um modelo tridimensional, em regime permanente. Devido a faixa de operação normal dos trocadores de calor compactos estar dentro do regime laminar, não foi necessária a utilização de modelos de turbulência. Assim, as equações a serem solucionadas apresentam a seguinte forma genérica:

$$div(\rho u\phi) = div(\Gamma\, grad\, \phi) + S \qquad (1)$$

onde ϕ refere-se a variável dependente, no caso as três componentes de velocidade para as equações de conservação da quantidade de movimento, e a temperatura para a equação de conservação da energia. O coeficiente de difusão Γ é substituído pela viscosidade dinâmica nas equações da quantidade de movimento e pela condutividade térmica na equação da energia. O termo fonte S é utilizado para a implementação de condições de contorno assim como para o acoplamento pressão - velocidade nas equações de conservação da quantidade de movimento.

A geometria irregular, característica do trocador estudado, foi implementada utilizando-se um sistema de coordenadas generalizadas ou coincidentes com a fronteira do domínio. Esta prática simplifica a implementação das condições de contorno. A malha de cálculo é ortogonal e estruturada.

Sempre que possível utilizaram-se regiões de simetria (gradientes nulos) em algumas fronteiras do domínio, como pode ser observado na figura 1. Esta simplificação, como comentado por Fiebig (1995), é válida apenas para números de Reynolds baixos mas reduz pela metade o tamanho do domínio, e consequentemente o número de volumes de cálculo.

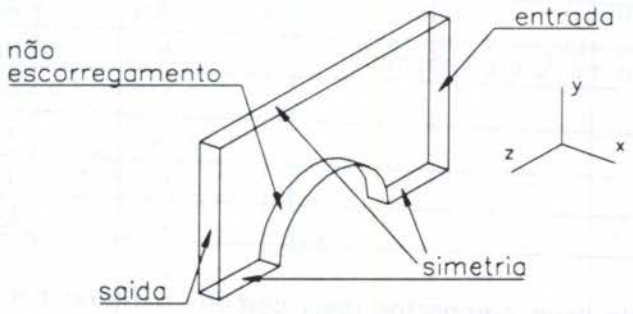


Figura 1: Condições de contorno

As demais condições de contorno são: temperatura e velocidade na seção de entrada definida e constante; pressão na seção de saída definida e constante; temperatura constante na parede do tubo; condição de não escorregamento com velocidade zero em todas as interfaces sólido-fluido. Além disso, para o modelo de aletas com "offsets", utilizou-se a condição de

contorno cíclica na direção do eixo x, ou seja, para efeitos de cálculo o primeiro volume na direção x é vizinho do último volume nesta direção. Esta condição de contorno é bastante conveniente já que o problema real apresenta esta característica cíclica na direção perpendicular à aleta.

Para o problema em questão, ao se considerar a aleta isotérmica pode-se avaliar mal a transferência de calor, superestimando-a. Portanto, para se considerar o efeito da condução de calor na aleta, o problema passa a ser de transferência de calor *conjugada*. Esta denominação é comumente usada para uma situação em que tanto a condução num material sólido quanto a convecção num fluido devem ser considerados simultaneamente. Patankar (1980) apresenta uma forma de implementação numérica para problemas de transferência de calor conjugada e Fiebig (1995) uma outra alternativa de implementação.

A condição de contorno utilizada neste trabalho é descrita a seguir. Nos volumes onde se encontra a aleta as componentes de velocidade foram anuladas e foi imposta a condutividade térmica do material sólido. Para a interface sólido-fluido aplicou-se a condição de contorno de não escorregamento. Como a variação de temperatura na direção perpendicular à aleta é desprezível (número de Biot pequeno), apenas uma fileira de volumes na direção perpendicular à aleta é utilizada para comportá-la.

Em todas as simulações os principais parâmetros dimensionais foram mantidos constantes conforme mostra a figura 2. Outra observação importante é a disposição dos "offsets", de 3,5 mm de comprimento, na aleta.

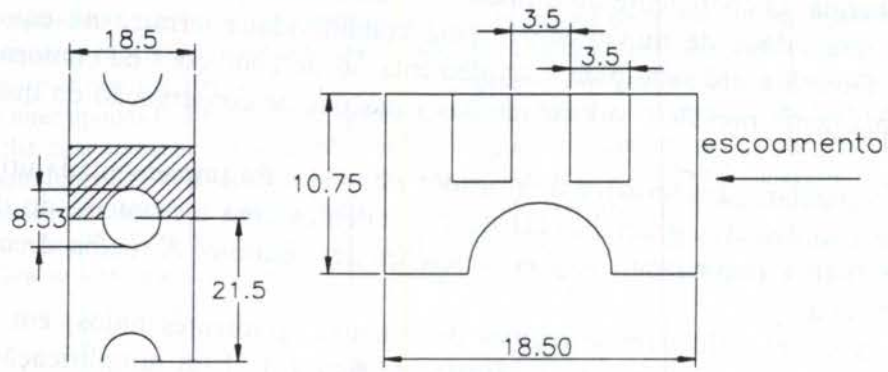


Figura 2: Parâmetros dimensionais dos modelos. (em mm)

Tabela 1: Características geométricas do trocador.

Diâmetro hidráulico	D_h	2,183 mm
relação área frontal / área mínima de escoamento	σ	0,6033
espaçamento transversal	S_t	21,5 mm
espaçamento longitudinal	$S_l = L$	18,5 mm
espaçamento entre aletas	E	1,65 mm
espessura das aletas	e	0,12 mm

Como nos trocadores de calor compactos mais comuns o fluido não sofre alterações elevadas de temperatura ou de pressão, considerou-se que as propriedades do fluido são constantes. No caso utilizaram-se as propriedades termofísicas do ar a 15° C e 1 atm.

As simulações foram realizadas com o software Phoenics 2.0, em um microcomputador PC Pentium 100 MHz. O tempo de processamento para uma malha 22x18x48 foi de aproximadamente quatro a seis horas, dependendo das condições de contorno.

3. METODOLOGIA

Com os dados obtidos da simulação numérica, os resultados de interesse referentes à transferência de calor e perda de carga podem ser calculados como descrito a seguir. Primeiramente, a temperatura média de mistura na seção de saída deve ser calculada utilizando-se a seguinte relação:

$$T_{saida} = \frac{\sum(V_i \cdot T_i \cdot A_i)}{(V_{média} \cdot A_{seção})} \tag{2}$$

onde T_i, A_i e V_i são respectivamente a temperatura, a área e a componente da velocidade perpendicular à área de cada um dos volumes que se encontram na seção de saída. O cálculo da pressão média na seção de entrada é realizado de forma semelhante.

Com a temperatura média de mistura na seção de saída pode-se calcular todos os resultados relacionados com a transferência de calor: coeficiente de película, número de Nusselt e fator de Colburn.

A relação utilizada por Kays e London (1984) para o cálculo da perda de carga para um trocador de calor compacto é a seguinte:

$$\Delta P = \frac{G^2}{2} v_1 \left[\left(1+\sigma^2\right)\left(\frac{v_2}{v_1} - 1\right) + f\frac{A}{A_c}\left(\frac{v_m}{v_1}\right)\right] \tag{3}$$

onde A_c é a área mínima de escoamento livre, G é a velocidade mássica na seção de área mínima, A é a área total de transferência de calor, v_1 é o volume específico do ar na entrada, v_2 na saída e v_m o volume específico médio. Portanto, quando não há alteração no volume específico do fluido, pode-se calcular o coeficiente de atrito com a seguinte relação:

$$f = \frac{\Delta P \cdot D_h \cdot \sigma^2}{2 \cdot L \cdot \rho \cdot V^2} \tag{4}$$

Uma última observação que deve ser feita quanto ao procedimento de cálculo é que utilizou-se para o diâmetro hidráulico e número de Reynolds as seguintes definições, recomendadas por Kays e London:

$$D_h = 4\frac{A_c}{A}L = \frac{4(S_t - D)E\,L}{2\left[S_t\,L - \left(\frac{\pi D^2}{4}\right)\right] + \pi D E} \tag{5}$$

$$Re = \frac{G\,D_h}{\mu} \tag{6}$$

$$G = \frac{\rho V}{\sigma} \tag{7}$$

4. RESULTADOS

Inicialmente, com o objetivo de se avaliar o procedimento de cálculo utilizado, compararam-se os resultados obtidos numericamente com resultados experimentais disponíveis na literatura. Para tanto, escolheram-se os resultados obtidos experimentalmente com a técnica de sublimação de naftaleno por Saboya e Sparrow (1974), para um trocador com uma fileira de tubos e aleta plana. Para efeitos de comparação com a transferência de calor, as condições de contorno utilizadas foram aleta isotérmica e tubo isolado (já que o tubo não era revestido por naftaleno).

No gráfico da figura 3 é mostrada a comparação, sendo que a correlação para o número de Nusselt, obtida à partir dos dados de Saboya e Sparrow (1974), foi retirada do trabalho de Rosman et al. (1984).

$$\frac{Nu}{Pr^{0.4}} = 4{,}18 + 1{,}50 \cdot 10^{-3}\, Re^{1.15} \qquad (7)$$

Observa-se no gráfico que a concordância entre os resultados numéricos e experimentais é muito boa, sendo melhor para números de Reynolds baixos. Esta tendência já era esperada e deve-se à condição de simetria imposta à esteira do tubo.

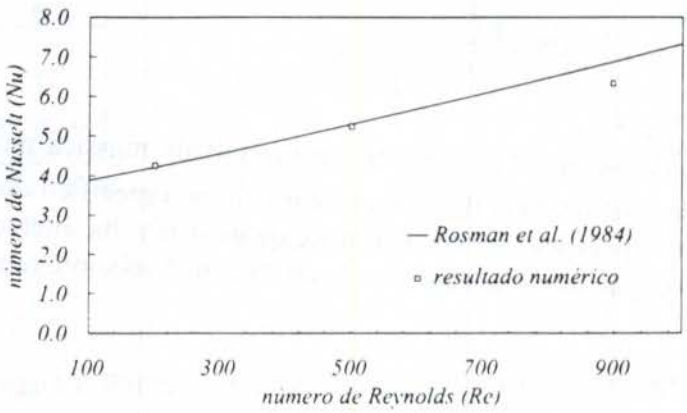


Figura 3: Comparação com a correlação de Rosman et al. (1984)
- trocador com aleta lisa e isotérmica -

Sabendo-se que os melhores resultados numéricos são observados para números de Reynolds baixos, levantaram-se correlações para a transferência de calor e para a perda de carga em regime laminar. Os gráficos das figuras 4 e 5 apresentam as curvas assim como correlações comparando os trocadores tubo-aleta com e sem a aplicação de "offsets".

Ambos os modelos implementam a transferência de calor conjugada sendo que o material das aletas é o alumínio com condutividade térmica 220 W/m K. Portanto, as correlações apresentadas já incluem a eficiência da aleta mas têm a desvantagem de serem válidas apenas para o material e espessura de aleta com que foram levantadas. Isto é justificado pela dificuldade que se teria em propor uma forma de avaliar a eficiência deste tipo de aleta, devido ao grande número de parâmetros existentes.

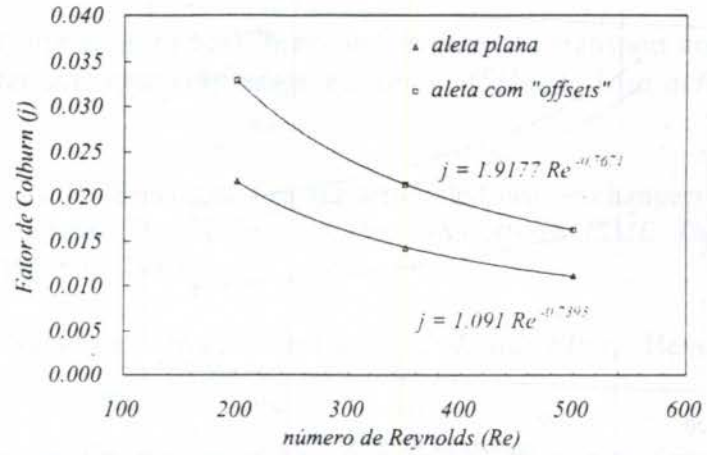


Figura 4: Comparação: fator de Colburn para trocador com e sem "offsets" - ambos com condução na aleta (de alumínio) -

Observa-se na figura 4 que o nível de intensificação da transferência de calor obtido com os "offsets" é maior para a região onde o número de Reynolds é mais baixo. Observa-se um nível de intensificação de 51,7% para *Re*=200 e de 47,9% para *Re*=500.

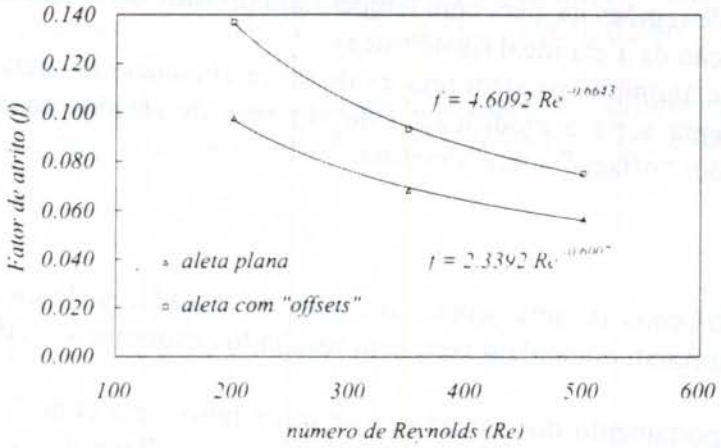


Figura 5: Comparação: coeficiente de atrito para trocador com e sem "offsets"

Da mesma forma, a perda de carga também tem um aumento considerável, com pode-se observar na figura 5. Para *Re*=200 o aumento na perda de carga é de 40,7 % enquanto para Re=500 de 32,7 %.

Este comportamento das características de transferência de calor e de perda de carga sugere que para números de Reynolds mais elevados, a aplicação dos "offsets" torna-se mais vantajosa, já que o aumento da perda de carga é inferior ao da transferência de calor.

Avaliou-se também a influência do material da aleta sobre as características de transferência de calor do trocador com "offsets", como mostra a figura 6.

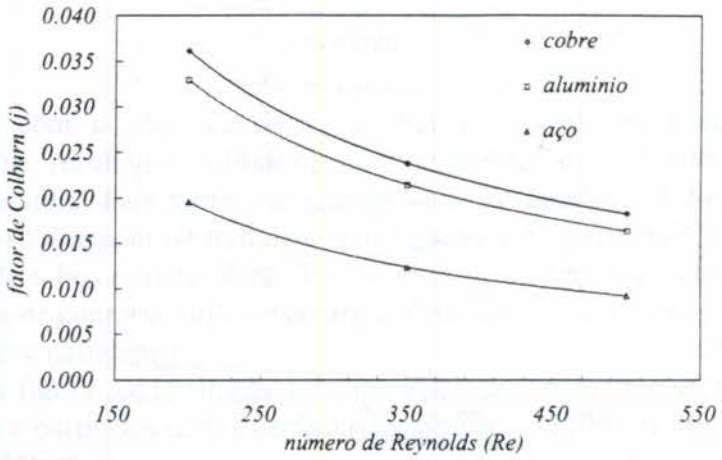


Figura 6: Efeito da condutividade térmica da aleta sobre a sua eficiência
- trocador com "offsets" -

Observa-se que para aletas de cobre (k = 381 W / m K) e alumínio (k = 220 W / m K), o nível de transferência de calor observado é bastante próximo, enquanto que para o aço (k = 48 W / m K), o nível o nível de transferência de calor é baixo se comparado aos outros. Isto se deve ao aparecimento de regiões na aleta com temperatura distante da temperatura do tubo, ou seja, distante da condição da aleta ideal (isotérmica).

Mesmo para aletas de alumínio, existem regiões de baixa eficiência na aleta. Uma forma de se contornar o problema seria a modificação de algumas dimensões da aleta como a espessura e a disposição dos "offsets" sobre a mesma.

5. CONCLUSÕES

Os resultados obtidos com as simulações numéricas de trocadores de calor compactos tubo-aleta, para regime laminar, coincidem bem com resultados experimentais disponíveis na literatura.

Um estudo do comportamento dos trocadores de calor tubo-aleta com "offsets" indica que a sua implementação é mais vantajosa para números de Reynolds elevados. Esta conclusão parece ser válida ao menos para trocadores com uma única fileira de tubos, e dimensões compatíveis com a do trocador estudado.

A utilização de materiais com condutividade térmica elevada na fabricação de aletas, em substituição ao alumínio, material mais comumente usado por causa do seu baixo custo, parece não trazer vantagens significativas.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

FIEBIG, M.; GROSSE-GORGEMANN, A.; CHEN, Y.; MITRA, N.K. Conjugate heat transfer of a finned tube part a: heat transfer behaviour and occurrence of heat transfer reversal. *Numerical Heat Transfer*, parte A, v.28, p.133-146, 1995.

JIIN, Y.J.; MU C.W. Numerical and experimental studies of three-dimensional plate-fin and tube heat exchangers. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v.39, p.3057-3066, 1996.

KAYS, W.M.; LONDON, A.L. *Compact heat exchangers*, 3 ed., McGraw-Hill, 1984.

MCQUISTON, F.C. Correlation of heat, mass and momentum transport coefficients for plate-fin-tube heat transfer surfaces with staggered tubes. *ASHRAE Transactions*, v.84, parte 1, p.294-309, 1978.

NAKAYAMA, W.; XU, L.P.; Enhanced fins for air-cooled heat exchangers - heat transfer and friction factor correlations. *Proceedings of the 1983 ASME-JSME Thermal Engineering Conference*, v.1, p.495-502, 1983.

PATANKAR, S.V.; *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Hemisphere Publishing Corporation, 1980.

RICH, D.G. The effect of fin spacing on heat transfer and friction performance of multi-row, plate fin-and-tube heat exchangers. *ASHRAE Transactions*, v.79, parte 2, p.137-145, 1973.

RICH, D.G. The effect of the number of tube rows on heat transfer performance of smooth plate fin-and-tube heat exchangers. *ASHRAE Transactions*, v.81, parte 1, p.307-319, 1975.

ROSMAN, E.C.; CARAJILESCOV, P.; SABOYA, F.E.M. Performance of one- and two-row tube and plate fin heat exchangers. *Journal of Heat Transfer*, v.106, p.627-632, 1984.

SABOYA, F.E.M.; SPARROW, E.M. Local and average transfer coefficients for one-row plate fin and tube heat exchanger configurations. *Journal of Heat Transfer*, v.96, p.265-272, 1974.

Tema 213

Máquinas de Fluxo

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB888

AN UNSTEADY NUMERICAL SIMULATION OF AN OSCILLATING AIRFOIL WITH STRUCTURAL COUPLING

SAÏD MOUNSIF
Grupo de Turbomáquinas, Departamento de Engenharia Mecânica, CT - UFPA
CEP 66.075-900 Belém, Pará, Brasil - E-mail: gtdem@amazon.com.br

Abstract

Unsteady flow-fields of two-dimensional oscillating airfoil with structural coupling are calculated using an implicit finite-volume numerical procedure. The method employs the semi-strong conservation form of the Navier-Stokes equations with pressure and physical contravarient velocity components as dependent variables. The equations describing the airfoil motion are integrated in time using a fourth-order Runge-Kutta algorithm. Numerical experiments are performed about an unsteady viscous flow-filed past a stay-vane airfoil, which is free to vibrate in response to the aerodynamic forces.

Keywords

Fluid-Structure Interaction, Finite-Volume Method, Moving Curvilinear Coordinates.

1. INTRODUCTION

Vibrations in turbomachines is very difficult problem for the designer due to the interaction between the fluid flow over the machine solid structure and their dynamic response. This requires a good knowledge in fluid dynamics and solid mechanics sciences. For the problems when viscous effects are important, a Navier-Stokes model is necessary and a computational fluid dynamic code is imposed. The motion of the structure wall is an additional problem for the fluid flow calculation, and for an efficient numerical solution, a moving numerical grid is required.

A number of numerical investigation of fluid flows over oscillating airfoils have been made in recent years to better understand the unsteady flows in such engineering applications. Compilation of all these efforts is not intended in this paper and only a few investigations relevant to or contrasted to the present numerical investigation are described below. Smith and Kadambi (1993) have developed an unsteady two-dimensional potential flow theory to model the unsteady aerodynamic forces acting on vibrating blades. Gendrich, Koochesfahani and Visbal (1995) investigated the dynamic stall process around a rapidly pitching airfoil by using two-dimensional full Navier-Stokes computations. Kim et al. (1995) have applied a Navier-Stokes equations defined on arbitrary Lagrangian-Eulerian co-ordinates to investigate the unsteady transitional flow over oscillating airfoil. Tchon and Paraschivoiu (1994) have developed a two-dimensional solver to simulate the flow around an airfoil in Darrieus motion, i.e., the motion experienced by an airfoil on a curved-blade Darrieus vertical axis wind turbine.

3870

In this context, the present work deals with the hydroelastical interaction of fluid past a two dimensional structure with bending and torsional motions, taking in account the viscous effects in an unsteady calculation using a moving curvilinear coordinate system, with the purpose of to build a design tool in turbomachines development.

The next sections present the governing equations of unsteady flow field in the moving curvilinear coordinates frame and describes essential features of the discretization method and of the numerical procedure adopted.

Calculations of the unsteady flow-field around a stay-vane airfoil, subject to the forced and free vibrations, are then presented.

Finally, conclusions are drawn and possibilities of further development of this solution method are presented.

2. FLUID-FLOW NUMERICAL CALCULATION

2.1 Governing Equations

Navier-Stokes equations are presented throughout in non-dimensional form. The velocity scale is the free-stream velocity, U, the length scale is the chord length, c, time is nondimensionalized by the aerodynamic scale, c/U. Force per unit mass (acceleration) is nondimensionalized by U^2/c.

The governing equations in the general moving coordinates $\left(x^{(i)}\right)$ using physical contravarient velocity components $\left(v^{(i)}\right)$ may be written in the following general tensor form:

$$S\ \frac{\Delta}{\Delta t}(\rho\Psi) + \frac{\Delta}{\Delta x^{(j)}}\left(\rho\Psi V_r^{(j)} - \Gamma_\Psi g^{(jm)}\frac{\partial\Psi}{\partial x^{(m)}}\right) = S_\Psi \qquad (1)$$

where Ψ stands for velocity components $V^{(j)}$, and unity in the case of the continuity equation.

The definitions of the exchange coefficients Γ_Ψ and source terms S_Ψ pertaining to particular variables are given in Table1.

The convective terms of transport equations (1) are expressed via the relative velocity $V_r^{(j)} = V^{(j)} - V_b^{(j)}$, where the grid velocity $V_b^{(j)}$ has to satisfy the Space Conservation Law (SCL) in order to take into account the change in time of the coordinate system. This conservation equation is expressed as :

$$S\ \frac{1}{\sqrt{g}}\frac{\partial}{\partial t}\left(\sqrt{g}\right) - \frac{\Delta}{\Delta x^{(j)}}\left(V_b^{(j)}\right) = 0 \qquad (2)$$

and allows to avoid an artificial mass source in a finite volume method described bellow.

Good reviews of the origin and the way of incorporating of this additional equation can be found in Demirdzic and Peric (1990) and Mounsif (1992).

2.2 Discretization Procedure

The transport equations (1) and (2) are discretized by employing a finite-volume method and a fully implicit temporal differentiation. This approach uses a staggered grid arrangement in

which scalar variable P are stored at the centre of the control volume, while the velocity components are defined on the faces of the control volume (see Figures 1 and 2).

Table 1: Diffusivity and Source Term in the Individual Equations

Equation of	ψ	Γ_ψ	S_ψ
Continuity	1	0	0
Momentum	$V^{(i)}$	$\frac{1}{R_e}$	$\frac{\Delta}{\Delta x^{(j)}}\left[\tau^{(ij)} - g^{(jm)}\frac{1}{R_e}\frac{\partial V^{(i)}}{\partial x^{(m)}}\right] - g^{(ij)}\frac{\partial P}{\partial x^{(j)}} - \left(\begin{matrix} i \\ mj \end{matrix}\right)\left[\rho V^{(m)} V_r^{(j)} - \tau^{(mj)}\right]$

$$\tau^{(ij)} = \frac{1}{R_e}\left(g^{(jm)}\nabla_{(m)}V^{(i)} + g^{(im)}\nabla_{(m)}V^{(j)}\right) \quad ; \quad P = p + \tfrac{2}{3}\left(\frac{1}{R_e}\frac{\Delta V^{(m)}}{\Delta x^{(m)}}\right)$$

$$\nabla_{(m)}V^{(i)} = \frac{\partial V^{(i)}}{\partial x^{(m)}} + V^{(j)}\left(\begin{matrix} i \\ jm \end{matrix}\right) \quad ; \quad \left(\begin{matrix} i \\ jm \end{matrix}\right) \text{ is the physical Christoffel symbol}$$

$$\frac{\Delta}{\Delta x^{(j)}}(\ ) = \frac{1}{\sqrt{g}}\frac{\partial}{\partial x^{(j)}}\left[\sqrt{g}(\ )\right] \quad ; \quad g \text{ is the determinant of the metric tensor } g^{(ij)}$$

ρ is the fluid density ; p is the hydrostatic (or thermodynamic) pressure

$R_e = \frac{\rho c U}{\mu}$ is the Reynolds number ; μ is the cinematic viscosity

$S = \frac{f c}{U}$ is the reduced frequency ; f is the airfoil oscillation frequency

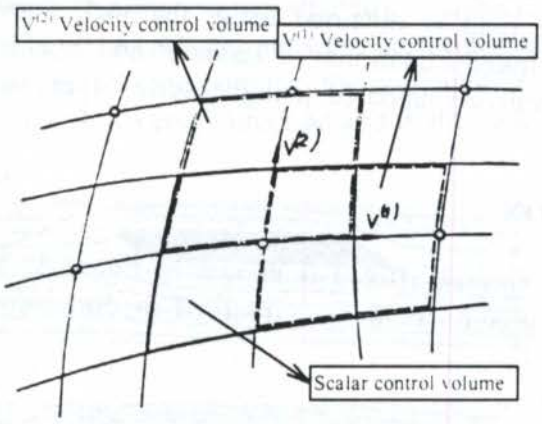


Figure 1: Computational Grid Arrangement.

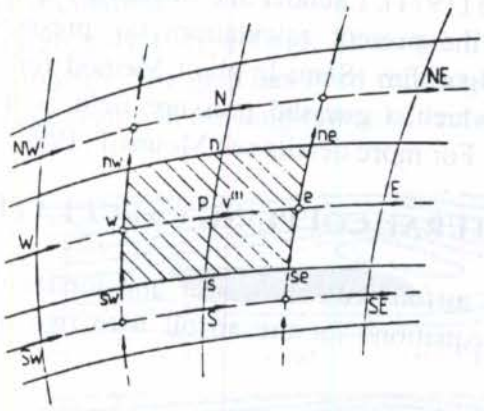


Figure 2: $V^{1)}$ Velocity Computational Cell

The differential transport equations are integrated over a representative control volume here taken to be the cell containing the variable in question, and time. Thus, applying Gauss's Divergence Theorem, there results:

$$\frac{1}{\delta t}\int_t\left[\int_V \frac{\partial}{\partial t}(\rho\Psi\, dv) + \sum_i \int_{A_i}\left(\rho V^{(j)}\Psi - g^{(jm)}\Gamma_\Psi\frac{\partial\Psi}{\partial x^{(m)}}\right)_{A_i} dA_i - \int_V S_\psi\, dV\right] dt = 0 \quad (3)$$

The normal derivative diffusion terms are approximated by central differencing scheme and the cross-derivative diffusions terms were treated explicitly as an additional source. For the convective terms, a third-order "QUICK" scheme (Upstream Interpolation for Convective Kinematics) based on that developed by Leonard (1979) is employed. The source term is to be integrated over the cell volume, by assuming -implying indirectly the mean value Theorem - that the specific source at the control volume centre is the mean value over the whole control volume. For more details see Mounsif (1992).

As a result, the discretized counterparts of equations (1) can be cast into the following linearized form:

$$A_P \Psi_P = \sum_{nb} A_{nb} \Psi_{nb} + \overline{S_\Psi} \qquad nb = E,W,N,S,EE,WW,NN,SS \quad (4)$$

where the main coefficients A_{nb} contains contributions from both the convection and the normal diffusion terms, and the coefficient $\overline{S_\Psi}$ contains contributions of the physical source terms S_Ψ as well as the cross-derivative diffusion terms.

The central coefficient A_P can, by employing the discretized continuity, be expressed in the following way:

$$A_P = \sum_{nb} A_{nb} + \left(\frac{\rho V}{\delta t}\right) \qquad nb = E,W,N,S,EE,WW,NN,SS \quad (5)$$

In incompressible flow the momentum equation link the velocity to the respective pressure gradient. Whereas the continuity equation, apparently having no link to the pressure, in just an additional constraint on the velocity fields. This was done in various way by Harlow and Amsden (1971), Launder and Spalding (1972) and Patankar (1980), among others.

For the present calculation, the pressure field is obtained using the well known SIMPLE Algorithm (Semi-Implicit Method for Linked Equations) of Launder and Spalding (1972) in which a guessed pressure field is iteratively updated using a serie of pressure corrections. For more details see Mounsif (1992).

3. STRUCTURAL COUPLING CALCULATION

The airfoil with the linear and torsional springs affixed is shown in figure 3. The governing equations for the airfoil with two degree-of-freedom, expressed in dimensional form are :

$$m\ddot{h} + S_\alpha \ddot{\alpha} + K_h h = Q_h \quad (6)$$

$$S_\alpha \ddot{h} + I_\alpha \ddot{\alpha} + K_\alpha \alpha = Q_\alpha \quad (7)$$

where h is the vertical displacement, m is the airfoil mass per unit span, S_α is the mass static moment, I_α is the mass moment of inertia, K_α and K_h are the spring stiffness. Coefficient Q_h is the applied aerodynamic force in the vertical direction, while Q_α is the net applied aerodynamic pitching moment. The transformation of the airfoil equations of motion (6) and (7) to a first-order coupled system proceeds via the straightforward substitutions:

$$y_1 = h \;\; ; \;\; y_2 = \dot{h} \;\; ; \;\; y_3 = \alpha \quad \text{and} \quad y_4 = \dot{\alpha} \quad (8)$$

$$\dot{y}_1 = y_2$$

leading to : $\dot{y}_2 = (Q_h - S_\alpha \dot{y}_4 - K_\alpha y_1)/m$ (9)

$$\dot{y}_3 = y_4$$

$$\dot{y}_4 = \left[Q_\alpha - S_\alpha \dot{y}_2 - K_\alpha(y_3 - \alpha_0)\right]/I_\alpha$$

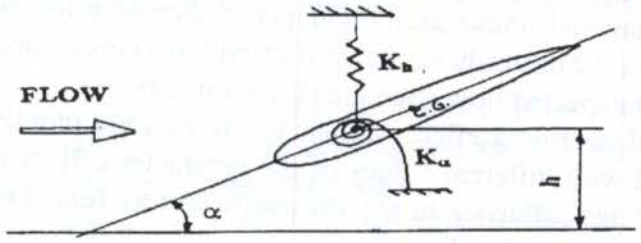


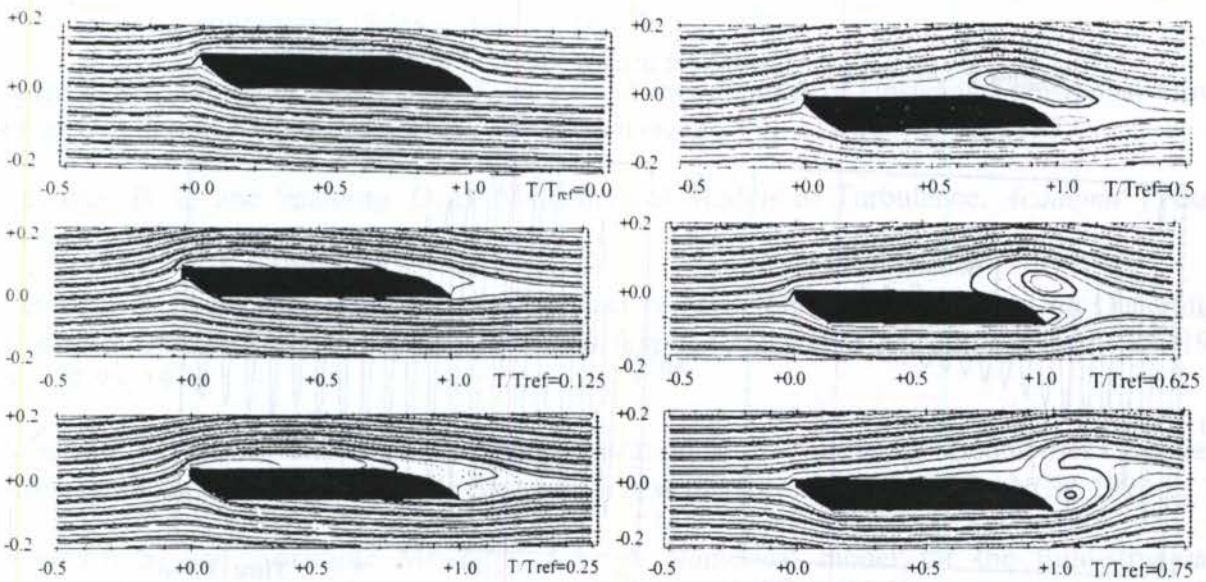
Figure 3: Structural model

The equations, in this form, are then integrated in time using a fourth-order Runge-Kutta algorithm. The integration takes place immediately after the calculation of the aerodynamic coefficients in the main algorithm and proceeds from time t to t + Δt. The linear and angular accelerations obtained are then returned to provide updated values for the aerodynamic calculations.

4. NUMERICAL RESULTS AND DISCUSSION

This numerical investigation was conducted with a stay-vane hydrofoil of a hydraulic turbine, which can induce important vibration levels in the machine, due to the Karman vortex shedding in the vane wake. The present numerical model is used to describe the interaction between the Kármán vortex shedding and the vane oscillation.

The present calculations were performed with 96 x 41 H-type Grid. There are 96 nodes from the inlet to the outlet in the computational domain. The grid has been refined over the vane in the transversal direction and in the vane wake region in the longitudinal direction.



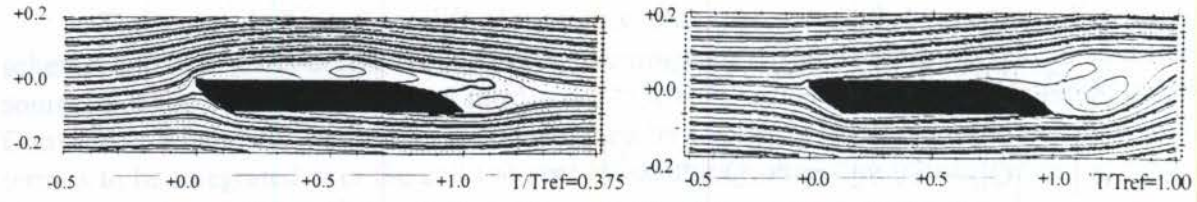


Figure 4: Flow Patterns Around a Stay-Vane in Forced Vibration

First, the vane is put in translational sinusoidal motion, perpendicular to the flow direction (forced vibration). Figure 4 shows the unsteady separated flow patterns (streamlines contours), which are in accordance with the expected flow structure (Ericsson, 1987).

In view of to study the wall confining effect, similar to the cascade problem, the flow around the vane was performed with different values of the parameter c/H, where H is the cannel height. Figure 5. Shows this influence in the lift coefficient as function of angle of attack, where the unsteady effect are evidenced.

When the stay-vane is put in free vibration, the viscous flow is coupled with the dynamic response of the structure. In this case, Figure 6a shows the displacement velocity of the stay-vane, and Figure 6b the transversal velocity component oscillation. The damping effect of the Kármán vortex shedding is verified in Figure 6b.

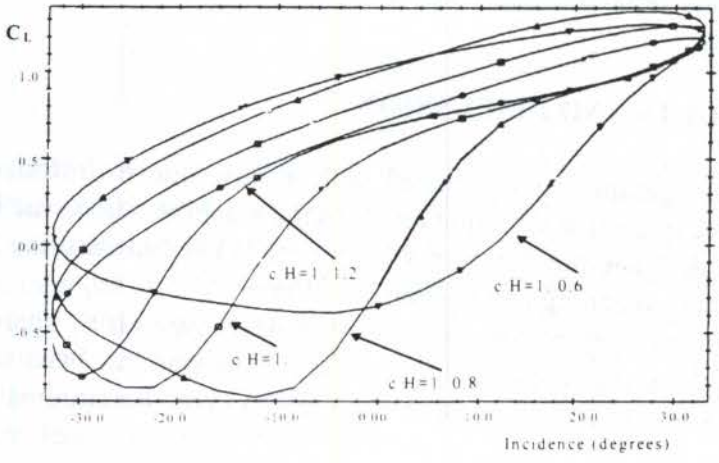


Figure 5: Unsteady Lift Coefficient of Stay-Vane in Forced Vibration

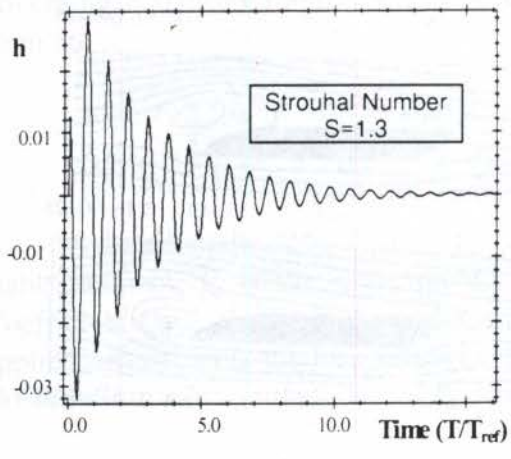


Figure 6a: Stay-Vane in Free Vibration.

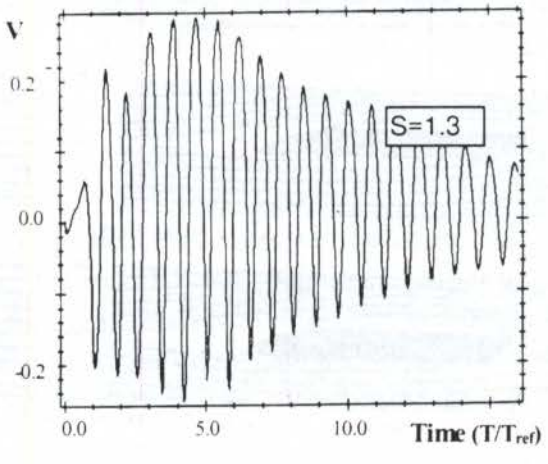


Figure 6b: Stay-Vane in Free Vibration.

Vane Displacement. Transversal Velocity Component

The next development intended for this method is to treat the unsteady flow on oscillating cascade, in order to obtain more information of fluid-structure problems in turbomachinery. After, the case of the turbulent flow will be introduced. However, the fluid problem only has been analyzed by the present method (Mounsif 1995), and good results based on numerical and experimental comparisons were obtained.

5. CONCLUSION

A numerical model was presented for the fluid-structure analysis, consisting of a two-dimensional elastic rigid structure with bending and an unsteady viscous fluid flow model, using a non-orthogonal moving coordinate system.

The calculations past a stay-vane of a hydraulic turbine in forced and free vibrations reproduce the essential features of the flow observed in the experiments.

These results show that this numerical method developed can be used for the fluid-structure interaction analysis, providing a guide for the designer to avoid vibration problems that can be generated.

6. REFERENCES

Demirdzic, I. and Peric, M. Finite Volume Method for Prediction of Fluid Flow in Arbitrary Shaped Domains with Moving Boundaries, *Int. Journal for Numerical Methods in Fluids*, Vol. 10, pp. 771-790, 1990.

Ericsson, L. E. Effect of Kármán Vortex Shedding on Airfoil Stall Flutter, *J. Aircraft*, Vol. 24, No. 12, pp. 841-847, 1987.

Gendrich, C. P., Koochesfahani, M. M. and Visbal, M. R. Effects of Initial Acceleration on the Flow Fields Development Around Rapidly Pitching Airfoils, *Journal of Fluid Engineering*, Vol. 117, pp. 45-49, 1995.

Harlow, F. W., Amsden A. A numerical fluid dynamics calculation method for all flow speed, *Journal of Computational Physics*, Vol. 17, pp. 19-52, 1971.

Kim, S. W., Zaman, K. and Panda, J. Numerical Investigation of Unsteady Transitional Flow Over Oscillating Airfoil, *Journal of Fluid Engineering* , Vol. 117, pp. 10-16, 1995.

Launder, B. E. and Spalding, D. B. Mathematical Models of Turbulence, *Academic Press*, London, 1972

Leonard, B. P. A Stable and Accurate Convective Modeling Procedure Based on Quadratic Upstream Interpolation, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 19, pp. 59-98, 1979.

Mounsif, S. Modélisation d'Ecoulements Instationnaires Autour de Géometries Mobiles Application aux Interactions Fluide-Structure, *Thèse de Doctorat*, INPG, FRANCE, 1992.

Mounsif, S. and Amarante Mesquita, A.L. A Numerical model for the fluid-structure interaction. Analysis of flow past a two-dimensional body. *3er Workshop AIIA, IAHR, Turbinás Hidraulicas e Hidomecánicas*, Mendoza, 23 al 26 de Otubre 1995.

Patankar, S. V. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, *Hemisphere Pub*, 1980.

Smith, T. E., and Kadambi, J., R. The Effect of Steady Aerodynamic Loading on the Flutter Stability of Turbomachinery Blading, *Journal of Turbomachinery*, Vol. 115, pp. 167-174, 1993.

Tchon, K. and Paraschivoiu, I. Navier-Stokes Simulation of the Flow Around an Airfoil in Darrieus Motion, *Journal of Fluids Engineering*, Vol. 116, pp. 870-876, 1994.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB751

USO DE APLICATIVOS COMPUTACIONAIS NA MANUFATURA DE COMPONENTES DE BOMBAS CENTRÍFUGAS / *COMPUTER APPLICATIONS IN CENTRIFUGAL PUMPS MANUFACTURING*

SERGIO KENJI MORIGUCHI & DOUGLAS LAURIA
Departamento de Engenharia Mecânica, Escola de Engenharia Mauá, Escola Politécnica da USP - Estrada das Lágrimas, 2035 Cep 09580-900 S. C. do Sul - SP

Abstract

This paper deals with the use of hardware and software computational features and peripherals in an integrated form to design centrifugal pumps. Results of the impeller and spiral casing basic dimensions are determined as design parameters and corresponding drawings files are generated. Computer Aided Engineering technique is used in the equipment data files. The design information expressed in neutral and parametric form enables the direct use of aplication softwares. This way, is possible to check and print out drawings and execute components machining. At the work cycle end the use of the computer allows to dimension and manufacture the pump components reducing manufacturing time and costs.

Keywords

Rotores de bombas centrifugas, Caixa espiral, Bombas centrifugas, CAD, CAM / Centrifugal pumps, Spiral casing, Impeller, CAD, CAM.

1. INTRODUÇÃO

Os projetos de engenharia têm sido uma das áreas mais beneficiadas com o desenvolvimento de métodos computacionais. Isto pode ser observado pela grande quantidade de programas aplicativos disponíveis no mercado, assim como pela utilização maciça destes na indústria.

Este trabalho se utiliza daqueles recursos estabelecendo um procedimento prático para fabricação de bombas centrífugas de simples curvatura, recursos estes oferecidos por um programa de dimensionamento integrável com programas comerciais CAD, CAE e CAM.

A rapidez na obtenção de resultados proporcionada pelos recursos computacionais permite ao usuário realizar múltiplos ante projetos para uma determinada aplicação. Deste modo torna-se simples a análise de alternativas diferentes para uma mesma instalação, pois a cada mudança de dados sobre o funcionamento, obtem-se automaticamente uma nova solução.

Este trabalho foi realizado integralmente com recursos disponíveis no Núcleo de Métodos Computacionais da Escola de Engenharia Mauá em São Caetano do Sul - SP.

3878

2. ESTRUTURA DO TRABALHO

Os recursos atualmente oferecidos pelos computadores, enfocados neste trabalho, não necessitam ser pertinentes a um sistema e nem a uma configuração especifica de equipamentos. Isto permite que cada etapa possa ser realizada com aplicativos comerciais e com o emprego de computadores pessoais ou estações de trabalho.

O procedimento sugerido inicia-se com o dimensionamento dos componentes da bomba e seus beneficios estendem-se até a manufatura de rotores totalmente usinados em fresadoras CNC de cinco eixos, como visto em CHACOUR, S. A., (1986), ou para confecção dos moldes necessários para realizar a sua fundição Um fator decisivo no processo de produção a ser empregado , o tamanho do lote a ser manufaturado, o que define a utilização do processo de fundição ou a usinagem dos componentes.

As etapas de trabalho são:

- Utilização de programa de cálculo para dimensionamento dos componentes;
- Uso de aplicativo CAD para detalhamento do projeto;
- Uso de aplicativo CAM para manufatura.

O programa de projeto permite através de cálculos a obtenção do dimensionamento e da geometria do rotor e do caracol de uma bomba centrífuga.

O uso do programa permite o projeto desses componentes e gera a partir de suas dimensões seus desenhos na forma de arquivos computacionais. As informações contidas nestes desenhos são armazenadas na forma de texto em código ASCII, baseados na norma IGES 4.0. Estes arquivos podem ser reconstituidos utilizando-se qualquer programa comercial gráfico compatível com o padrão.

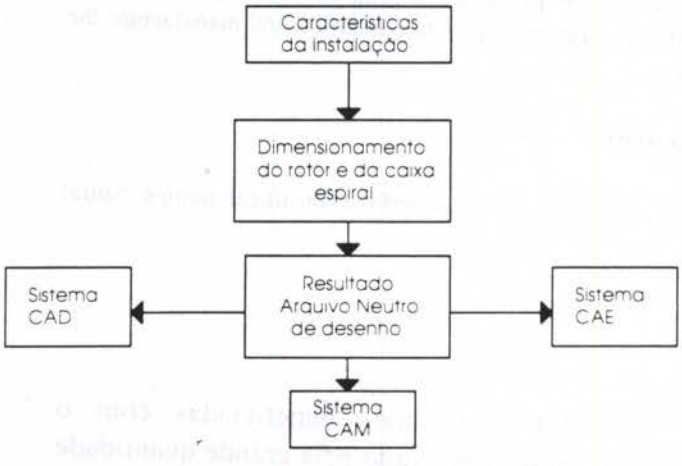


Figura 1. Uso de Arquivo Neutro em programas gráficos.

O uso destes arquivos padronizados fornece para cada condição diferente de operação um novo resultado de projeto, que disponivel na forma de desenhos será utilizado em programas de detalhamento, análise e manufatura, como sugere a Figura 1.

No desenvolvimento do trabalho foram enfatizadas a produção de desenhos e manufatura, não sendo aplicada a otimização das geometrias com uso de aplicativos especificos para o escoamento.

3. O PROGRAMA DE PRÉ-PROJETO

Um programa desenvolvido em linguagem C permite o cálculo da geometria do rotor e do caracol de uma bomba centrifuga a partir da aplicação das formulações clássicas de projeto destes componentes de bombas, admitido escoamento unidimesional.

A partir deste pré-projeto deve-se dentro de um programa informatizado de desenvolvimento de máquinas, partir para a otimização da geometria e, após, para a manufatura. Por não ser o escopo deste trabalho, a otimização da geometria não será praticada.

Os dados necessários ao dimensionamento da bomba referem-se ao seu ponto ótimo de operação e são:

- Vazão volumétrica,
- Carga no ponto ótimo,
- Rotação nominal.
- Ângulos de entrada e saída do fluido

O diagrama 1 apresenta a seqüência de procedimento do programa de pré-projeto.

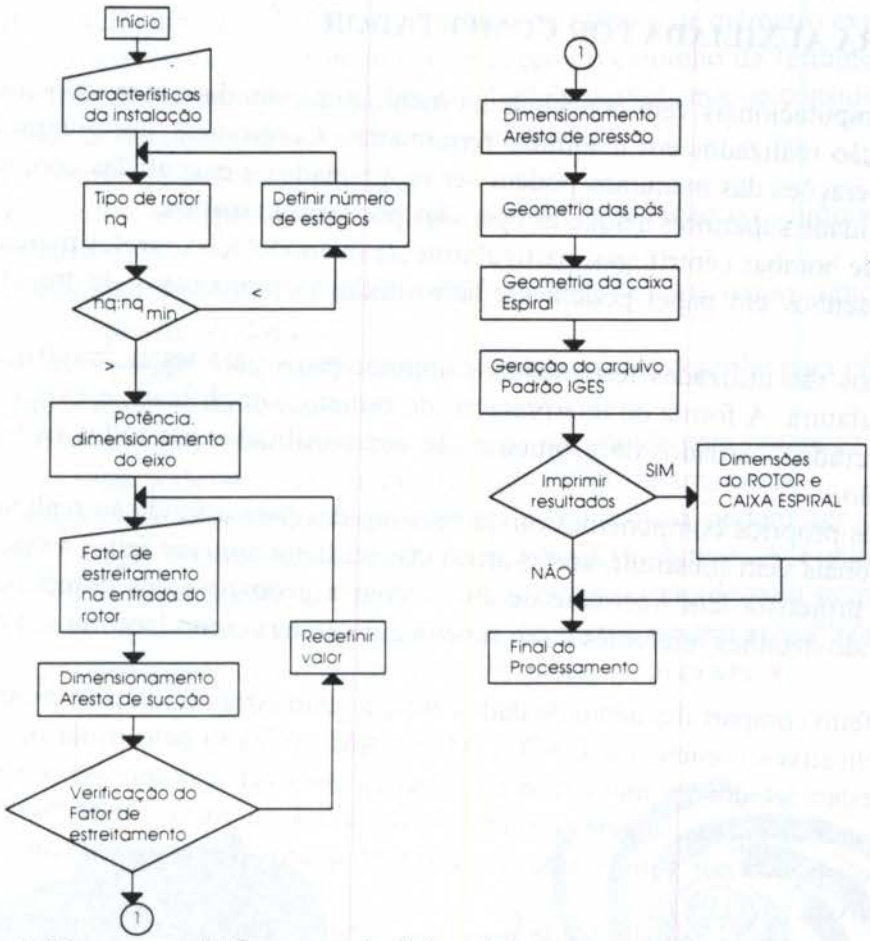


Diagrama 1. Fluxograma do Programa de Pré-projeto.

Apenas com os parâmetros citados são efetuados os cálculos para definição da geometria dos componentes da bomba, obtendo-se o perfil da caixa espiral e a geometria do rotor, com a definição da forma de suas pás, das superfícies de sucção e de pressão (Figura 2).

O arquivo em padrão gráfico é gerado em código ASC II que contêm informações suficientes de seus desenhos em três dimensões para serem utilizadas por programas aplicativos CAD, CAE e CAM.

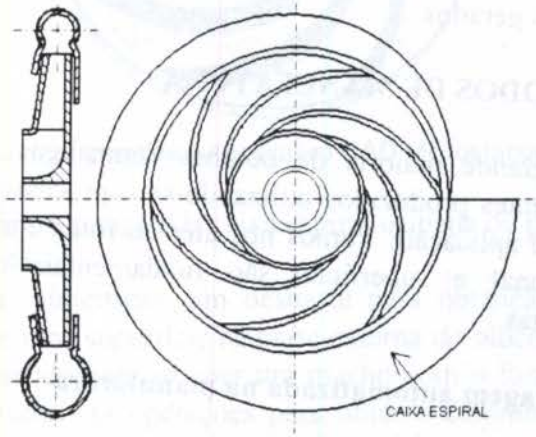


Figura 2. Formas básicas de um rotor radial e caixa espiral. (Figura gerada a partir do programa de dimensionamento)

Este arquivo segue a estrutura do padrão IGES compatível para conversão em todos os programas gráficos de engenharia.

De posse da geometria dos componentes da bomba gerados pelo programa de pré-projeto as próximas etapas são:

- Otimização da geometria, análise estrutural - não executada neste trabalho,
- Detalhamento dos componentes,
- Manufatura dos componentes.

4. A MANUFATURA AUXILIADA POR COMPUTADOR

Os recursos computacionais vêm contribuir na manufatura, dando maior velocidade aos processos de produção realizados em máquinas ferramentas. Controladas por computadores, as seqüências de operações das máquinas podem ser programadas e executadas com rapidez, precisão e receptibilidade superiores a aquelas operadas por seres humanos.

Na fabricação de bombas centrifugas, particularmente na modelação, tarefas manuais e de interpretação de desenhos em papel podem ser substituídas por processos de transferência eletrônica de dados.

Com estes dados são utilizadas ferramentas computacionais para testes, modificações e para a própria manufatura. A forma de interpretação do projeto, simplificada e extremamente precisa. Uma vez gerados, os dados da geometria são compartilhados por todos os níveis do processo de produção.

A usinagem dos próprios componentes ou de seus moldes para a fundição realizada com recursos computacionais vem substituir tarefas artesianas tradicionalmente feitas a mão.

Nesta etapa o projetista tem liberdade de aperfeiçoar a geometria dos componentes da bomba desenvolvendo detalhes referentes a seu funcionamento tais como labirintos, alterações da geometria etc.

Visando o perfeito compartilhamento de dados entre a geometria obtida pelo programa de pré-projeto e os aplicativos comerciais, CAD, CAE e CAM utilizado pelo usuário, os dados da geometria são estabelecidos da maneira mais genérica possível, evitando-se a criação de níveis de desenho, uso de curvas, superfícies, criação de textos ou cotas. Deste modo, com a geometria básica constituída por pontos, retas e arcos tem-se uma perfeita migração de dados entre os vários arquivos.

Para o rotor é necessária a inclusão de ressaltos, canais, chanfros não apresentados no desenho obtido pelo programa de pré-projeto e a complementação da forma das pás, unindo-se os pontos gerados.

5. MÉTODOS DE MANUFATURA

A grande maioria de bombas centrífugas fabricadas no Brasil tem seus principais componentes produzidos utilizando-se o processo de fundição em metais específicos para o fluido de aplicação. Vamos nos ater ao rotor e a caixa espiral, componentes cuja qualidade dimensional e superficial são fundamentais para um bom desempenho das bombas centrífugas.

5.1 Usinagem automatizada na manufatura

O programa de pré-projeto está apto a gerar desenhos de rotores de pás de simples curvatura. Este tipo de rotor foi escolhido pela sua maior facilidade de manufatura podendo

ser facilmente usinado em uma fresadora de três eixos. Quando em sua forma aberta o rotor de simples curvatura pode ser usinado e quando fechado deve ser fundido.

O rotor de simples curvatura utiliza um tipo de molde simplificado na produção de machos para fundição. O molde das pás, sempre feito em uma só peça. Deste modo tem-se a vantagem de usinar a forma das pás engastadas em uma de suas superfícies adjacentes seja a do lado da entrada do fluido ou a oposta.

A metodologia desenvolvida foi aplicada para manufatura de rotores e caracóis de bombas tendo-se medido os tempos de pré-projeto e fabricação de um equipamento operando sob $Q=0.0016m^3/s$, H=20m e n=1450rpm com rotor de 110mm de diâmetro externo.

A escolha da seqüência de usinagem e a obtenção do caminho da ferramenta podem ser feitas de várias formas, porém, para o melhor resultado possível deve-se considerar:

- Qualidade de acabamento superior das superfícies
- Melhor tolerância dimensional
- Seqüência de operações apropriada que permita a redução ou eliminação de arestas com rebarbas
- Velocidade da manufatura - Passos e profundidade de corte tendo como conseqüência menores tempos de produção

São utilizadas operações de manipulação dos elementos de desenho para obter superfícies e contornos para orientação da ferramenta.

Tanto o rotor de simples curvatura aberto como seu molde para obtenção do macho que contém as pás do rotor pode ser feito em uma fresadora CNC de três eixos.

As informações da geometria do programa de pré-projeto podem ser utilizadas para manufatura de diversas formas dependendo do processo produtivo. A Figura 3 mostra as superfícies a serem usinadas para um rotor de duas pelas ou molde para preparo do macho para as pás do rotor. As mesmas informações desta geometria podem ser utilizadas para gerar o caminho da ferramenta para usinagem de um rotor aberto de peça única.

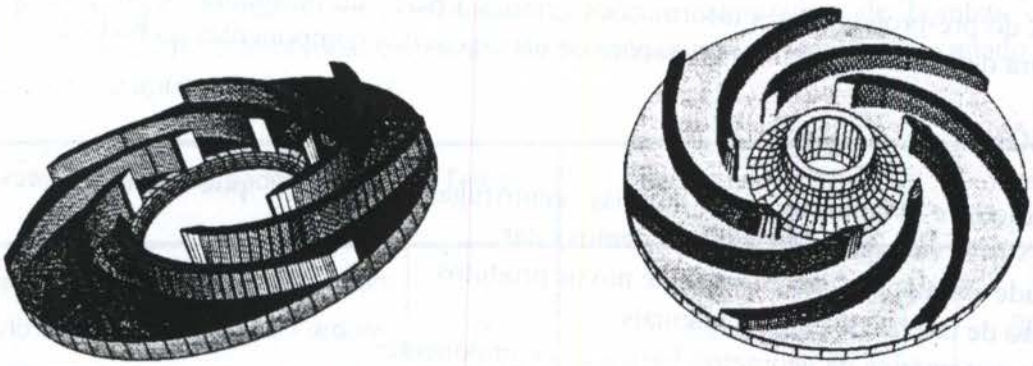


Figura 3. Desenho das superfícies para usinagem do rotor geradas no aplicativo CAD Microstation.

De maneira semelhante deve-se proceder para a geração da caixa espiral usinada ou para usinagem de seus moldes para fundição (Figura 4).

Na usinagem devem ser feitas duas peças simétricas, um desbaste para obtenção da concavidade com o formato de espiral e outro de uma superfície na parte externa do bloco. No caso da fundição, deve ser feito um molde bipartido para receber um macho com o formato interno do conduto de saída para o fluxo do rotor. As operações para obter o caminho da ferramenta para o comando da máquina CNC são bastante semelhantes.

As operações para a obtenção do caminho da ferramenta podem ser feitas de várias formas, porém deve-se estudar a melhor visando obter um acabamento superior das superfícies e boa tolerância dimensional.

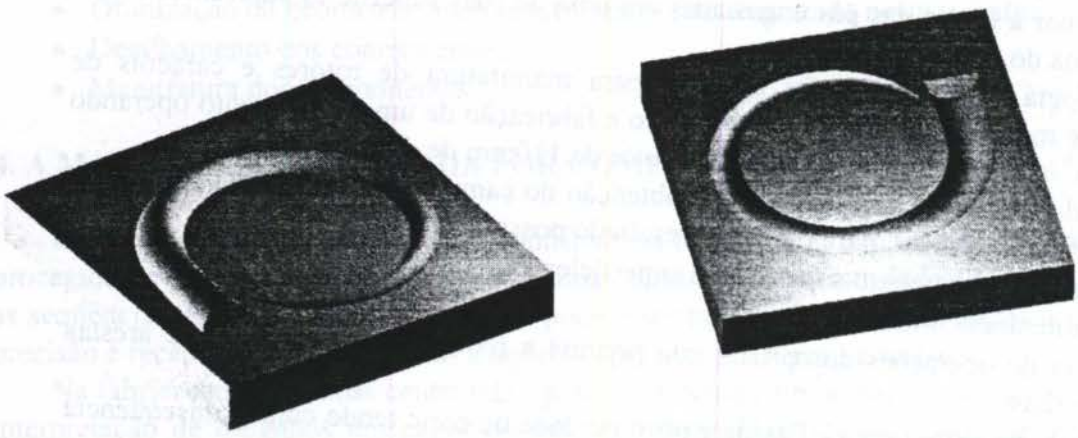


Figura 4. Desenho da superfície a ser usinada para manufatura da caixa espiral - Cavidade interna e externa. Figura gerada pelo aplicativo CAM Mastercam.

6. FUNDIÇÃO VERSUS USINAGEM

Para se concluir o processo de confecção do conjunto completo de moldes para a produção de um rotor são necessárias várias operações feitas manualmente o que acarreta em um longo período para sua conclusão, desde que se tenha os desenhos impressos com todos os seus detalhes. Este processo é concluído em média em duzentas horas de trabalho.

Para realizar a manufatura utiliza-se novamente dos recursos computacionais para a geração de um arquivo para comandar as operações em máquinas CNC.

Nesta etapa é necessário o uso de um aplicativo CAM, através do qual serão recuperadas as informações do pré-projeto. Estas informações geradas a partir do programa de pré-projeto serão a base para definir cada uma das operações de usinagem dos componentes da bomba.

7. CONCLUSÕES

O Pré-projeto e Manufatura de bombas centrifugas auxiliados por computadores proporcionam várias vantagens das quais podemos citar:

- Agilidade em atender encomendas de novos produtos
- Extinção de tarefas de cálculo manuais
- Geração automática da geometria básica dos componentes
- Uso de arquivos gráficos de padrão neutro permitem uso direto em programas aplicativos
- Extinção de tarefas manuais na confecção de moldes para fundição
- Maior precisão dimensional
- Melhor acabamento superficial
- Possibilidade de inclusão de detalhes como arredondamentos nas concordâncias entre superfícies
- Redução no tempo de pré-projeto
- Redução no tempo de manufatura

Desvantagens do Pré-projeto e Manufatura auxiliados por computadores:

- Custos envolvidos na aquisição de equipamentos de hardware, software e máquinas ferramenta CNC
- Necessidade de pessoal técnico qualificado em informática e máquinas CNC
- Necessidade de manutenção e atualização de equipamentos

O presente trabalho mostra que as vantagens oferecidas pelos recursos computacionais na atualidade são superiores às obtidas pelos métodos convencionais de pré-projeto de bombas centrifugas.

As vantagens no caso de rotores totalmente usinados, para lotes em pequena escala, são claras, uma vez que com o arquivo da geometria dos componentes pode-se concluir rapidamente as tarefas de preparação do caminho da ferramenta para a manufatura em máquinas CNC. Para grandes lotes, no caso da fundição, a principal vantagem apresentada, a redução de tempo na preparação automatizada dos moldes.

A produção pelos métodos convencionais implica em custos relacionados a mão de obra especializada para a confecção artesanal dos moldes para fundição, pessoal técnico para realização do projeto dos componentes e pessoal para operação de máquinas na produção.

Os investimentos exigidos são para computadores, programas computacionais e máquinas ferramenta CNC. Os valores apresentados podem ser desestimulantes considerando a necessidade de ser injetados em curto período de tempo.

Para decidir se o investimento vale a pena, deve-se analisar o prazo para a conclusão da manufatura. O fator determinante , a quantidade de novos projetos. A agilidade com o uso dos computadores favorece muito mais uma produção caracterizada por grande quantidade de projetos novos e sobretudo aquelas com lotes de poucas pelas, que podem ser inteiramente usinadas.

É preciso estar consciente de que a utilização destes recursos proporcionam benefícios que não se restringem a extinção de tarefas tediosas ou na agilização de processos existentes. Apesar da abundância dos recursos computacionais para a realização de funções bem especificas, cabe aos usuários a aplicação de forma sinérgica destes recursos para a resolução de problemas antes desprezados e no desenvolvimento de novas tecnologias.

Relação de atividades relacionadas ao projeto e manufatura de bombas centrifugas utilizando método convencional e com uso de computadores. O tempo aproximado de projeto do exemplo é apresentado a seguir:

Auxílio de computadores	Tempo	Método convencional Fundição	Tempo
Geração de dados da geometria com uso do Programa de projeto - arquivo de informações e arquivo em padrão neutro	5 minutos	Calculadora	30 minutos
Manipulação do arquivo computacional da geometria - inclusão de detalhes	10 horas	Preparo de desenhos a partir dos dados da geometria	20 horas
Preparo do caminho da ferramenta para rotor e caracol + usinagem CNC	10 horas + 20 horas	Preparo dos moldes para machos	200 horas
		Fundição	

		Usinagem	
Montagem		Montagem	

8. BIBLIOGRAFIA

Chacour, S. A.; Fisher, R. K.; Colwill, W. H. Computer Aided Pump and Turbine Design - The results after six years, Simpósio da IAHR, Montreal 1986.

Fuchslocher; Schulz. Bombas - Funcionamiento, cálculo y construcción. Barcelona, Editorial Labor, 1964.

Kalmar, László. Computer Aided Design of Compressor-Impellers, Proceedings of The seventh conference on Fluid Machinery, Budapest 1983.

LAZARKIEWICZ, S.; TROSKOLANSKI, A. T. Impeller Pumps. Warsaw, Pergamon Press Ltd. 1965.

MEI, Z. Y. Mechanical Design and Manufacturing of Hydraulic Machinery. Cambridge, University Press, 1991.

PFLEIDERER, C.; PETERMANN, H. Máquinas de fluxo. Livros técnicos e cient¡ficos editora S. A. 1979.

SMITH, B.; RINAUDOT, G. R.; REED, K. A.; WRIGHT, T. Initial Graphics Exchange Specification (IGES), Version 4.0, Society of Automotive Engineers, Inc. 1988.

SOEUEN, RENÉ; OLLING, GUS. Advanced CAD/CAM Systems. State of the art and future trends in feature tecnology. Chapman & Hall, 1995.

STEPANOFF, A. J. Flow Pumps. New York, John Wiley & Sons, Inc. 1957.

STROHMER, F.; SEMPER, W. Computer Aided Representation of Turbine Characteristics and Optimization of Hydraulic Layout, Turboinstitut Conference on Hydraulic Machinery, Ljubljana 1988.

ZEID; IBRAHIM. CAD/CAM - Theory and Pratice, Mc Graw - Hill, 1991.

USO DE APLICATIVOS COMPUTACIONAIS NA MANUFATURA DE COMPONENTES DE BOMBAS CENTRÍFUGAS

Code 751 Theme 213

SERGIO KENJI MORIGUCHI & DOUGLAS LAURIA

Departamento de Engenharia Mecânica, Escola de Engenharia Mauá, Escola Politécnica da USP

Estrada das Lágrimas, 2035 Cep 09580-900 S. C. do Sul - SP

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB274

SIMULAÇÃO DO ESCOAMENTO ENTRE PÁS DE UMA TURBOMÁQUINA COMO METODOLOGIA DE PROJETO / *FLOW SIMULATION INSIDE A BLADE PASSAGE OF A TURBOMACHINE AS A DESIGN METHODOLOGY*

VILSON C. S. FERREIRA, INÁCIO B. MORSCH, MARTIN P. KESSLER & CARLOS F. FAVARETTO
Laboratório de Turbomáquinas e Medição de Fluxo - DEMEC - UFRGS
Sarmento Leite 425, Porto Alegre, CEP. 90050 - 170 - E-mail: morsch@vortex.ufrgs.br

Abstract

Many theoretical and experimental approaches have been made in order to achieve a standard and reliable turbomachinery design. The present paper describes an underdevelopment methodology that links an initial design software with commercial computational package (CFD) available. The geometry of a turbomachine is generated by the initial software and, after the visualisation, the data are exported to the CFD which solves the flow field inside the blade-to-blade passage. A simulation with a submergible pump impeller is made and the results in terms of velocity, pressure and streamlines distribution are presented.

Palavras Chave

Turbomáquinas, escoamento, turbulência, simulação numérica, desenvolvimento de projeto.
Turbomachine, flow, turbulence, numerical simulation, design improvement.

1. INTRODUÇÃO

Os processos utilizados no projeto de uma máquina de fluxo são normalmente baseados em métodos teórico-experimentais, onde a experiência prévia desempenha um importante papel. A análise dimensional junto com a teoria da similaridade é uma ferramenta ainda muito empregada. Processos de projeto mais sofisticados, que utilizam códigos computacionais específicos, são normalmente empregados apenas por grandes empresas. Estes processos verificam as condições de escoamento no interior da máquina e a interferência fluido-estrutura permitindo otimizar as diferentes geometrias do projeto. No entanto, estas metodologias não estão disponíveis na literatura aberta pois representam um segredo industrial valioso.

O presente trabalho apresenta uma metodologia de projeto em desenvolvimento baseada em dados disponíveis na literatura e na simulação numérica do escoamento empregando códigos computacionais comerciais. Os riscos e inconvenientes de utilizar-se códigos computacionais genéricos, muitas vezes considerados como "pacotes fechados", não são desconhecidos. Foi no presente caso uma solução de compromisso entre tempo e custo já que o desenvolvimento completo de um código deste tipo é lento, caro e corre os mesmos riscos de validação de um código computacional disponível. Além disso, modernos códigos comerciais são mais interativos e aceitos pela comunidade científica.

3887

2. METODOLOGIA

A metodologia de trabalho proposta está baseada num projeto inicial do rotor empregando-se a Teoria do Escoamento Congruente. A partir deste projeto a geometria do rotor é gerada e são feitas simulações numéricas do escoamento no interior do mesmo. Os resultados são analisados e, se necessário, são feitas alterações na geometria inicial para uma nova solução. A figura (1) representa o fluxograma da metodologia empregada.

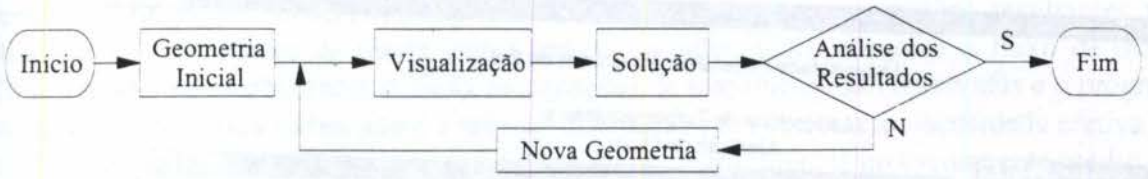


Figura 1 - Metodologia de trabalho.

2.1 Projeto Inicial

O projeto inicial utiliza a metodologia apresentada por PFLEIDERER (1979) para a determinação da geometria de uma bomba radial. Um código, em linguagem Fortran, denominado programa inicial foi escrito seguindo esta metodologia. Este programa cria um arquivo de formato "dxf" para visualização da geometria em sistemas CAD (Computer Aided Design) e um arquivo de formato "igs" para comunicar a geometria para os sistemas CAE (Computer Aided Engineering). Além disso, é gerado um arquivo Ascii, de extensão ".log", que fornece uma seqüência de comandos recomendados para a análise do problema utilizando-se um Código Computacional Comercial de CFD. No caso deste trabalho, optou-se pelo uso do sistema Ansys® versão 5.3 (SWANSON ANALYSIS SYSTEMS, 1992).

O módulo de entrada e saída de resultados deste programa, desenvolvido em Visual Basic for Windows, requer os seguintes dados: rotação, vazão e altura manométrica da bomba. Entretanto, parâmetros e constantes empíricas desenvolvidos ou pesquisados por diferentes autores foram deixados em aberto, ou seja, podem ser alterados. Além disso, podem ser fornecidos dados relacionados com a geração do arquivo ".log", tais como os dados relacionados com a geração da malha de elementos finitos. Neste caso, deve-se fornecer o número de elementos que vai ser utilizado em cada uma das linhas, conforme tela apresentada na figura (2), que definem a geometria das pás.

O resultado do projeto inicial é a geometria completa do rotor com as coordenadas das pás obtidas para um número de pontos que é especificado pelo usuário.

2.2 Simulação do Escoamento

O escoamento na região entre pás de uma turbomáquina é simulado considerando-se o mesmo tridimensional, incompressível, turbulento, adiabático e estacionário. Devido à características próprias do rotor radial em estudo o escoamento foi considerado bidimensional.

O problema é analisado em relação a um sistema de referência que gira com uma rotação constante e igual à rotação do rotor. A equação da conservação da quantidade de momento para este caso é escrita como

$$\rho\frac{D\{V\}}{Dt} + 2\rho\{\omega\}\mathrm{x}\{\mathrm{V}\} + \rho\{\omega\}\mathrm{x}\{\omega\}\mathrm{x}\{\mathrm{r}\} = \rho\{g\} - \nabla P_{abs} + \mu\nabla^2\{V\} \qquad (1)$$

onde {V} é o vetor velocidade no sistema de coordenadas giratório, ρ é a massa específica do fluido, μ é a viscosidade do fluido, {r} é o vetor posição no sistema de coordenadas giratório, {g} é o vetor aceleração devido à gravidade e P_{abs} é a pressão absoluta. O gradiente negativo da pressão absoluta está representado na expressão (2).

$$-\nabla P_{abs} = -\nabla P_{rel} - \rho_0 \{g\} + \rho_0 \{\omega\} \mathrm{x} \{\omega\} \mathrm{x} \{r\} \qquad (2)$$

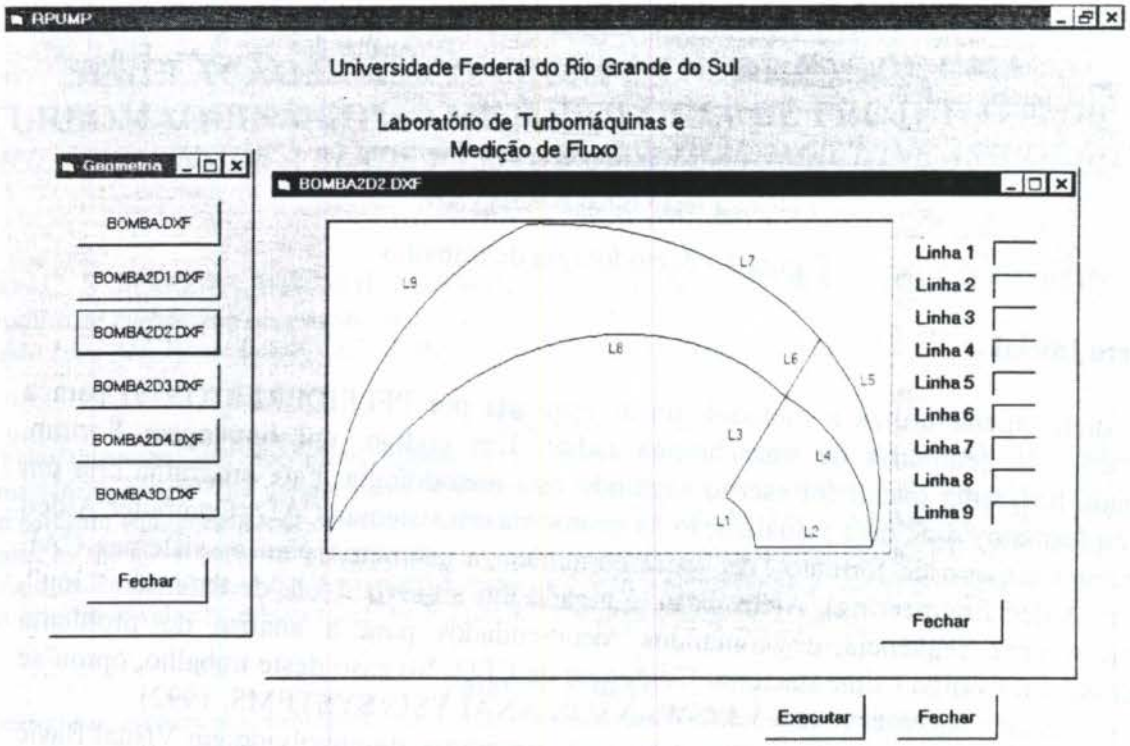


Figura 2 - Entrada de dados para a geração da malha.

Os resultados obtidos em pressão relativa estão referenciados ao sistema de coordenadas global estacionário, ou seja, os termos rotacionais são subtraídos da pressão calculada pelo algoritmo.

O escoamento turbulento médio é simulado considerando-se a viscosidade efetiva como sendo a soma da viscosidade laminar (μ) com a viscosidade turbulenta (μ_t) definida pela expressão (3) para o modelo de turbulência tipo k-ε (LAUNDER & SPALDING, 1974). Nesta expressão k é a energia cinética turbulenta, ε é a taxa de dissipação da energia cinética turbulenta e C_μ é uma constante cujo valor padrão é 0,09.

$$\mu_t = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon} \qquad (3)$$

Os valores de k e ε na entrada são calculados através das expressões (4) e (5), onde V é o módulo da velocidade na entrada, L é o diâmetro hidráulico, (ININ) e (INSF) são constantes estabelecidas pelo usuário cujo valor padrão é de 0.01.

$$k_{ent} = 3/2\left[(ININ)V\right]^2 \qquad (4)$$

$$\varepsilon_{ent} = \frac{C_\mu k^{3/2}}{(INSF)L} \qquad (5)$$

Como o problema analisado é considerado estacionário não é necessário especificar o número de passos no tempo. Neste caso, o código trabalha com o conceito de iteração global. Durante a iteração global obtém-se soluções aproximadas da equação de conservação da quantidade de movimento e as usa como funções de restrição para resolver a equação da pressão baseada na conservação da massa. Este sistema usa as pressões resultantes para atualizar as velocidades de modo que o campo de velocidades conserve o fluxo de massa. Com o modelo de turbulência ativado, as equações de movimento são resolvidas e o programa usa a energia cinética turbulenta e a taxa de dissipação para calcular a viscosidade efetiva que substitui a viscosidade laminar para modelar o efeito de turbulência no escoamento médio.

O algoritmo de solução empregado é do tipo segregado, ou seja, os elementos das matrizes são formados e resolvidos para cada grau de liberdade separadamente. Cada grau de liberdade é resolvido de modo seqüencial. As equações são acopladas, logo, cada equação é resolvida com valores intermediários dos outros graus de liberdade. O processo de solução de todas as equações e de reatualização das propriedades é chamado de iteração global.

A estratégia de solução estacionária aplicada ao caso de bombas necessita uma melhor aproximação dos valores iniciais das incógnitas sob pena do processo de solução se tornar instável. Este procedimento é feito utilizando-se os resultados de uma análise laminar anterior.

3. APLICAÇÃO

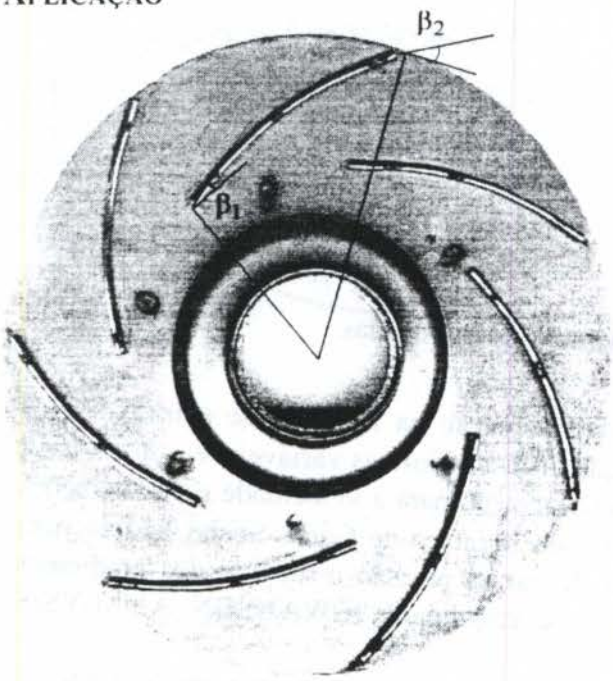


Figura 3 - Esquema do rotor analisado.

Considerou-se uma bomba do tipo radial com as características de operação: rotação de 3400 rpm, vazão de $1{,}3 \times 10^{-3}$ m^3/s e altura manométrica 5,7 m de coluna de água. A figura (3) mostra o rotor desta bomba onde β_1 é o ângulo de pá na entrada e β_2 é o ângulo de pá na saída. O problema é analisado com o modelo bidimensional porque a altura das pás (1,5 mm) é pequena comparada com as outras dimensões do problema.

Como o rotor possui um plano de simetria periódico a cada 51,42° pode-se estudar o escoamento do fluido considerando-se apenas um canal entre pás. No presente trabalho as pás foram consideradas sem espessura e representadas pelas suas linhas médias. A geometria das pás é aproximada por um polinômio do 2º grau e o prolongamento na saída é feito empregando-se o mesmo polinômio. Já o prolongamento na entrada é feito de forma que a ligação entre as duas curvas seja feita de forma suave. Este é um procedimento usualmente empregado na simulação de turbomáquinas (DAVIS & DANNENHOFFER, 1994).

As condições de contorno empregadas neste estudo são velocidade prescrita na entrada, condição de parede (velocidade nula nas pás), pressão relativa nula na saída e condição de periodicidade nos prolongamentos das pás. A condição de periodicidade implica que o número de nós entre as duas fronteiras periódicas seja o mesmo e, além disso, a posição destes nós também deve ser periódica. O resultado desta condição de contorno é que os valores para os graus de liberdade correspondentes a dois nós periódicos são iguais. Para se determinar os valores da componente da velocidade na entrada deve-se considerar a componente circunferencial V_x dada pelo produto da velocidade de rotação pelo raio e a componente radial V_y é determinada em função do fluxo de volume da secção de entrada. No presente caso, V_x = 8 m/s e V_y = 5 m/s.

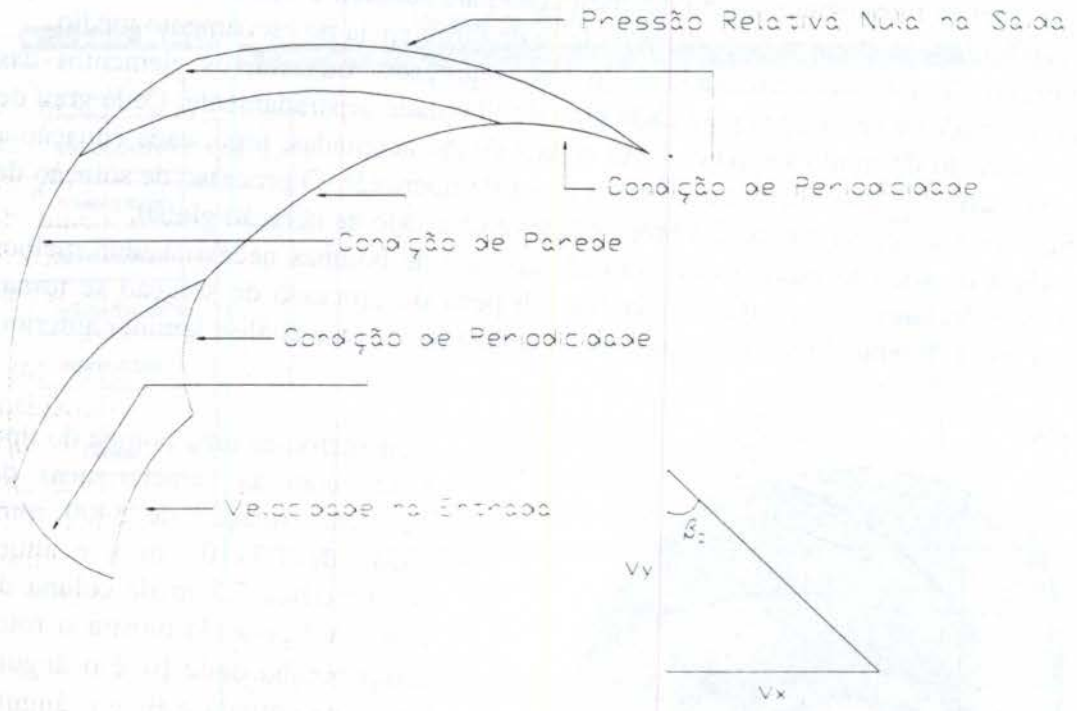


Figura 4 - Condições de contorno empregadas.

Os valores para a energia cinética e taxa de dissipação na fronteira de entrada são os valores padrões do programa. O método de solução utilizado para as variáveis V_x , V_y, k e ε é o TDMA (Tri-Diagonal Matrix Analysis) com uma iteração para a velocidade e dez iterações para k e ε. O TDMA é um caso especial do método iterativo de Gauss-Seidel padrão para solução de um conjunto de equações algébricas. Já para a pressão o método dos gradientes conjugados pré-condicionados com 500 iterações é empregado (SWANSON ANALYSIS SYSTEMS, 1992).

A consideração do problema como estacionário requer que se estabeleça um conjunto de valores iniciais para as incógnitas no interior o mais próximo da realidade, ou seja, não se deve considerar todos os valores iniciais nulos. A estratégia de solução empregada foi considerar o problema inicialmente laminar, com uma viscosidade fictícia, durante um determinado número de iterações globais e, posteriormente, adota-se o problema como turbulento, com a viscosidade real, utilizando os resultados anteriores como condição de partida. Também foram obtidos bons resultados fazendo-se várias etapas de escoamento turbulento com uma redução gradativa da viscosidade até atingir o valor real.

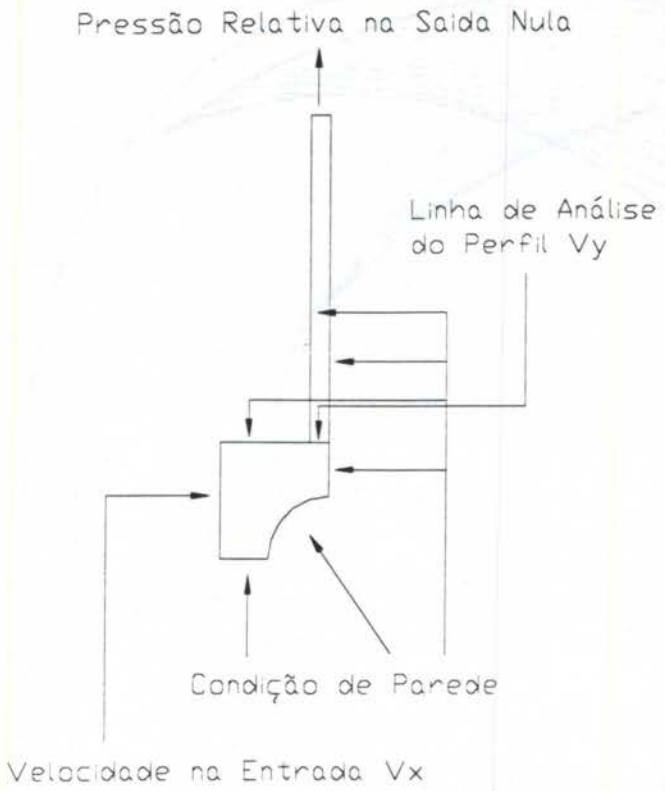


Figura 5 - Condições de contorno do rotor em corte.

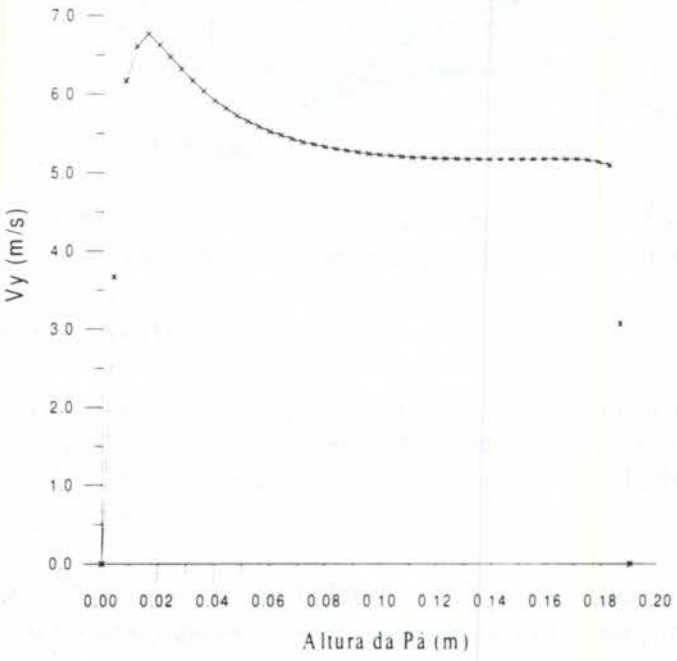


Figura 6 - Linha de análise do perfil Vy.

O valor aproximado para a velocidade V_y, 5 m/s, é determinado a partir da análise do escoamento num canal obtido através de um corte axial do rotor conforme figura (5). Nesta figura estão apresentadas as condições de contorno utilizadas. A velocidade V_x, na entrada, é obtida diretamente em função da vazão e da área de sucção valendo 0,94 m/s. Nesta projeção do rotor não é necessário considerar o efeito de rotação do mesmo. Como resultado desta análise se obtém o perfil de velocidades V_y na entrada das pás conforme figura (6). Observa-se que o ponto de veloci- dade máxima ocorre próximo à parede numa região de mudança brusca de direção.

O problema foi analisado em 4 etapas com a viscosidade assumindo os valores de 1, 0,1, 0,01 e 0,001 Ns/m^2. Em cada uma das etapas são realizadas 50 iterações globais. A massa específica da água utilizada é de 998,2 Kg/m^3.

As figuras (7), (8) e (9) apresentam os resultados obtidos, correspondentes a uma malha com 9376 nós e 9450 elementos, em linhas de corrente, linhas de iso-pressão e linhas de iso-velocidade respectivamente.

As linhas de corrente resultantes apresentam um comportamento relativamente orientado mostrando uma tendência ao alinhamento com as pás. Vale lembrar que o efeito da espessura das pás não foi ainda considerado.

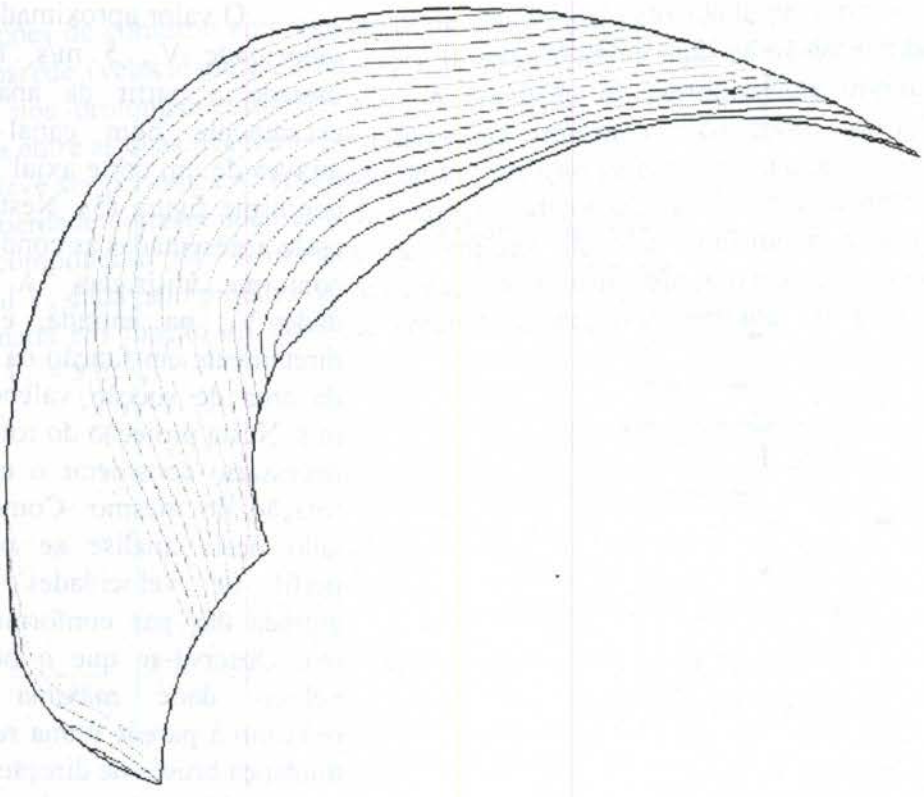


Figura 7 - Linhas de corrente.

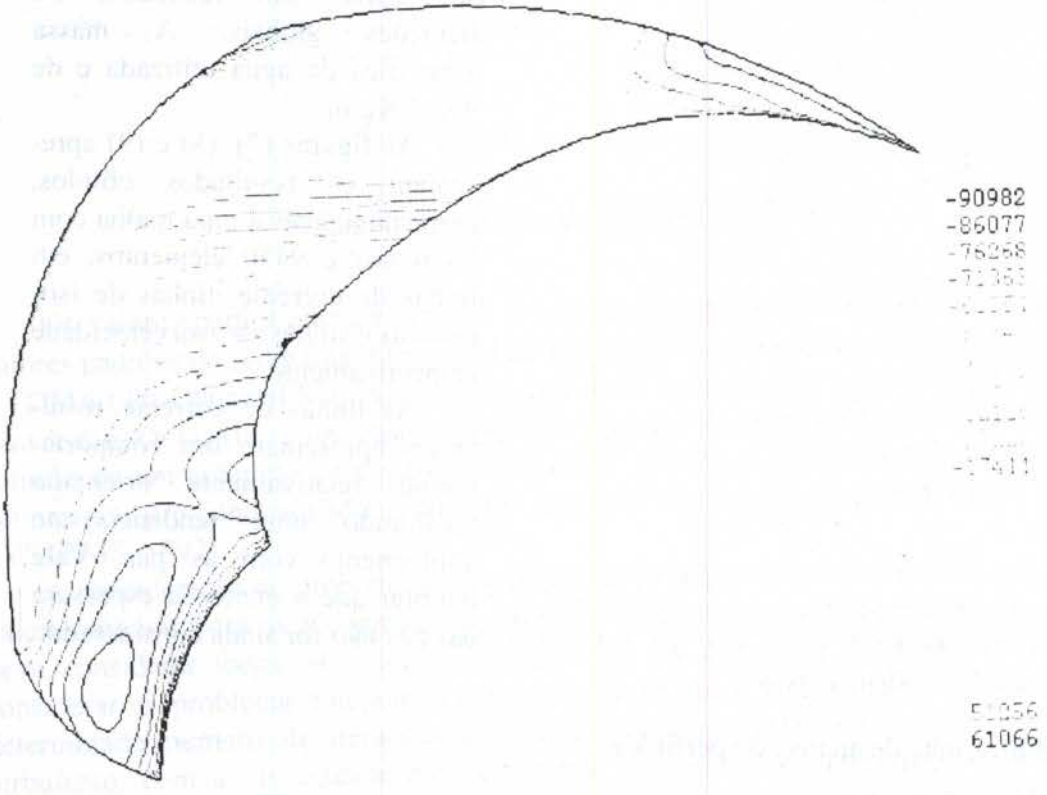


Figura 8 - Linhas de isopressão (N/m^2).

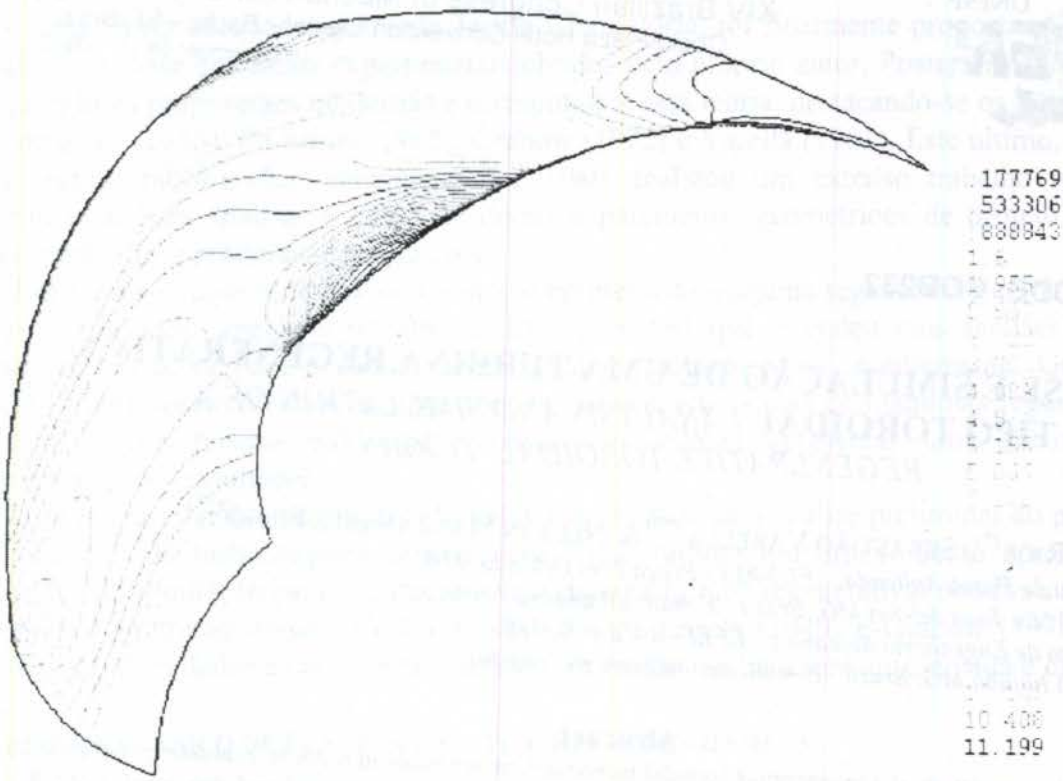


Figura 9 - Linhas de isovelocidade (m/s).

4. CONCLUSÃO

A metodologia apresentada no presente trabalho foi testada num rotor radial de bomba comercial empregada na captação de água em poços artesianos. Embora ainda não validada, os resultados obtidos são muito significativos, já que estes demonstraram um comportamento dentro das previsões obtidas por outras metodologias convencionais.

5. AGRADECIMENTOS

Ao Centro Nacional de Supercomputação - UFRGS pelos recursos de hardware e software fornecidos. Ao programa RHAE - CNPq pelo suporte financeiro a este trabalho.

6. REFERÊNCIAS

DAVIS, R.L. & DANNENHOFFER, J.F. *Adaptive Grid-Embedding Flow Prediction Techniques for Turbomachinery Applications*. von KARMAN Institute for Fluids Dynamics, Numerical Methods for Flow Calculations in Turbomachines, Lecture Series 1994-06, Belgium, 1994.

LAUNDER, B.E. & SPALDING, D.B. *The Numerical Computation of Turbulent Flows*, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol. 3, pp. 269-289, 1974.

PFLIEDERER, C. & PETERMANN, H. *Máquinas de Fluxo*, Livros Técnicos e Científicos, Rio de Janeiro, pp. 453, 1979.

SWANSON ANALYSIS SYSTEMS, *ANSYS User's Manual Revision 5.0*, 1992.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB232

ANÁLISE E SIMULAÇÃO DE UMA TURBINA REGENERATIVA TIPO TOROIDAL / *ANALYSIS AND SIMULATION OF A REGENERATIVE TOROIDAL TURBINE*

JOSÉ EDMAR RIOS (*), SEBASTIÃO VARELLA (**) & NELSON MANZANARES FILHO (**)
(*)*Departamento de Física Aplicada - FUNREI - Praça Frei Orlando, 170*
CEP 36300-000 São João del-Rei MG, Brasil - E-mail: dfiap@csa.funrei.br.
(**)*Departamento de Engenharia Mecânica - EFEI - Av. B.P.S., 1303*
CEP 37500-000 Itajubá MG, Brasil - E-mail: nelson@iem.efei.rmg.br

Abstract

An analysis and a simulation of a regenerative toroidal turbomachine are made in order to evaluate its potentiality as hydraulic turbine. The working principle of this kind of turbomachine is presented and discussed. Formulae developed on the basis of the circulatory theory are presented allowing the calculation of the circulatory velocity and the global pressure coefficient as a function of the main geometric parameters. Based on these formulae, simulation results were obtained for the variation of the flow rate vs. rotating speed with a fixed specific energy and taking the diameter aspect ratio as a parameter. The operating characteristic is similar to that of a Francis turbine of high specific speed. In order to check the simulation model, some experimental results were obtained by means of rig tests performed on an hydraulic regenerative turbine. One verifies that the simulation model is capable of qualitatively reproducing the flow rate vs. rotating speed curve. One concludes in favor of the applicability of the regenerative turbomachine as hydraulic turbine and suggests that new researches have to be made for further evaluations and improvements.

Keywords

Hydraulic Turbine; Regenerative; Toroidal.
Turbina Hidráulica; Regenerativa; Toroidal.

1. INTRODUÇÃO

As turbomáquinas regenerativas têm sido utilizadas desde a década de 20, principalmente em sistemas auxiliares de compressão e de bombeamento. Sua concepção básica se assemelha à do acoplamento hidrodinâmico de Föettinger (Wislicenus, 1965).

Trata-se de uma turbomáquina de baixa rotação específica, que opera com altas pressões e baixas vazões. Apesar de uma eficiência relativamente baixa, a turbomáquina regenerativa apresenta diversas vantagens em relação a suas concorrentes, tais como compacidade (pequena relação volume ocupado/potência operada), construção relativamente simples e de baixo custo, boa confiabilidade operativa, pouca manutenção e facilidade de regulagem. Embora essas vantagens tenham sido exploradas em diversas aplicações na modalidade geradora (bombas ou sopradores), o mesmo não tem ocorrido em relação à modalidade motora (turbina).

Até a década de 40, o desenvolvimento dos métodos de análise e projeto das turbomáquinas regenerativas foi limitado pela falta de um modelo conceptual capaz de identificar corretamente os mecanismos básicos do escoamento. Após controvérsias de vários

anos, uma teoria adequada, chamada Teoria Circulatória, foi finalmente proposta por Engels (1940), com base em dados experimentais obtidos pelo próprio autor. Posteriormente, outros pesquisadores propuseram melhorias e acréscimos a essa teoria, destacando-se os trabalhos de Wilson *et al.* (1955), Baibakov (1965), Grabow (1972) e Varella (1981). Este último, além de uma revisão bibliográfica abrangente, até 1980, realizou um extenso trabalho teórico e experimental para analisar o efeito de diversos parâmetros geométricos de projeto sobre o desempenho de sopradores regenerativos.

Verificam-se poucos trabalhos visando o emprego da máquina regenerativa como turbina. Varella (1981) cita apenas o trabalho de Burton (1966), que estendeu suas análises de uma bomba regenerativa para o campo operacional de turbina. Mais recentemente, Grabow e Suong (1994) desenvolveram análises teóricas das características de máquinas regenerativas operando como turbina ou como bomba, sem todavia apresentar uma corroboração experimental dos resultados.

O principal objetivo do presente trabalho é apresentar uma análise preliminar do potencial de utilização da turbomáquina regenerativa como turbina hidráulica. Serão apresentados resultados de simulação para as características de uma turbina regenerativa, obtidos através de um modelo unidimensional baseado nos estudos de Engels (1940) e Grabow (1972). Uma comparação com dados experimentais obtidos em ensaio também será apresentada e discutida.

2. Princípio Básico de Funcionamento e Relações Básicas

Na Fig.1, está mostrado um esquema de uma turbomáquina regenerativa toroidal. Basicamente, ela é composta de um rotor em sua árvore de acionamento e uma carcaça

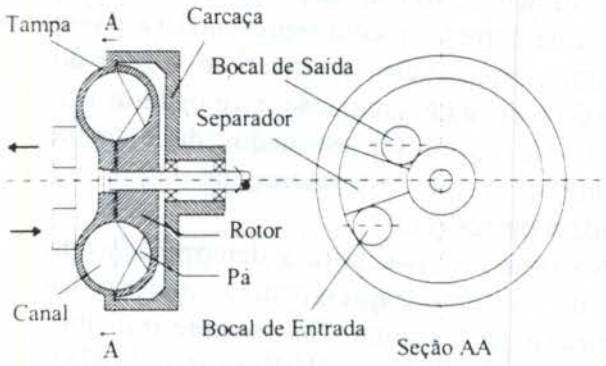


Figura 1 - Esquema de uma turbomáquina regenerativa toroidal

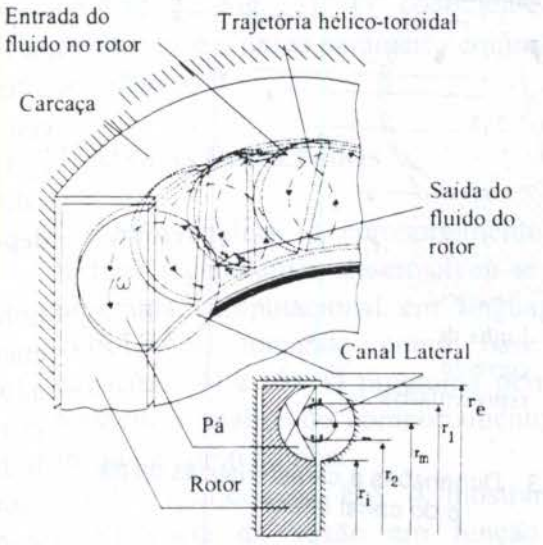


Figura 2 - Escoamento segundo a Teoria Circulatória

contendo um canal lateral e com os respectivos bocais de entrada e saida, separados por uma peça especial denominada separador de fluxo ("stripper"). A característica de alta pressão deste tipo de máquina se deve ao seu princípio básico de funcionamento, Fig.2, pelo qual uma partícula de fluido, em seu percurso entre os bocais de entrada e saída, passa diversas vezes pelo rotor e pelo canal lateral, numa trajetória hélico-toroidal. A Teoria Circulatória, proposta por Engels (1940), é a mais aceita atualmente nas análises de turbomáquinas regenerativas, principalmente por contemplar de maneira explícita o mecanismo de escoamento acima citado, o qual está amplamente amparado em dados experimentais. No caso de operação como turbina, o fluido oriundo do bocal de entrada atinge as pás do rotor em sua parte mais externa

(maiores raios), e transfere energia ao rotor ao longo de uma trajetória centrípeta (em direção aos menores raios). Saindo do rotor, a partícula penetra no canal lateral, iniciando uma trajetória centrífuga (em direção aos maiores raios), ao término da qual o fluido irá adentrar novamente o rotor. Esse processo se repete diversas vezes até que o fluido atinja o bocal de saída, constituindo-se a trajetória hélico-toroidal já mencionada, Fig.2. No funcionamento como bomba, os sentidos de rotação da máquina e do movimento das partículas se invertem. É importante citar a necessidade do separador de fluxo, que impede que o fluido escoe do lado do bocal de entrada (alta pressão) para o de saída (baixa pressão), forçando o escoamento ao longo do rotor e do canal lateral.

Nos métodos baseados na teoria circulatória, o complicado campo tridimensional de velocidades, associado ao escoamento hélico-toroidal, é reduzido a um escoamento bidimensional, mediante algumas hipóteses simplificadoras. Uma delas assume que a transferência de energia do fluido para o rotor e o gradiente de pressão são uniformes na direção circunferencial, de forma que as características cinemáticas resultem idênticas em cada seção do canal lateral suficientemente afastada dos bocais (efeito regenerativo) . Esta hipótese está de acordo com a experiência. Simplificações adicionais são ainda comumente empregadas, considerando-se apenas uma linha de corrente representativa, e tratando-se o escoamento sob o ponto de vista da teoria unidimensional, com hipóteses sobre a variação das velocidades nessa linha.

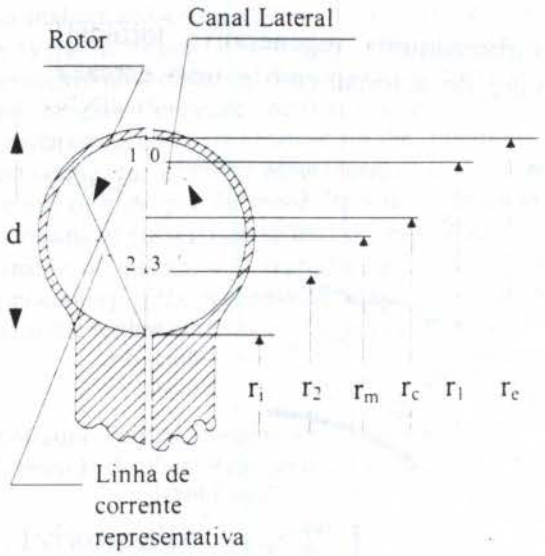


Figura 3 - Dimensões e características da pá e do canal lateral

Desta forma, o campo de velocidades passa a ser definido pelos valores médios das componentes meridional (circulatória), C_m, e tangencial, C_u, associados aos raios r_1 e r_2 das arestas de entrada e saída do fluido no rotor, respectivamente. Note-se que o posicionamento da linha de corrente média representativa passa a ter uma importância significativa: o raio do centro do vórtice de circulação, r_c, e os raios r_1 e r_2 (Fig. 3), devem ser estimados de maneira satisfatória, já que os valores de C_m e C_u dependem desses raios.

Propostas diversas para a determinação da linha de corrente representativa podem ser encontradas na literatura. No presente trabalho, adotou-se a abordagem de Wallace *et al.* (1978), introduzida no estudo de acoplamentos hidrodinâmicos. Segundo essa abordagem, a velocidade angular de circulação é considerada constante, resultando um escoamento meridional do tipo vórtice forçado, com a velocidade circulatória aumentando linearmente desde zero no centro de circulação (r_c) até um máximo na parede do rotor ou do canal lateral. As seguintes expressões podem ser obtidas para os raios r_c, r_1 e r_2, em função dos raios geométricos interno, r_i, e externo, r_e, Fig. 3:

$$r_c = \frac{2}{3}\left(\frac{r_e^3 - r_i^3}{r_e^2 - r_i^2}\right) \quad , \quad r_1 = \frac{2}{3}\left(\frac{r_e^3 - r_c^3}{r_e^2 - r_c^2}\right) \quad , \quad r_2 = \frac{2}{3}\left(\frac{r_c^3 - r_i^3}{r_c^2 - r_i^2}\right) \qquad (1,2,3)$$

A partir desta descrição, foi desenvolvida uma formulação com base nas equações de conservação de massa, de quantidade de movimento e de energia, cujos detalhes podem ser encontrados em Rios (1997). As seguintes expressões foram obtidas para a velocidade circulatória e o coeficiente de pressão, $\psi_{th\infty}$,

$$\frac{C_m}{u_m} = \frac{1}{\sqrt{\xi_f}} \frac{r_2}{r_m} \sqrt{\left[1-\left(\frac{r_1}{r_2}\right)^2\right] + \frac{2}{\varphi}\left\{2\frac{r_m}{r_2}\left[1+\left(\frac{r_1}{r_2}-\frac{r_m}{r_2}\right)\frac{1}{\varphi}\right]-\left(1+\frac{r_1}{r_2}\right)\right\}} \quad , \qquad (4)$$

$$\psi_{th\infty} = \frac{C_m\ 2\ L_1\ b_1}{u_m\ A_c}\left(\frac{r_2}{r_m}\right)^2\left(\frac{2\,r_1\,r_m}{\varphi\ r_2^2}-\frac{r_1}{r_2}-1\right), \qquad (5)$$

onde $\psi_{th\infty}= 2\ Y_{th}/u_m^2$, sendo Y_{th} o trabalho específico transferido pelo fluido ao rotor, u_m a velocidade tangencial no raio médio da pá ($u_m = 2\pi N r_m$; $r_m=(r_1+r_2)/2$, N é a rotação da máquina); $\varphi=C_u/u_m$ é o coeficiente de vazão, $L_1=2\pi r_1(1-\theta_N/360)$ é o comprimento circunferencial do setor efetivo de trabalho, (θ_N é o ângulo em graus do setor não efetivo da máquina, correspondente aos trechos do separador de fluxo, da entrada e da saída), $b_1=r_e-r_c$ é a largura radial na entrada da pá e A_c é a área da seção transversal do canal lateral ($A_c=\pi d^2/8$, Fig. 3). O coeficiente de perdas, ξ_f, é o único parâmetro empírico a ser adotado.

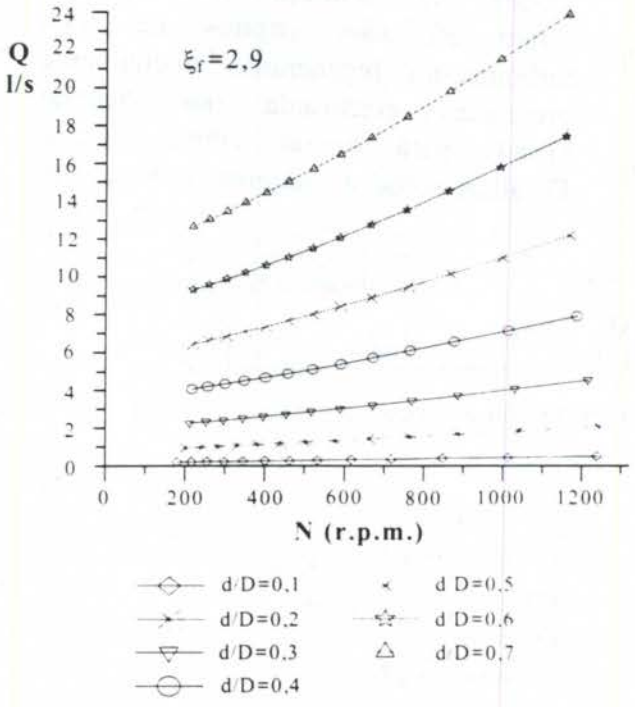


Figura 4 - Simulação da Turbina Tipo Toroidal para Y_{th} = 182,61 J/Kg

3. ALGUNS RESULTADOS

Para analisar o comportamento da turbina regenerativa, desenvolveu-se um programa computacional em linguagem FORTRAN, tomando como base as equações (4) e (5). O programa permite também a análise do comportamento da máquina como bomba.

Os gráficos da Fig. 4 mostram a dependência da vazão em função da rotação para uma energia específica de 182,61 J/Kg, variando a relação entre o diâmetro do toro , $d=r_e-r_i$ e o diâmetro do centro geométrico do toro, $D=2r_m$. Adotou-se o valor ξ_f =2,9, tomando como referência resultados representativos do funcionamento como bomba (Nogueira, 1984). Observa-se o aumento da vazão da turbina com o aumento da rotação, sendo este aumento mais acentuado à medida que o valor de d/D cresce. A maneira como d/D influi já era esperada, uma vez que toros de maior seção transversal permitem maior vazão para uma dada energia específica. Por outro lado, é interessante observar que a turbina regenerativa é uma turbomáquina de baixa rotação específica e a expectativa de seu comportamento QxN seria a de uma turbina Francis lenta, onde a vazão

diminui com o aumento da rotação. Todavia, a simulação aponta para uma tendência oposta, semelhante ao comportamento de uma turbina Francis normal tendendo para rápida. Uma explicação plausível é que na turbina regenerativa o fluxo principal do escoamento é tangencial, i.e., no mesmo sentido do movimento do rotor, de maneira que o aumento da rotação favorece o aumento vazão.

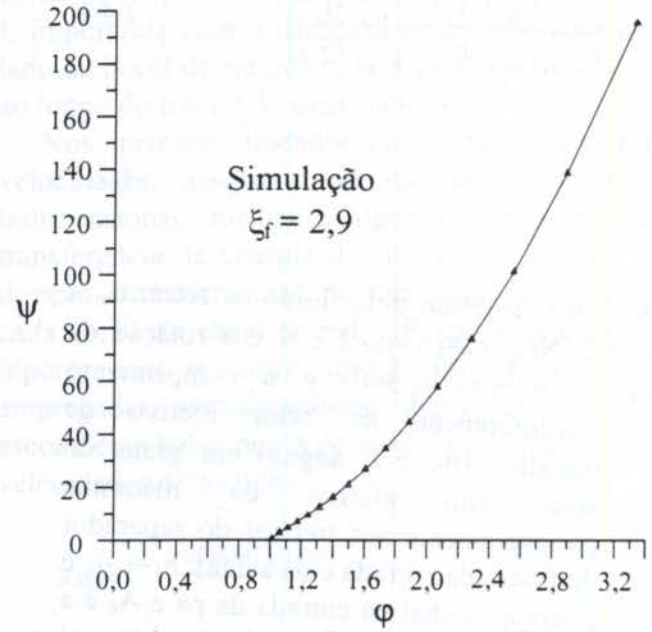


Figura 5- Coeficiente de Pressão, ψ vs. Coeficiente de Vazão, φ

A Fig. 5 mostra a variação do coeficiente de pressão com o coeficiente de vazão, observando-se que, para a operação como turbina, o coeficiente de vazão deve ser tomado sempre acima da unidade, já que o rotor é impulsionado pelo fluido, não podendo ter velocidade tangencial média, u_m, superior à velocidade média do fluxo principal, C_u.

4. Resultados de Ensaio

Com a finalidade de avaliar o modelo de simulação desenvolvido, foram efetuados ensaios de uma turbomáquina regenerativa, inicialmente projetada e construída por Nogueira (1984) para operar como bomba. Detalhes sobre a máquina, o banco de ensaios e os métodos de medição serão encontrados no trabalho de Rios (1997). Pequenas alterações foram feitas nesta turbomáquina para adaptá-la para uma máquina motora.

Na Fig. 6, mostra-se a comparação entre os resultados de simulação e de ensaio para a característica vazão vs. rotação. Observa-se que o ensaio segue a tendência prevista na simulação teórica, ou seja, a rotação aumenta com o acréscimo da vazão. Para vazões relativamente baixas, o modelo de simulação reproduz os resultados de ensaio com boa aproximação. À medida que a vazão aumenta, todavia, a simulação se afasta gradativamente dos resultados experimentais do ensaio. A insuficiência do modelo de simulação se deve às simplificações efetuadas na formulação, na qual as perdas hidráulicas foram todas consideradas através de um único coeficiente empírico, ξ_f. Seria possível ajustar o valor desse coeficiente de forma a reproduzir sempre os resultados de ensaio, o que certamente não é adequado. Um dos objetivos é aplicar o modelo em futuros projetos, sendo

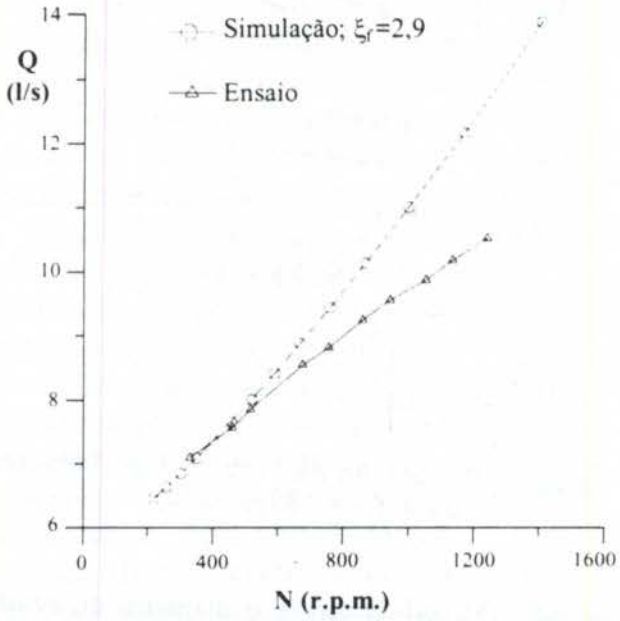


Figura 6 - Comparação entre simulação e ensaio: vazão, Q, vs. rotação N; Y_d = 182,61 J/Kg

necessário, portanto, aprimorá-lo, de forma a torná-lo mais preciso e confiável. No entanto, para estudos preliminares do potencial de utilização de turbinas hidráulicas regenerativas, os resultados podem ser considerados promissores, já que as tendências são previstas de forma qualitativamente correta. Além disso, em condições próximas às nominais, foi possível obter uma boa concordância entre a simulação e o ensaio, utilizando o mesmo valor de ξ_f empregado por Nogueira (1984) no projeto da máquina como bomba.

Na Fig.7, estão mostradas as características adimensionais (ψ x φ) previstas pelo modelo, comparadas com aquelas obtidas experimentalmente nos ensaios, abrangendo o campo de funcionamento em ambas as modalidades: bomba e turbina. Os resultados experimentais da máquina funcionando como bomba foram transcritos da dissertação de Nogueira (1984).

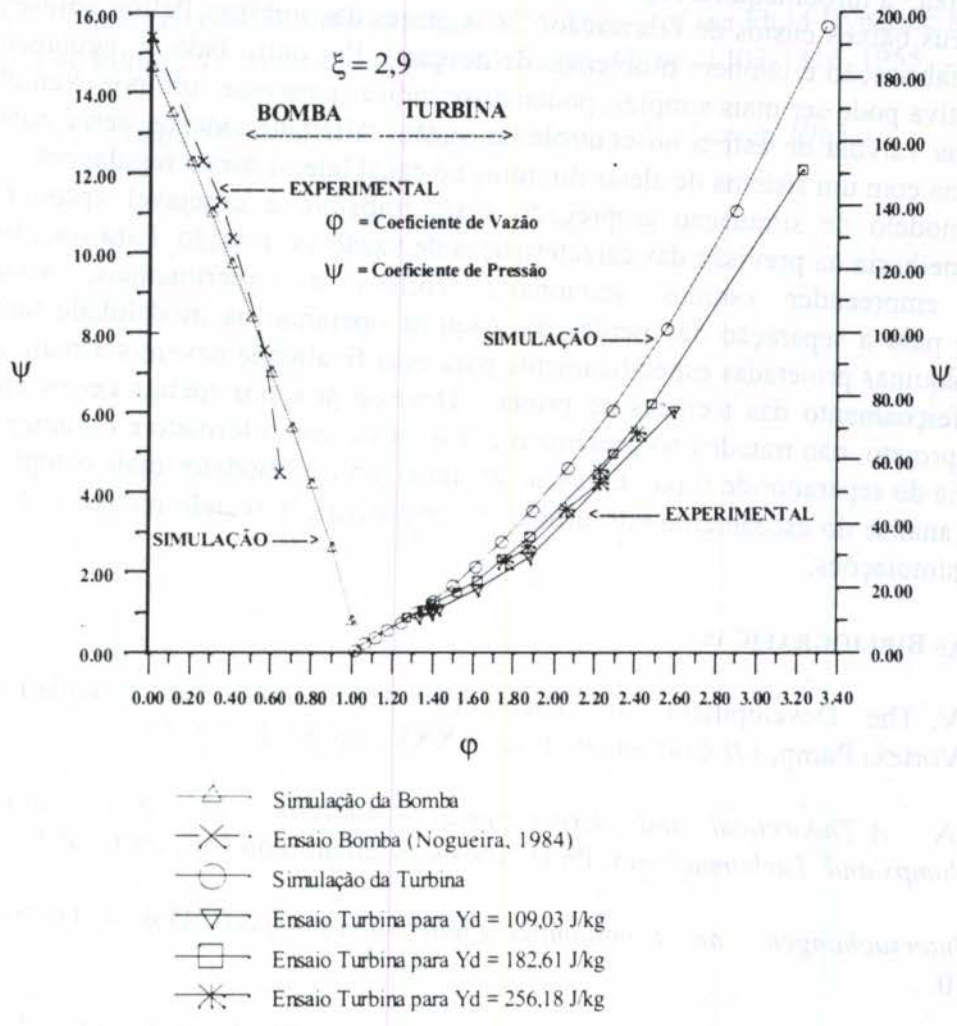


Figura 7 - Campo adimensional de funcionamento da turbina regenerativa como bomba (φ<1) e como turbina (φ>1).

Observa-se que, no modo turbina, as características de ensaio obtidas com diversas energias específicas (i.e., diversas alturas de queda), tendem a se concentrar numa única curva adimensional, apesar de um certo espalhamento, possivelmente devido aos efeitos da variação do número de Reynolds. Esse efeito não está considerado no modelo de simulação. Salienta-se que os resultados de Nogueira foram obtidos com uma única rotação de ensaio, de forma que esse efeito não pode ser verificado na operação como bomba. De maneira geral, verifica-se uma concordância qualitativa entre as simulações e os ensaios, em particular no caso de

operação como bomba, onde a concordância quantitativa é relativamente melhor. Isso se explica pelo fato da máquina ensaiada ter sido projetada para operar inicialmente como bomba. Também por isso, a concordância entre ensaio e simulação é pior no caso de operação como turbina.

5. CONCLUSÕES

Com os resultados obtidos, pode-se concluir a favor da possibilidade de se utilizar a turbomáquina regenerativa tipo toroidal na modalidade de turbina hidráulica. Ressalte-se que, devido à sua baixa rotação específica (altas quedas e baixas vazões), e apesar da eficiência relativamente baixa, a turbomáquina regenerativa pode ser uma concorrente da turbina Pelton em virtude de seus baixos custos de fabricação. Os injetores das turbinas Pelton apresentam dificuldades de fabricação e também problemas de desgaste. Por outro lado, a regulagem da turbina regenerativa pode ser mais simples, podendo-se indicar para esse fim, por exemplo, a aplicação de uma válvula de esfera no controle da vazão. Alternativamente, seria possível equipar a máquina com um sistema de aletas diretoras no canal lateral para a regulagem.

Quanto ao modelo de simulação empregado neste trabalho, é desejável aprimorá-lo, buscando uma melhoria na previsão das características de vazão vs. rotação. Para isso, torna-se necessário empreender estudos adicionais, teóricos e experimentais, voltados especificamente para a separação das perdas da máquina operando na modalidade turbina. Ensaios com máquinas projetadas especificamente para essa finalidade devem ser realizados, visando o aperfeiçoamento das técnicas de projeto. Deve-se procurar incluir certos efeitos importantes no projeto, não tratados no presente modelo, tais como o formato e o número das pás e a geometria do separador de fluxo. É desejável, ainda, aplicar modelos mais completos e realistas para a análise do escoamento em turbinas regenerativas, buscando reduzir o grau de empirismo das simulações.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

BAIBAKOV, O.V. The Development of Theoretical Methods for the Calculation of Regenerative (Vortex) Pump, *VII Gidromash*, Issue XXXV, pp. 81-113, 1965.

BURTON, J.D.A *A Theoretical and Experimental Analysis of the flow in Regenerative Pumps and Turbomachines*, Ph.D. Thesis, Southampton University, 1966.

ENGELS, H. *Untersuchungen an Ringpumpen (Seitenkanalpumpen)*, Doktor Thesis, TH-Hannover, 1940.

GRABOW, G. Comparison of Several Theories of the Mechanism of flow in Peripheral Regenerative Pumps, *Proceedings of the Fourth Conference on Fluid Machinery, Akademiai Kiado, Budapest*, pp. 497-524, 1972.

GRABOW, G. & SUONG, N.D. Charakteristiken der Seitenkanalmaschine als Turbine und Pumpe, *Forschung im Ingenieurwesen*, Bd. 60, Nr. 4, pp. 65-75, 1994.

NOGUEIRA, M.F.M. *Análise da Bomba Regenerativa como Separadora de Fluidos*, Dissertação de Mestrado em Ciências, Engenharia Mecânica, Escola Federal de Engenharia de Itajubá, 1984.

RIOS, J. E. *Análise e Simulação de uma Turbina Regenerativa Tipo Toroidal*, Dissertação submetida à Escola Federal de Engenharia de Itajubá para obtenção do Título de Mestre em Ciências - Engenharia Mecânica, 1997.

VARELLA, S. *A Theoretical and Experimental Analysis of Regenerative Blowers*, Ph.D. Thesis, Southampton University, 1981.

WALLACE, F.J., WHITFIELD, A. & SIVALINGAM, R. A Theoretical Model for the Performance Prediction of Fully Filled Fluid Couplings, *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 20, pp. 335-347, 1978.

WILSON, W.S., SANTALO, M.A. & OELRICH, J. A. A Theory of the Fluid Dynamic Mechanism of Regenerative Pumps, *Transactions of the ASME*, vol. 77, pp. 1303-1316, 1955.

WISLICENUS, G.F. *Fluid Mechanics of Turbomachinery*, Vol.I, Dover, 1965.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1485

ANÁLISE DOS ESFORÇOS HIDRODINÂMICOS EM COMPORTAS HIDRÁULICAS / *NUMERICAL ANALYSIS OF HYDRODYNAMIC FORCES ACTING ON VERTICAL LIFT GATES*

JELL LIMA DE ANDRADE* & JOSÉ CARLOS CESAR AMORIM¤
**Mecânica Pesada S.A., Grupo GEC-ALSTHOM / Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, FEG - UNESP*
12040-001 Taubaté, SP, Brasil
¤IME – Instituto Militar de Engenharia, Praia Vermelha
22290-270 Rio de Janeiro, RJ, Brasil – E-mail: jcamorim@ime.eb.br

Abstract

A numerical analysis has been developed for calculating viscous flows controlled by a vertical lift gate and hydrodynamic forces acting on it. The numerical solution is obtained from the incompressible Navier-Stokes equations. The numerical technique is based on a finite element method. A Poisson equation is derived from the pressure-weighted substitution of the full momentum equations into the continuity equation. Turbulence effects are simulated by a k-ε turbulence model. The procedure developed here is applied for a vertical lift gate operating in a CESP installation, and the results are compared with available experimental data at various opening positions. Good agreement is obtained for the velocity and pressure distributions.

Keywords

Análise numérica/*numerical analysis*; método dos elementos finitos/*finite element method*; escoamento turbulento/*turbulent flow*; comportas/*lift gates*; esforços hidrodinâmicos/*hydrodynamic forces*.

1. INTRODUÇÃO

As comportas hidráulicas são importantes componentes de reservatórios, eclusas e usinas hidrelétricas, sendo utilizadas como equipamentos de segurança e controle de vazão.

As comportas tipo vagão são freqüentemente utilizadas para fechamento de emergência em tomadas d'água de usinas hidrelétricas e grandes condutos, sendo projetadas para fechar somente sob o efeito de seu peso próprio. Por outro lado, os custos relativos aos equipamentos de levantamento destas comportas são normalmente bastante elevados, o que leva os projetistas a procurarem reduzir ao máximo os esforços de acionamento. Nestas condições é de vital importância a determinação precisa dos esforços hidrodinâmicos - uplift e downpull - causados pelo escoamento através das comportas, os quais estão presentes durante as operações de abertura e fechamento das mesmas, uma vez que estes podem causar sérios problemas operacionais, incluindo o não fechamento das comportas ou mesmo seu arremetimento, ou podem onerar significativamente a execução de seu projeto.

A natureza dos esforços hidrodinâmicos tipo uplift e downpull consiste nas diferentes distribuições de pressão verificadas no topo e no fundo das comportas quando as mesmas estão sob fluxo. Estas distribuições de pressão são afetadas por diversos fatores incluindo o tipo de escoamento, características geométricas das comportas e dos poços, características

geométricas dos condutos ou tomadas d'água, perdas de carga a montante e a jusante das comportas, condições de aeração e propriedades dos fluido (Naudascher, 1964). Um estudo detalhado da influência destes fatores nos valores dos esforços hidrodinâmicos é apresentado por (Sagar, 1977) e (Sagar e Tullis, 1979).

Como os fatores relacionados acima podem variar amplamente de um projeto a outro e em virtude do grau de confiabilidade requerido na previsão dos esforços hidrodinâmicos, os quais devem ser determinados durante a fase de projeto das comportas, os mesmos têm sido obtidos através de ensaios de modelos reduzidos, o que implica quase sempre em custos elevados e prazos dilatados para a conclusão dos projetos destes equipamentos, limitando as possibilidades de otimização geométrica dos mesmos.

Por outro lado, a abordagem analítica do problema, em virtude da complexidade dos fatores envolvidos e da natureza das equações que regem o escoamento através das comportas, limita-se a uma formulação unidimensional do problema (Naudascher, 1986), a qual apresenta determinadas limitações, na medida em que alguns fatores deixam de ser considerados ou são utilizados coeficientes experimentais válidos somente para configurações similares ao casos ensaiados.

Assim, considerando-se o desenvolvimento dos recursos computacionais em software e hardware e a evolução das pesquisas na área da dinâmica dos fluidos computacional (CFD), pretende-se através deste trabalho demonstrar as potencialidades de utilização de modelos numéricos para previsão dos esforços hidrodinâmicos em comportas hidráulicas.

Através de convênio entre a Mecânica Pesada S.A. e a UNESP - Campus de Guaratinguetá foi realizada a modelagem numérica do escoamento na comporta vagão do aqueduto maior da câmara de descarga da Eclusa de Ibitinga-CESP, cujo esquema é mostrado na Figura 1.

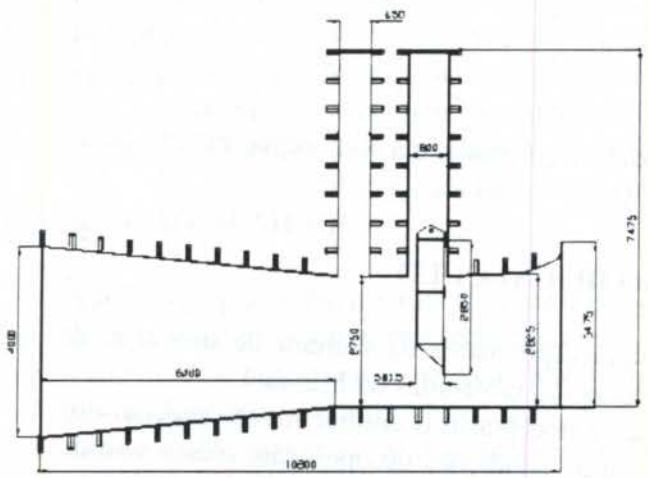


Figura 1: Geometria da Comporta

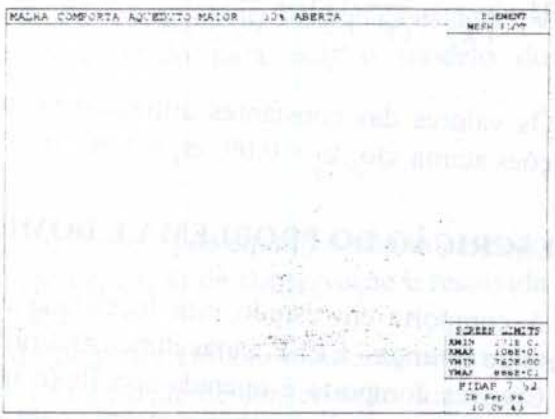


Figura 2: Malha do Domínio de Cálculo

2. EQUAÇÕES BÁSICAS

As equações básicas para um fluido incompressível em regime permanente são:

Equação de Navier-Stokes associada ao conceito de viscosidade turbulenta:

$$\rho \cdot U_j \frac{\partial U_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \cdot \left[\rho \cdot (\upsilon + \upsilon_t) \cdot \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \right] + \rho \cdot g_i \qquad (1)$$

Equação da Continuidade:

$$\frac{\partial U_i}{\partial x_i} = 0 \tag{2}$$

A viscosidade turbulenta υt é calculada a partir de:

$$\upsilon_t = c_\mu \cdot \frac{k^2}{\varepsilon} \tag{3}$$

A energia cinética turbulenta k e obtida da equação de transporte:

$$U_i \cdot \frac{\partial k}{\partial x_i} - \frac{\partial}{\partial x_i}\left[\left(\upsilon + \frac{\upsilon_t}{\sigma_k}\right) \cdot \frac{\partial k}{\partial x_i}\right] = G - \varepsilon \tag{4}$$

Onde o termo de produção G é dado por:

$$G = \upsilon_t \cdot \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i}\right) \cdot \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \tag{5}$$

A dissipação ε é obtida a partir da equação abaixo:

$$U_i \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} - \frac{\partial}{\partial x_i} \cdot \left[\left(\upsilon + \frac{\upsilon_t}{\sigma_\varepsilon}\right) \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i}\right] = c_{1\varepsilon} \cdot \frac{\varepsilon}{k} \cdot G - c_{2\varepsilon} \frac{\varepsilon^2}{k} \tag{6}$$

Os valores das constantes utilizadas no modelo de turbulência k-ε representado pelas equações acima são: $c_\mu = 0.09$, $\sigma_k = 1.00$, $\sigma_\varepsilon = 1.30$, $c_{1\varepsilon} = 1.44$ e $c_{2\varepsilon} = 1.92$.

3. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA E DOMÍNIO DE CÁLCULO

A comporta em estudo está localizada no aqueduto maior da câmara de descarga da Eclusa de Ibitinga - CESP, cujas dimensões principais são mostradas na Figura 1.

Como a comporta é operada sob fluxo torna-se necessário o conhecimento preciso dos esforços hidrodinâmicos sobre a mesma para as várias condições de operação. Neste sentido foram realizados pelo Centro Tecnológico de Hidráulica - USP ensaios em modelo reduzido, visando a determinação dos esforços hidrodinâmicos através do método indireto, ou seja medindo-se a distribuição da pressão ao longo das faces da comporta em função de sua abertura. Do mesmo modo foram obtidos os valores da pressão em diversos pontos da parede do conduto na região de instalação da comporta, bem como foram obtidos os valores das vazões para cada condição de abertura.

Para a realização da modelagem numérica foi adotado um domínio de cálculo bidimensional. A discretização do domínio foi feita utilizando-se elementos quadrilaterais isoparamétricos de quatro nós. Nesses elementos foi utilizada uma aproximação bilinear para as componentes da velocidade, enquanto a pressão foi considerada constante em todo elemento.

A malha para execução do cálculo foi criada por um gerador automático do programa FIDAP a partir da discretização do contorno do domínio de cálculo, permitindo a concentração de nós nas regiões de forte gradiente, conforme mostrado na Figura 2.

4. CONDIÇÕES DE CONTORNO NAS SEÇÕES DE ENTRADA E SAÍDA

Como condição de contorno na seção de entrada foi imposto um perfil de velocidade constante obtido a partir dos valores das vazões medidas nos ensaios em modelos reduzidos. Os valores de k-ε foram adotados como constantes através da seção de entrada, os quais correspondem a um escoamento totalmente desenvolvido em um tubo.

Na saída foi imposto gradiente igual a zero para todas os graus de liberdade com exceção da pressão, a qual foi imposta como constante através da seção de saída (A. Ruprecht, 1989).

5. CONDIÇÕES DE CONTORNO NAS PAREDES

A utilização do modelo de turbulência tipo k-ε impõe limitações quanto a modelagem da viscosidade na região afetada pela presença de um contorno sólido, uma vez que o mesmo só é válido para altos valores do número de Reynolds. Por outro lado, a utilização de um modelo de turbulência para baixo número de Reynolds requer um grande número de elementos na região próxima à parede, a fim de capturar as variações dos graus de liberdade nesta região, o que causaria um considerável aumento do esforço computacional.

A fim de contornar os problemas indicados acima, as regiões próximas aos contornos sólidos do domínio de cálculo são modeladas utilizando-se um tipo específico de elemento, o qual possui funções de forma especiais baseadas em perfis universais de variação para as regiões próximas às paredes e que dependem do número de Reynolds característico da turbulência, sendo automaticamente ajustadas ao longo da resolução do problema, a fim de representar com a precisão necessária as variações locais do escoamento. As equações de k e ε não são resolvidas nos elementos especiais, sendo utilizado para isso o modelo do comprimento de mistura de Van Driest.

6. SOLUÇÃO NUMÉRICA

A metodologia numérica adotada para a resolução do sistema de equações não lineares do problema proposto é o algoritmo segregado, no qual cada equação de conservação é resolvida separadamente de uma maneira seqüencial e desacoplada.

Neste algoritmo a matriz global do sistema é decomposta em sub-matrizes, sendo que cada uma governa as variáveis associadas a somente uma equação de conservação. Estas sub-matrizes são resolvidas de uma forma seqüencial utilizando o método de eliminação de Gauss. Como a armazenagem das sub-matrizes requer um menor espaço em disco, a solução segregada necessita de uma capacidade de memória bem menor que o método de solução das equações completamente acoplado.

A título de ilustração apresentamos abaixo o algoritmo segregado aplicado às equações de Navier-Stokes para um problema bidimensional, laminar:

$$k_U \cdot U - C_x \cdot P = f_U \qquad (7)$$

$$k_V \cdot V - C_y \cdot P = f_V \qquad (8)$$

$$C_x^T \cdot U + C_y^T \cdot V = 0 \qquad (9)$$

Onde k_U e k_V são matrizes que contém os termos de advecção e difusão e C_x e C_y e suas transpostas são os operadores gradiente da pressão e divergente da velocidade respectivamente. Por outro lado, f_U e f_V são vetores que contém as condições de contorno do problema.

Como no sistema de equações não lineares para um fluido incompressível não aparece uma equação explícita para a pressão, a mesma deve ser obtida substituindo-se a equação de continuidade por uma equação de pressão do tipo de Poisson, cuja solução é realizada de uma maneira incremental em cada iteração, para um dado vetor de correção de pressão ΔP.

O algoritmo segregado aplicado às equações (7) a (9), considerando-se o esquema de correção da pressão apresentado acima pode ser resumido da seguinte maneira:

- Adotar uma solução inicial para os campos de velocidade e pressão. Para i=0,1,2,3,... até a convergência fazer:

- Resolver a equação da pressão para ΔP.

$$\left[C_x^T \cdot \left(\tilde{k}_U^{-1}\right)^* \cdot C_x + C_y^T \cdot \left(\tilde{k}_V^{-1}\right)^* \cdot C_y\right] \cdot \Delta P^{i+\frac{1}{2}} = -C_x^T \cdot U^i - C_y^T \cdot V^i \qquad (10)$$

- Ajustar o campo de velocidade e incrementar a pressão através de:

$$U^{i+\frac{1}{2}} = U^i + \left(\tilde{k}_U^{-1}\right)^* \cdot C_x \cdot \Delta P^{i+\frac{1}{2}} \qquad (11)$$

$$V^{i+\frac{1}{2}} = V^i + \left(\tilde{k}_V^{-1}\right)^* \cdot C_y \cdot \Delta P^{i+\frac{1}{2}} \qquad (12)$$

$$P^{i+1} = P^i + (1+\alpha_p) \cdot \Delta P^{i+\frac{1}{2}} \qquad (13)$$

- Resolver a equação da quantidade de movimento na direção x para U:

$$\left[\left(\frac{\alpha_U}{1-\alpha_U}\right) \cdot \tilde{k}_U^* + k_U\right]^* \cdot U^{i+1} = f_x^* + C_x \cdot P^{i+1} + \left(\frac{\alpha_U}{1-\alpha_U}\right) \cdot \tilde{k}_U^* \cdot U^{i+\frac{1}{2}} \qquad (14)$$

- Resolver a equação da quantidade de movimento na direção y para V:

$$\left[\left(\frac{\alpha_V}{1-\alpha_V}\right) \cdot \tilde{k}_V + k_V\right]^* \cdot V^{i+1} = f_y^* + C_y \cdot P^{i+1} + \left(\frac{\alpha_V}{1-\alpha_V}\right) \cdot \tilde{k}_V^* \cdot V^{i+\frac{1}{2}} \qquad (15)$$

Nas equações acima, os subscritos i, i+1/2 e i+1 correspondem às iterações prévia, intermediária e à atual. Por outro lado, o sinal * indica uma expressão envolvendo o campo de variáveis atual. As matrizes $\tilde{k}$ são aproximações das respectivas matrizes k.

Os coeficientes α são fatores de relaxação que podem variar de 0 a 1.

7. RESULTADOS OBTIDOS

Os resultados da modelagem numérica são mostrados nas Figuras 3 a 6. Nas Figuras 3 e 5 apresenta-se a distribuição de velocidade para a comporta do aqueduto maior aberta a 30% e a 70% respectivamente. Do mesmo modo as Figuras 4 e 6 apresentam a distribuição de pressão.

Na Figura 3 pode-se observar um grande aumento da velocidade na região do cutelo da comporta, sendo que o gradiente de velocidade no domínio de cálculo a montante da mesma é pequeno. Este fato se traduz por uma importante perda de carga localizada na região onde está a comporta, o que pode ser facilmente observado na Figura 4. Neste caso pode-se dizer que praticamente somente a comporta controla a vazão de descarga. Por outro lado, na Figura 5 pode-se observar que há uma aceleração gradual do fluido no sentido montante-jusante, sendo que as perdas de carga localizadas na região da comporta são menos intensas. Tais resultados reproduzem o comportamento do escoamento verificado nos ensaios de modelo reduzido.

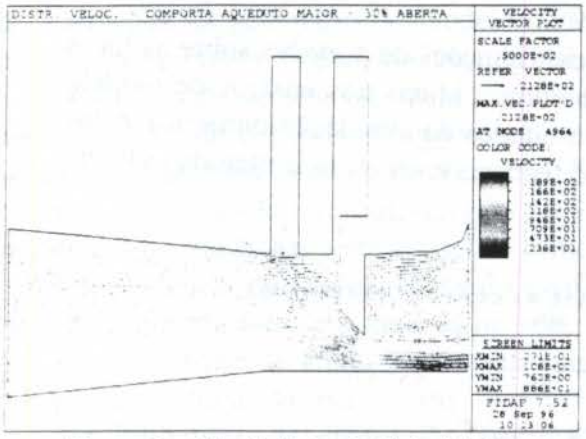


Figura 3: Distribuição de Velocidade - Comporta 30% Aberta

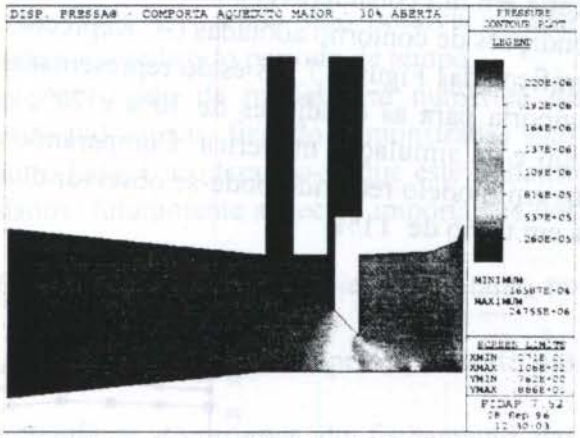


Figura 4: Distribuição de Pressão - Comporta 30% Aberta

Por outro lado, na Figura 6 pode-se evidenciar a influência das perdas de cargas localizadas, impostas pela redução da área de passagem do fluido entre a face montante da comporta e a parede do poço, no nível de pressão agindo na face superior da comporta. Tal resultado é amplamente discutido por (Sagar e Tullis, 1979) e (Naudascher, 1986) sendo um dos importantes fatores que determinam os esforços hidrodinâmicos.

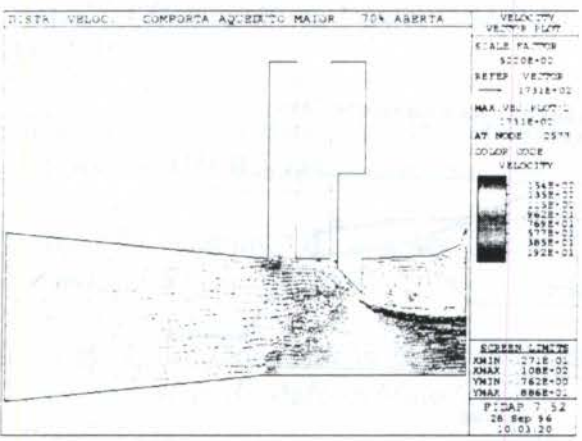


Figura 5: Distribuição de Velocidade - Comporta 70% Aberta

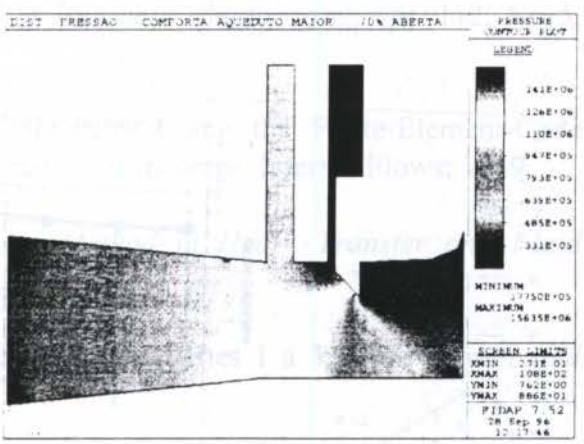


Figura 6: Distribuição de Pressão - Comporta 70% Aberta

Tanto na Figura 4 como na Figura 6 é possível verificar a variação da pressão na face inferior da comporta, na direção do escoamento, e que os valores das pressões nesta região são inferiores aos da face superior da mesma, o que implica em uma resultante vertical das forças de pressão orientada com sentido de cima para baixo, caracterizando um esforço do tipo downpull, reproduzindo qualitativamente os resultados obtidos durante os ensaios de modelo reduzido.

Na região superior, a jusante da comporta, obtém-se uma zona de alta recirculação e baixa pressão, a qual é maior para a comporta aberta a 30%. Como as condições de contorno aplicadas na seção de saída do domínio de cálculo eqüivalem a uma condição de gradiente igual a zero para todas a variáveis exceto para a pressão, imposta constante, estas condições de contorno não são totalmente aplicáveis, já que a zona de recirculação tende a se estender além do limite jusante do domínio de cálculo. A fim de reduzir a influência das condições de contorno de jusante seria necessário aumentar o domínio de cálculo para jusante, o que implicaria em um considerável aumento do esforço computacional, justificando a manutenção das condições de contorno adotadas (A. Ruprecht, 1989).

Nos gráficos das Figuras 7 e 8 estão representadas as distribuições de pressões sobre as faces da comporta para as condições de 30% e 70% de abertura, obtidas nos ensaios de modelo reduzido e na simulação numérica. Comparando os resultados da simulação numérica e dos ensaios em modelo reduzido pode-se observar que as diferenças entre os dois métodos são em média em torno de 11%.

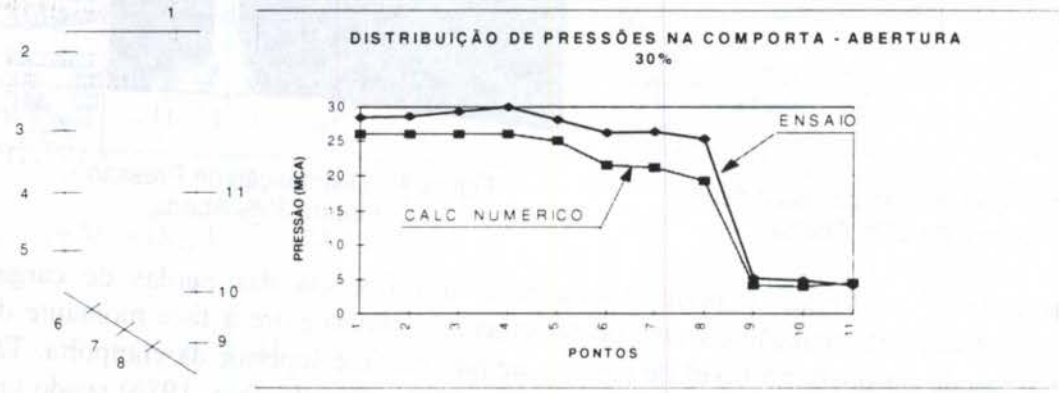


Figura 7: Distribuição de Pressão sobre a Comporta 30% Aberta

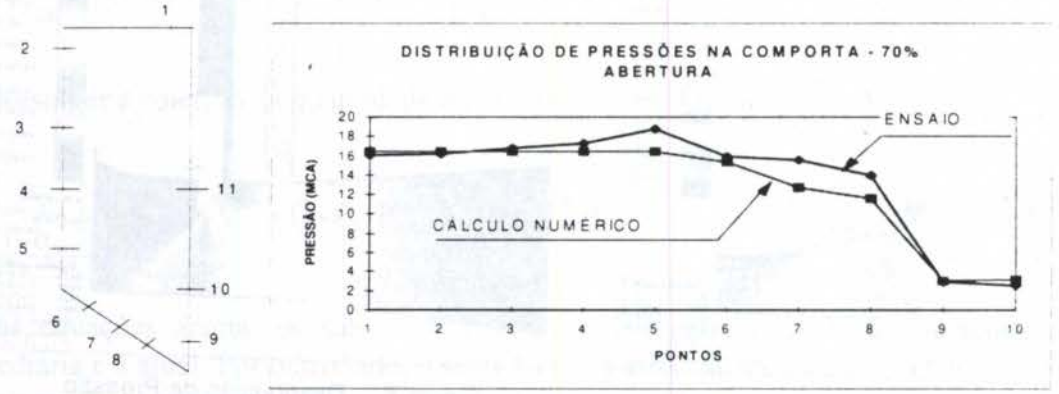


Figura 8: Distribuição de Pressão sobre a Comporta 70% Aberta

8. CONCLUSÕES

Foram apresentados e discutidos os principais pontos envolvidos na elaboração de um modelo numérico para cálculo dos esforços hidrodinâmicos em comportas hidráulicas.

Os resultados obtidos representam de maneira satisfatória o comportamento do escoamento, reproduzindo os resultados dos ensaios de modelo reduzido e confirmando as análise feitas em estudos anteriores. Por outro lado, considerando as limitações impostas sobre o modelo numérico, tais como abordagem bidimensional e domínio de cálculo truncado a jusante, bem como os erros de transposição dos resultados dos ensaios de modelo reduzido para o protótipo, pode-se concluir das Figuras 7 e 8, que os resultados numéricos reproduzem quantitativamente os resultados dos ensaios em modelo reduzido.

O modelo numérico apresentado envolveu um total de aproximadamente 150 horas-homem no preparo dos dados e obtenção e análise dos resultados, as quais seriam gastas em um período corrido de apenas um mês. Além disso, o modelo numérico permitiu a execução de alterações na geometria do modelo com grande facilidade, tendo sido possível estudar outras configurações do escoamento e da comporta em um reduzido período de tempo.

Assim, pode-se concluir pela viabilidade de utilização da modelagem numérica na previsão dos esforços hidrodinâmicos em comportas hidráulicas, ficando demonstradas suas potencialidades para este tipo de aplicação. Por outro lado, considerando-se que este trabalho encontra-se em sua fase inicial, deverão ser abordados futuramente aspectos importantes dos escoamentos através das comportas, tais como:

- a existência de configurações do escoamento apresentando superficies livres tanto no poço da comporta como a jusante da mesma;
- a introdução de efeitos tridimensionais que afetam o escoamento principalmente nas regiões das ranhuras das peças fixas;
- e introdução de efeitos de transitórios hidráulicos decorrentes do fechamento das comportas sob fluxo.

9. REFERÊNCIAS

Naudascher E., Asce M., Kobus H. E., Rao R. P. R.; Hydrodynamic Analysis for High- Head Leaf Gates; *Journal of Hydraulics Division*, May; pp. 155-191, 1964.

Naudascher E., Asce F., Rao P.V., Richter A., Vargas Patricio, Wonik Georg; Prediction and Control of Downpull on Tunnel Gates; *Journal of Hydraulic Engineering*; vol. 112; No 5; May; 1986.

Ruprecht A.; Calculation of the Draft Tube Geometry Using the Finite-Element-Code Fenfloss; *GAMM Workshop Lausanne*; 3D Computation of Incompr. Internal Flows; 1989.

Reddy J.N., Gartling D. K.; *The Finite Element Method in Heat Transfer and Fluid Dynamics*; CRC Press; 1994

Sagar B. T. A.; Downpull in High-Head Gate Installations; Partes 1 a 3; *Water Power and Dam Constructions*; Março a Maio; 1977.

Sagar B. T. A., Tullis J. P.; Downpull on Vertical Lift Gates; *Water Power and Dam Constructions*; Dezembro; 1979.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1444

ANÁLISE DE CAMADA LIMITE TURBULENTA TRIDIMENSIONAL EM PÁS DE TURBINAS HIDRÁULICAS / *TRIDIMENSIONAL TURBULENT BOUNDARY LAYER ANALYSIS ON HYDRAULIC TURBINE ROTOR BLADES*

MARCOS DAVID BLOCH* & JOSÉ CARLOS CESAR AMORIM¤
**Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Departamento de Energia, FEG – UNESP – Guaratinguetá*
12500-000 Guaratinguetá, SP, Brasil – E-mail: mbloch@feg.unesp.br
¤IME – Instituto Militar de Engenharia, Praia Vermelha
22290-270 Rio de Janeiro, RJ, Brasil – E-mail: jcamorim@ime.eb.br

Abstract

A numerical analysis has been developed for calculating viscous flows over arbitrary surfaces by solving the tridimensional turbulent boundary-layer equations. The governing equations are written in a general nonorthogonal coordinate system. The inviscid properties are obtained from the surface Euler equations. A simple algebraic model for Reynolds turbulent stresses is used to close the set of equations. The resulting equations are discretized and approximated by a two-point finite-difference numerical scheme. The procedure developed in this paper is validated for some standard test cases and applied for turbine rotor blades.

Keywords

camada limite/*boundary layer;* análise numérica/*numerical method;* escoamento turbulento 3-D/*3-D turbulent flow;* diferenças-finitas/*finite difference,* turbomáquinas/*turbomachinery.*

1. INTRODUÇÃO

Os métodos baseados na solução numérica das equações de Navier-Stokes não permitem o tratamento, de maneira eficaz e precisa, das camadas limites que se desenvolvem junto às superfícies arbitrárias tridimensionais devido às limitações da discretização impostas pela memória e velocidade de cálculo dos computadores atuais. Uma técnica eficaz, rápida e precisa para estudar estes escoamentos é a modelagem e análise de camada limite tridimensional.

No presente trabalho, um algoritmo foi desenvolvido para o cálculo de escoamentos viscosos sobre superfícies arbitrárias baseado na solução das equações de camada limite tridimensional e turbulenta. Para melhor representar as curvaturas das superfícies, um sistema de coordenadas curvilíneas não-ortogonais de superfície é utilizado.

As propriedades da camada limite fazem com que a escolha da malha seja dificultada se o escoamento for estudado nas variáveis físicas, sendo interessante utilizar-se uma transformação de variáveis nas equações de maneira a captar o crescimento da camada limite e mantê-la aproximadamente constante no espaço transformado. Uma generalização ao caso tridimensional das transformações de Levy-Lees foi escolhida para este estudo.

O cálculo de camada limite tridimensional faz intervir algumas propriedades e dificuldades que não estão presentes no caso bidimensional. Um cuidado especial deve ser

3911

tomado quando da formulação diferencial, de maneira a se considerar o princípio de zona de dependência e de influência, que são funções da natureza matemática das equações de camada limite tridimensional. A definição dos domínios de dependência e influência ditam as condições de entrada e de contorno a associar às equações de camada limite.

Um modelo de turbulência deve ser introduzido para representar os novos termos introduzidos pelo tensor de Reynolds e fechar o sistema de equações. Neste estudo, um modelo de turbulência algébrico do tipo comprimento de mistura é utilizado.

As equações diferenciais parciais que governam o desenvolvimento da camada limite são, então, discretizadas e aproximadas por um esquema de diferenças finitas de segunda ordem. O sistema de equações algébricas não-lineares acopladas resultante é linearizado pelo método de Newton e o sistema tridiagonal por blocos obtido pode ser facilmente resolvido.

O procedimento numérico proposto no presente trabalho é validado pela sua aplicação em alguns casos testes disponíveis na literatura. Posteriormente, ele é aplicado ao escoamento em pás de turbinas hidráulicas.

2. EQUAÇÕES DE CAMADA LIMITE

Considerando-se a superfície de um corpo arbitrário definido em um sistema de coordenadas cartesianas de referência (y^1, y^2, y^3), o sistema de coordenadas para a camada limite é definido sobre a superfície do corpo por um sistema de coordenadas curvilíneas não-ortogonais (x^1, x^2, x^3). Em geral, as linhas de $x^1 = \text{const.}$ e $x^2 = \text{const.}$ são não-ortogonais com um ângulo local ϑ entre elas, e a terceira coordenada x^3 é retilínea e normal à superfície. O sistema (x^1, x^2, x^3) é um sistema de coordenadas localmente monoclínico. Ele é unicamente relacionado com o sistema de coordenadas cartesianas; as relações são dadas pelos vetores de base do sistema x^j.

As equações de camada limite em um sistema de coordenadas curvilíneas não-ortogonais para um escoamento tridimensional, turbulento e permanente, incluindo os termos relativos às forças de Coriolis e centrífuga tem a seguinte forma:

Equação da Continuidade

$$\left(k_{01} v^1\right)_{,1} + \left(k_{02} v^2\right)_{,2} + \left(k_{03} v^3\right)_{,3} = 0 \qquad (1)$$

Equação da Q.D.M. em x^1

$$\frac{v^1}{h_1}\left(v^1\right)_{,1} + \frac{v^2}{h_2}\left(v^1\right)_{,2} + v^3\left(v^1\right)_{,3} + k_{11}\left(v^1\right)^2 + k_{12} v^1 v^2 + k_{13}\left(v^2\right)^2 + k_{14}\omega^3 v^1 + k_{15}\omega^3 v^2 +$$

$$(\omega)^2 R\left[k_{16}(R)_{,1} + k_{17}(R)_{,2}\right] = \frac{1}{\rho}\left\{k_{16}(p)_{,1} + k_{17}(p)_{,2} + \left[\mu\left(v^1\right)_{,3} - \rho\overline{v^{1'} v^{3'}}\right]_{,3}\right\} \qquad (2)$$

Equação da Q.D.M. em x^2

$$\frac{v^1}{h_1}\left(v^2\right)_{,1} + \frac{v^2}{h_2}\left(v^2\right)_{,2} + v^3\left(v^2\right)_{,3} + k_{21}\left(v^1\right)^2 + k_{22} v^1 v^2 + k_{23}\left(v^2\right)^2 + k_{24}\omega^3 v^1 + k_{25}\omega^3 v^2 +$$

$$(\omega)^2 R\left[k_{26}(R)_{,1} + k_{27}(R)_{,2}\right] = \frac{1}{\rho}\left\{k_{26}(p)_{,1} + k_{27}(p)_{,2} + \left[\mu\left(v^2\right)_{,3} - \rho\overline{v^{2'}v^{3'}}\right]_{,3}\right\} \quad (3)$$

Além destas equações, tem-se ainda algumas relações adicionais que estão definidas abaixo.

Relações para o Cisalhamento e Velocidade Total

$$\tau_{13} = \mu\left(v^1\right)_{,3} - \rho\overline{v^{1'}v^{3'}} = \left(\mu + \mu_t\right)\left(v^1\right)_{,3} \text{ e } \tau_{23} = \mu\left(v^2\right)_{,3} - \rho\overline{v^{2'}v^{3'}} = \left(\mu + \mu_t\right)\left(v^2\right)_{,3} \quad (4)$$

$$v_T^{\,2} = \left(v^1\right)^2 + \left(v^2\right)^2 + 2v^1 v^2 \cos\vartheta \quad (5)$$

No conjunto de equações apresentado acima, as velocidades v^1, v^2 e v^3 são as componentes contravariantes físicas da velocidade e são normalizadas com a velocidade do escoamento não-perturbado v_∞. As distâncias são adimensionalizadas por um comprimento de referência L_{ref}, as pressões pela pressão dinâmica ρv_∞^2. As distâncias e as velocidades normais à superfície são também multiplicadas pela raiz quadrada do número de Reynolds de referência $Re = \rho_\infty v_\infty L_{ref}/\mu_{ref}$. O efeito da turbulência sobre o escoamento principal é incorporado nas equações pela viscosidade turbulenta μ_t. Nas equações (1)-(3) os fatores métricos k_{mn} são funções do tensor métrico da superfície. A notação indicial é usada para representar as derivadas, por exemplo: $\left(v^1\right)_{,i} \equiv \partial v^1/\partial x^i$.

3. TRANSFORMAÇÃO DAS EQUAÇÕES

Para as camadas limites tridimensionais é interessante utilizar-se transformações nas equações de maneira a manter o crescimento da camada limite no espaço computacional aproximadamente constante e permitir o cálculo de uma família de soluções de similaridade para ser usada como condições de entrada para o início do cálculo. Amorim (1991) estudou algumas das transformações usadas na solução das equações de camada limite tridimensional.

Neste trabalho, a transformação proposta por Vatsa (1985) é utilizada. Esta transformação é uma extensão natural das variáveis de Levy-Lees aos escoamentos tridimensionais, as quais podem captar o crescimento da camada limite seja ela laminar ou turbulenta. As variáveis independentes são transformadas conforme as relações abaixo:

$$\zeta = \int_0^{x^1} q_0\, dx_1' \quad , \quad \xi = x^2 \quad \text{e} \quad \eta = \frac{v_e^{\,1} h_2}{\sqrt{2\zeta}} \int_0^{x^3} \rho\, dx^3 \quad (6)$$

onde: $q = \rho v_e^{\,1} h_1 h_2^{\,2} \left(\mu + \mu_t\right)_e$ (7)

q_0 é o valor de q para $x^2 = 0$, e o índice e refere-se ao contorno externo da camada limite.

4. PROPRIEDADES DAS EQUAÇÕES

O conjunto de equações apresentado na Seção 2 consiste de três equações diferenciais parciais acopladas, duas das quais são de segunda ordem e uma de primeira ordem. As propriedades dessas equações foram formalmente examinadas por Wang (1971). A análise

feita por Wang mostra que essas equações são parabólicas e por esta razão podem ser solucionadas por um algoritmo do tipo *forward marching*. Todavia, nota-se que existem dois conjuntos de características, um conjunto de superfícies normais à parede, e um conjunto de superfícies constituído pelas superfícies de corrente.

O conjunto de superfícies normais à parede é o equivalente tridimensional das linhas características normais à parede encontradas nas equações de camada limite bidimensional. Então, pode-se esperar que as condições de contorno devam ser aplicadas de maneira similar àquelas aplicadas ao caso bidimensional. O segundo conjunto de superfícies características, constituído pelas superfícies de corrente, produz as propriedades de caráter hiperbólico das equações de camada limite tridimensional. Destas superfícies, os conceitos de zona de influência e zona de dependência podem ser determinados. Estas zonas são determinadas construindo-se uma superfície de corrente do envelope de linhas de corrente passando através de uma linha perpendicular à superfície no ponto em questão. Desse modo, as condições iniciais para o problema são todas as propriedades do escoamento sobre uma superfície que não seja uma superfície de corrente. Estas condições iniciais são chamadas de condições de entrada pois a solução pode somente ser obtida a jusante dela. Assim, uma solução única das equações de camada limite tridimensional requer a especificação das condições de entrada ao longo de qualquer superfície de entrada e a especificação das condições de contorno similares àquelas empregadas para o caso bidimensional.

4.1 Condições de entrada

As condições de entrada são requeridas ao longo de duas superfícies de entrada. Estas condições podem ser especificadas a partir de resultados experimentais ou construídas a partir de relações analíticas. Uma aproximação alternativa é a geração de soluções utilizando os conceitos de similaridade local. Estas soluções são obtidas reduzindo-se as equações diferenciais parciais em três variáveis independentes para equações em duas variáveis independentes. Um caso especial pode ocorrer quando existir um plano de simetria para o escoamento. Este plano é uma superfície característica e requer um tratamento especial.

4.2 Condições de contorno

As condições de contorno são dadas por:

$$v^i\left(x^1, x^2, 0\right) = 0 \qquad i = 1,2,3 \tag{8}$$

No exterior da camada limite tem-se:

$$\lim_{x^3 \to \infty} v^j = v_e^j \qquad j = 1,2 \tag{9}$$

5. EQUAÇÕES DE EULER

A solução das equações de camada limite requerem a especificação das condições de contorno, v_e^1, v_e^2. Um procedimento de interface é usado para solucionar as equações de Euler de superfície para um dado campo de pressões do escoamento inviscido, assegurando consistência no contorno externo da camada limite. As equações de Euler de superfície podem ser obtidas das equações de camada limite tridimensional tomando-se o limite quando

$x^3 \to \infty$. Este método é superior à interpolação direta dos vetores velocidades a partir de uma discretização não-fina do escoamento invíscido para uma discretização fina do escoamento na camada limite, especialmente junto ao contorno onde a precisão é crítica. Assim, as condições de contorno são derivadas de um subconjunto das equações completas de camada limite tridimensional, garantindo a consistência e a compatibilidade.

6. MODELO DE TURBULÊNCIA

Nesta avaliação preliminar do método de cálculo, um modelo de turbulência algébrico será considerado. O modelo algébrico de Cebeci e Smith (1974) foi proposto originalmente para camadas limites bidimensionais. Uma extensão deste modelo ao caso tridimensional em um sistema de coordenadas não-ortogonais foi proposta por Cebeci *et al.* (1977). O modelo considera uma viscosidade turbulenta que é especificada em duas partes. Uma formulação do tipo comprimento de mistura é usada na região interna da camada limite,

$$(\mu_t)_i = \rho(lm)^2 (v_T)_{,3} \tag{10}$$

A derivada da velocidade total e o comprimento de mistura são dados respectivamente por:

$$(v_T)_{,3} = \left[(v^1)_{,3}^2 + (v^2)_{,3}^2 + 2\cos\vartheta\,(v^1)_{,3}(v^2)_{,3}\right]^{\frac{1}{2}} \quad \text{e} \quad lm = \kappa x^3 \left(1 - e^{-x^3/A}\right) \tag{11}$$

onde κ é a constante de von Karman, geralmente considerada igual a 0,4. O coeficiente A na função de Van Driest é dado por

$$A = 26 \frac{\mu_w}{\rho_w v_w} \left(\frac{\rho}{\rho_w}\right)^{\frac{1}{2}} \quad \text{com:} \quad v_w = \left(\frac{\tau_w}{\rho_w}\right)^{\frac{1}{2}} \quad \text{e} \quad \tau_w = \mu_w \left[(v_T)_{,3}\right]_{wall} \tag{12}$$

Na região externa, a viscosidade turbulenta é dada pelo modelo de Clauser na forma

$$(\mu_t)_o = \chi \rho l_o \tag{13}$$

onde χ é a constante de Clauser, geralmente considerada igual a 0,016 e l_o é uma escala representativa de comprimento dada por

$$l_o = \int_0^\infty x^3 (v_T)_{,3}\, dx^3 \tag{14}$$

7. DISCRETIZAÇÃO DAS EQUAÇÕES

As equações de camada limite transformadas descritas acima constituem um conjunto de equações diferenciais parciais não-lineares acopladas, as quais foram discretizadas e aproximadas por expressões de diferenças finitas antes que a solução numérica destas equações pudesse ser obtida. Várias referências podem ser encontradas sobre este assunto e diferentes graus de esquemas de diferenças finitas têm sido estudados. Uma revisão bibliográfica detalhada é apresentada por Smith (1982). No presente método utiliza-se o

esquema box proposto por Cebeci *et al.* (1977), que é um esquema consistente de segunda ordem. Neste caso, uma malha regular é usada no espaço transformado. Definem-se (I, J, K) pontos na malha com espaçamentos $(\Delta\zeta, \Delta\xi, \Delta\eta)$ nas três direções. Índices (i, j, k) são usados para representar o valor de uma grandeza em um determinado ponto da malha. As formas discretizadas das equações são centradas no ponto $P\left(i-\frac{1}{2}, j-\frac{1}{2}, k-\frac{1}{2}\right)$.

8. SOLUÇÃO NUMÉRICA

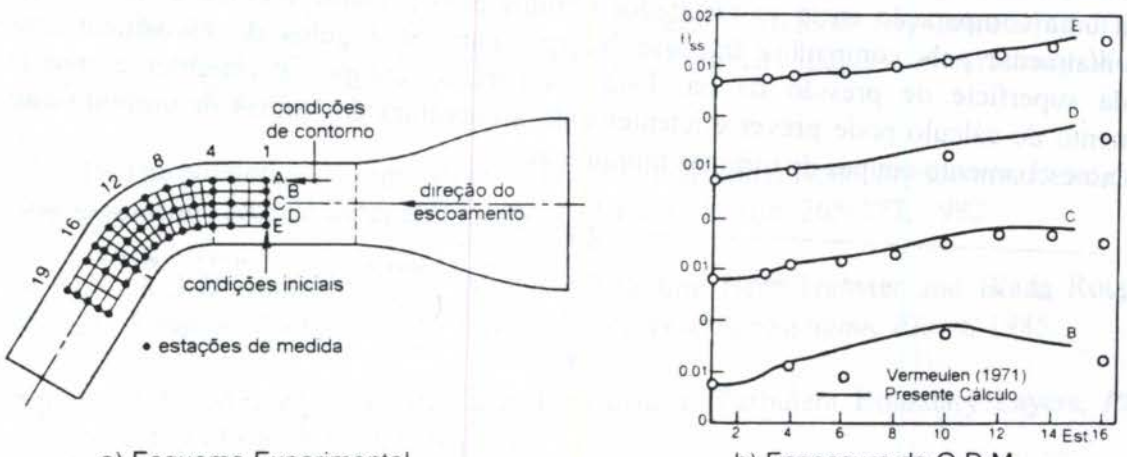
Quando as expressões de diferenças finitas são substituídas nas equações de camada limite, obtém-se um conjunto de equações algébricas não-lineares acopladas, cuja solução numérica requer um procedimento iterativo. Os termos não-lineares são quasi-linearizados para reduzir o número de iterações necessárias para obter a solução. O conjunto resultante de equações algébricas lineares é solucionado por um procedimento de inversão de matrizes tridiagonais por blocos.

9. RESULTADOS OBTIDOS

9.1 Escoamento em um duto curvo

Vermeulen (1971) realizou uma das mais completas investigações experimentais para o estudo de escoamentos em camada limite tridimensional em um duto curvo. O esquema experimental, com as estações de medidas é mostrado na Figura 1a. Os perfis de velocidade longitudinais iniciais foram gerados usando as correlações de Whitfield e os perfis de velocidade transversais usaram a representação de Mager.

O presente método foi utilizado para o cálculo do escoamento sobre a parede superior do duto, da estação 1 a 15 na direção principal e da linha A a E na direção transversal do escoamento. A distribuição obtida para a espessura de quantidade de movimento é comparada com os resultados experimentais na Figura 1b, apresentando uma boa concordância. Estes resultados confirmam o potencial do método proposto para tratar escoamentos com fortes curvaturas que ocorrem comumente em rotores de turbomáquinas.



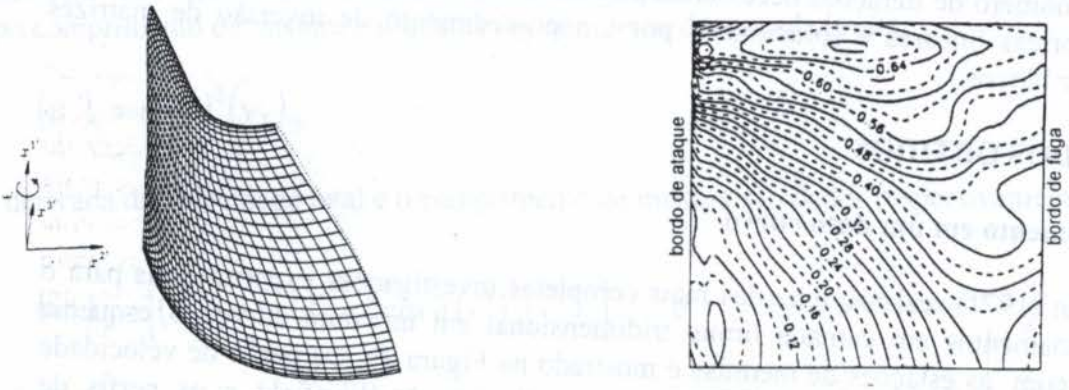
a) Esquema Experimental b) Espessura da Q.D.M.

Figura 1: Escoamento em um Duto Curvo

uto, da estação 1 a 15 na direção principal e da linha ... mento é comparada

9.2 Escoamento em pás de turbina francis

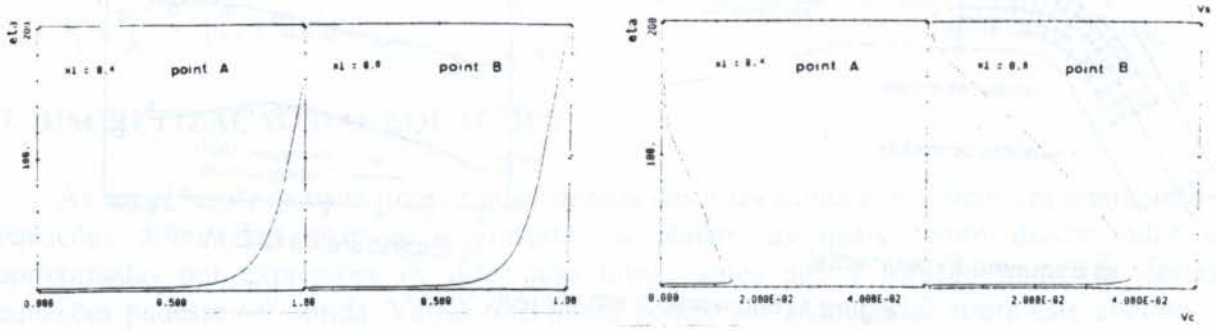
Esforços foram feitos para modelar a camada limite turbulenta tridimensional sobre uma pá de um rotor de turbina Francis. A geometria da pá e a malha usada para a solução do escoamento estão mostradas na Figura 2a. A malha consiste de 40 pontos na direção principal do escoamento, do bordo de ataque ao bordo de fuga, 40 pontos ao longo da direção transversal e 45 pontos na direção normal, perpendicular à superfície da pá. As condições de contorno foram calculadas usando as equações de Euler de superfície, com o campo de pressões do escoamento invíscido como entrada. O cálculo da camada limite iniciou-se com as condições de entrada obtidas de soluções de similaridade local das equações de camada limite. A progressão do cálculo se faz ao longo da direção longitudinal do escoamento, do bordo de ataque ao bordo de fuga, para um plano x^2 constante que vai no núcleo à carcaça.



a) Geometria da Pá e Malha Utilizada b) Campo de Pressões na Superfície de Sucção

Figura 2: Escoamento em Pás de Turbina Francis

O escoamento na camada limite é influenciado pelo gradiente de pressão e pela força de Coriolis. O campo de pressões para a superfície de sucção das pás é mostrado na Figura 2b. Uma característica interessante do escoamento é a representação da evolução dos perfis de velocidade na camada limite. Na Figura 3 são mostrados os perfis de velocidade na camada limite no plano médio da superfície de sucção da pá, em dois pontos: ponto A a 40% e ponto B a 80% da corda. Pode-se evidenciar o aparecimento do escoamento transversal. A Figura 4 apresenta uma comparação entre os resultados obtidos pelo presente método e os obtidos experimentalmente pela companhia francesa Neyrpic para os ângulos do escoamento na parede da superfície de pressão da pá. Esta comparação comprova claramente que o procedimento de cálculo pode prever eficientemente a curvatura das linhas de corrente que ocorrem no escoamento em pás de turbinas hidráulicas.



a)Velocidades Longitudinais b) Velocidades Transversais

Figura 3: Perfis de Velocidade na Superfície de Sucção da Pá

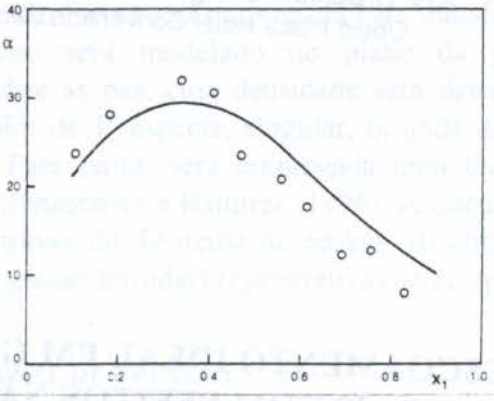


Figura 4: Ângulos do Escoamento na Superfície de Pressão da Pá

10. COMENTÁRIOS E CONCLUSÕES

O método de solução desenvolvido neste trabalho foi utilizado para o cálculo do escoamento viscoso turbulento tridimensional em alguns casos testes, e boas comparações foram obtidas. Entretanto, um trabalho adicional deve ser feito, especialmente nas áreas da modelagem da turbulência para melhorar as previsões quantitativas dos escoamentos mais complexos. No caso de turbomáquinas, os modelos clássicos de turbulência com uma viscosidade turbulenta isotrópica representam corretamente o escoamento médio mas, para levar em conta os efeitos da rotação sobre a estrutura da turbulência na camada limite, um modelo com uma viscosidade turbulenta anisotrópica é necessário.

11. REFERÊNCIAS

Amorim, J.C.C. Modélisation de Couches Limites Tridimensionnelles dans les Turbomachines, *Thèse de Doctorat de l'INPG.* Institut National Polytechnique de Grenoble, France, 1991.

Cebeci, T. and Smith, A.M.O. *Analysis of Turbulent Boundary Layers,* Academic Press, New York, 1974

Cebeci, T.; Kaups, K.; and Ramsey, J.A. A General Method for Calculating Three-Dimensional Compressible Laminar and Turbulent Boundary Layers on Arbitrary Wings, *NASA Contractor Report 2777*, 1977.

Smith, P.D. The Numerical Computation of Three-Dimensional Boundary Layers, *Proc. of the IUTAM Symposium on 3-D Turbulent Boundary Layers* , Berlin, 265-277, 1982.

Vatsa, V.N. A 3-D Boundary-Layer Analysis Including Heat Transfer and Blade Rotation Effects, *3rd Symp. on Numerical and Physical Aspects of Aerodynamic Flows,* 1985.

Vermeulen, A.J. Measurements of Three-Dimensional Turbulent Boundary Layers, *Ph.D. Thesis*, University of Cambridge, U.K., 1971

Wang, K.C. On the Determination of the Zones of Influence and Dependence for Three-Dimensional Boundary Layer Equations, *Journal of Fluid Mechanics,* Vol.48, 397-404, 1971.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1404

ANÁLISE DO ESCOAMENTO IDEAL EM GRADES REGENERATIVAS TOROIDAIS COM EFEITOS NÃO-INERCIAIS / *ANALYSIS OF THE IDEAL FLOW IN REGENERATIVE TOROIDAL CASCADES INCLUDING NON-INERTIAL EFFECTS*

RAMIRO G. RAMIREZ CAMACHO, NELSON MANZANARES FILHO & SEBASTIÃO VARELLA
Departamento de Engenharia Mecânica - EFEI - Av. B.P.S., 1303
CEP 37500-000 Itajubá MG, Brasil - E-mail: nelson@iem.efei.rmg.br

Abstract

An ideal rotational flow model for regenerative toroidal cascades with thin blades including non-inertial effects is presented. A conformal mapping is applied in order to transform the toroidal cascade surface in a plane cascade. Vortex distributions are employed to simulate the blade perturbation in the transformed plane. The vortex intensity is calculated by numerically solving an integral equation representative of the relative flow tangency on the blades. The resultant blade circulation is related to the absolute vorticity on the physical toroidal surface. This vorticity creates the circunferencial pressure gradient of a regenerative turbomachine and this fact motivates the present research. Illustrative results for the vorticity and the slip factor are presented as a function of the main geometric parameters of the toroidal cascade.

Keywords

regenerative cascades; toroidal surfaces; non-inertial effects; vorticity.
grades regenerativas; superficies toroidais; efeitos não-inerciais; vorticidade.

1. INTRODUÇÃO

Em publicações anteriores, foi proposto um modelo para a análise do escoamento ideal, com vorticidade uniforme, através de grades de pás retas e finas (Manzanares e Ramirez, 1995 e 1996). Naquelas oportunidades, foi elaborado o conceito de *grade regenerativa*, tendo por motivação a aplicação às máquinas de fluxo regenerativas (MFR). O escoamento foi considerado plano, permanente e sem efeitos não-inerciais. Os casos limites de número infinito de pás e de pá isolada foram tratados analiticamente. Para os casos intermediários, aplicou-se uma técnica numérica de vórtices discretos sobre as pás, validada por intermédio de resultados analíticos existentes para o escoamento potencial em grades (Weinig, 1964).

Por outro lado, nas situações reais das MFR, as partículas de fluido seguem trajetórias hélico-toroidais: sua posição radial varia periodicamente, sendo inerentes os efeitos não-inerciais. Além disso, o escoamento absoluto é não-permanente, em virtude da passagem periódica das pás. No presente trabalho, portanto, a modelagem apresentada nos trabalhos anteriores será estendida para tratar o escoamento em *grades regenerativas toroidais*, com pás infinitamente finas, incluindo os efeitos não-inerciais. Com isso, pretende-se constituir uma metodologia mais realística e consistente nas aplicações às MFR.

Inicialmente, serão feitas considerações sobre as componentes de vorticidade do escoamento sobre uma superfície de revolução toroidal e sua relação com o gradiente de

pressão. Uma transformação conforme será empregada para transformar a grade toroidal numa grade linear. O escoamento será modelado no plano da grade linear, utilizando-se distribuições de vórtices sobre as pás, cuja densidade será determinada resolvendo-se uma equação integral de Fredholm de 1ª espécie, singular, oriunda da condição de tangência do escoamento sobre as pás. Para tanto, será empregada uma técnica numérica de vórtices concentrados, já validada (Manzanares e Ramirez ,1996). A circulação em torno das pás será relacionada à vorticidade através do Teorema de Stokes. Resultados para a vorticidade e o fator de escorregamento de grades toroidais regenerativas serão apresentados e discutidos.

2. VORTICIDADE E GRADIENTE DE PRESSÃO

Na formulação do escoamento em máquinas de fluxo, é conveniente considerar as superfícies de corrente (S1) com sendo de revolução (Wu, 1952). No caso das MFR, essas superfícies são toroidais, Fig. 1. Um ponto qualquer do escoamento é localizado pelas coordenadas (σ, n, $r\varphi$), sendo σ a coordenada ao longo da projeção da linha de corrente no plano meridional (coordenada meridional), n a coordenada normal à linha de corrente e φ a coordenada angular em relação ao eixo de rotação da máquina; r é o raio do ponto com referência ao eixo de rotação. Note-se que, fixada uma superfície de corrente, o raio será função da coordenada meridional, $r = r(\sigma)$, o mesmo ocorrendo com o ângulo entre a velocidade e a direção axial, $\chi=\chi(\sigma)$. Com base nesse sistema, o vetor velocidade absoluta é escrito como (C_σ, 0, C_φ), sendo C_σ a componente meridional e C_φ a componente tangencial. As componentes radial e axial da velocidade são dadas por $C_r=C_\sigma \operatorname{sen}\chi$ e $C_z = C_\sigma \cos\chi$. As componentes da vorticidade absoluta $\vec{\omega} = \nabla \times \vec{C} =$ (ω_φ , ω_σ , ω_n), são dadas por (Eremeef, 1974):

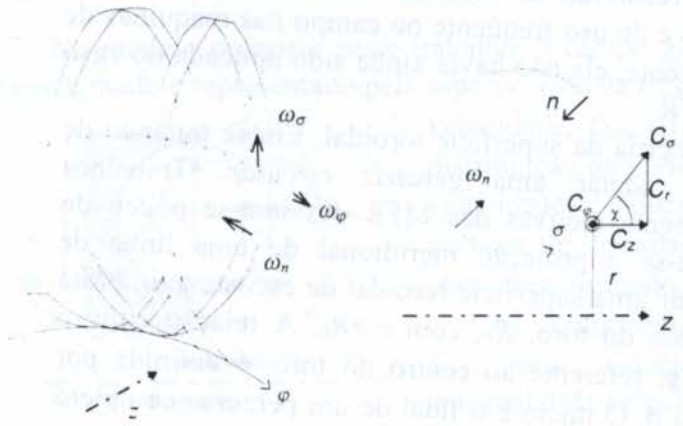


Figura 1- Componentes de vorticidade e velocidade sobre uma superfície de corrente toroidal

$$\omega_\varphi = \frac{\partial C_r}{\partial z} - \frac{\partial C_z}{\partial r}\ ;\quad \omega_n = -\frac{1}{r}\frac{\partial (r\,C_\varphi)}{\partial \sigma} + \frac{1}{r}\frac{\partial C_\sigma}{\partial \varphi}\ ;\quad \omega_\sigma = \frac{1}{r}\frac{\partial (r\,C_\varphi)}{\partial n} - \frac{C_\sigma}{r}\frac{\partial \chi}{\partial \varphi}\ . \qquad \text{(1abc)}$$

Para o escoamento numa dada superfície (S1), isto é, com n fixo, a componente de vorticidade ω_n normal à superfície toroidal será a única relevante. Ela se relaciona diretamente com o gradiente tangencial de pressão, $\partial p/\partial \varphi$, típico das MFR (Varella (1981):

$$\omega_n = \frac{1}{r\rho C_\sigma}\frac{\partial p}{\partial \varphi}\ , \qquad (2)$$

sendo ρ a densidade do fluido. Note-se que o gradiente tangencial de pressão é proporcional à vorticidade e à componente meridional da velocidade, C_σ. Na teoria de grade desenvolvida no presente trabalho, o valor médio de C_σ deve ser prescrito arbitrariamente para que se possa determinar a vorticidade e o gradiente de pressão.

A vorticidade ω_n será considerada constante na superfície toroidal do escoamento. Uma argumentação plausível para essa hipótese é a seguinte: considere um circuito fechado na superfície toroidal, formado por um conjunto de partículas. Sendo conservativas todas as forças atuantes sobre o fluido, o Teorema de Kelvin garante que a circulação do circuito não varia à medida que as partículas se deslocam. Supondo que o circuito seja elementar, o Teorema de Stokes dirá que a circulação é igual ao produto do elemento de área envolvido pelo circuito pela componente normal da vorticidade, ω_n. Como a área deverá permanecer constante ao longo do movimento, devido à incompressibilidade do fluido, ω_n deverá conservar-se ao longo da trajetória das partículas.

3. TRANSFORMAÇÃO DA GRADE TOROIDAL EM GRADE LINEAR.

A determinação do campo de escoamento pode ser feita resolvendo-se as equações da continuidade e da vorticidade diretamente sobre a superfície toroidal (S1). Neste trabalho, todavia, optou-se por aplicar a transformação conforme descrita por Eremeef (1974), que mapeia a superfície toroidal (*superfície física*), numa superfície plana (*plano transformado*). Dessa forma, a grade real da superfície física se transforma numa grade linear no plano transformado. As equações da continuidade e da vorticidade são também transformadas, e o problema cinemático pode ser formulado e resolvido de maneira mais simples no plano transformado. Note-se que essa transformação é de uso freqüente no campo das máquinas de fluxo convencionais do tipo misto. Aparentemente, ela não havia ainda sido aplicada no caso de superfícies toroidais representativas das MFR.

A função geratriz, $r(\sigma)$, define a geometria da superfície toroidal. Em se tratando de uma primeira abordagem, é conveniente adotar uma *geratriz circular*. Trabalhos experimentais indicam que as linhas de corrente efetivas das MFR desviam-se pouco do formato circular (Varella, 1981). Considere-se a projeção meridional de uma linha de corrente, como mostrado na Fig.2. Para definir uma superfície toroidal de escoamento, basta fornecer o raio do centro do toro, r_c, e o raio do toro, R_0, com $r_c > R_0$. A relação entre a coordenada meridional σ e o ângulo polar ϕ, referente ao centro do toro, é definida por $r(\sigma)=r(\sigma(\phi))=r(\phi)= r_c - R_0 \operatorname{sen} \phi$., com $\sigma = R_0 \phi$. O início e o final de um percurso completo podem ser fixados em $\phi = 0$ e $\phi = 2\pi$, correspondendo a um ponto eqüidistante entre os bordos de ataque ($\phi = \pi/2$) e de fuga ($\phi = 3\pi/2$). Destas considerações geométricas, é possível desenvolver as seguintes relações de transformação entre as coordenadas (σ , φ) da superfície toroidal e as coordenadas (x , y) do plano transformado:

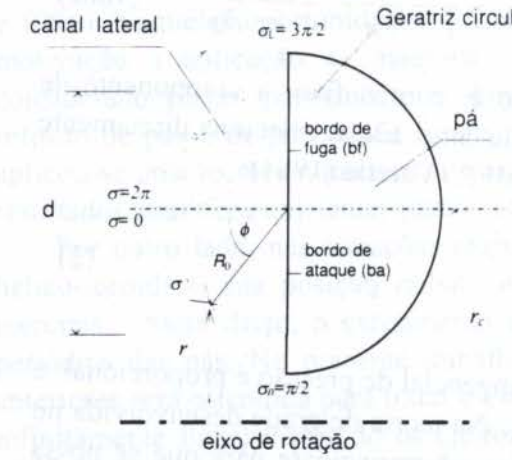


Figura 2 - Projeção meridional do escoamento em uma Máquina de Fluxo Regenerativa

$$x = \frac{Z_R t}{2\pi} \int_{\pi/2}^{\phi} \frac{R_0 d\phi'}{r_c - R_0 \operatorname{sen} \phi'} \quad , \quad y = R_0 \varphi \, . \tag{3a,b}$$

onde Z_R representa o número de pás e t o passo da grade linear no plano transformado. Maiores detalhes podem ser encontrados no trabalho de Ramirez (1996).

As equações da continuidade e da vorticidade para o escoamento incompressível sobre uma superfície de corrente S1 de

revolução são as seguintes:

$$\frac{1}{r}\frac{\partial C_\sigma}{\partial \sigma}+\frac{1}{r}\frac{\partial (rC_\varphi)}{\partial \varphi}=0\,, \qquad \frac{1}{r}\frac{\partial C_\sigma}{\partial \varphi}-\frac{1}{r}\frac{\partial (r\,C_\varphi)}{\partial \sigma}=\omega_n \quad . \tag{4 ab}$$

Aplicando-se as relações de transformação e a condição de preservação das circulações, as equações anteriores se transformam nas seguintes:

$$\frac{\partial C_x}{\partial x}+\frac{\partial C_y}{\partial y}=0\,, \qquad \frac{\partial C_x}{\partial y}-\frac{\partial C_y}{\partial x}=\left(\frac{2\pi}{Z_R t}\right)^2 r^2\omega_n\,. \tag{5 ab}$$

onde C_x , C_y representam as componentes de velocidade transformadas (Eremeef, 1974). Verifica-se que o escoamento no plano transformado também será incompressível e rotacional, porém com uma *vorticidade transformada*, não constante, dada pelo 2° membro da Eq. (5 b).

4. Modelo para o Campo de Velocidades e Determinação da Vorticidade.

No modelo proposto neste trabalho, o campo global de velocidades absolutas no plano transformado é representado pela superposição de três campos parciais: (I) campo uniforme de velocidade, C_∞; (II) campo de velocidades induzidas pela distribuição da vorticidade transformada, C_ω; (III) campo de velocidades induzidas por distribuições contínuas de vórtices de densidade $\gamma(\xi)$ sobre as pás da grade linear no plano transformado, C_γ. .

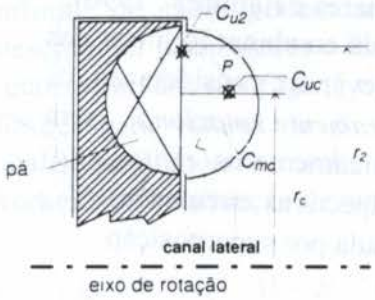


Figura 3 - Convenções sobre a superfície toroidal

As componentes de velocidade do campo (I), $C_{\infty x}$ e $C_{\infty y}$, estão associadas às componentes meridional e tangencial da velocidade absoluta no plano físico, C_{mc} e C_{uc} determinadas numa posição do canal lateral de raio r_c, sobre a geratriz do toro (ponto P na Fig. 3). A utilização dessa posição é conveniente, devido à eqüidistância em relação aos bordos de ataque e de fuga das pás:

$$C_{\infty x}=\frac{2\pi r_c}{Z_R t}C_{mc}\;,\; C_{\infty y}=-\frac{2\pi r_c}{Z_R t}C_{uc} \tag{6ab}$$

O campo de velocidades induzidas pela vorticidade transformada pode ser calculado aplicando-se a lei de Biot-Savart ao escoamento no plano transformado (Ramirez, 1996):

$$C_{\omega x}=0\,,$$

$$C_{\omega y}=\omega_n R_0\left(\frac{2\pi}{Z_R t}\right)\left\{R_0\cos\phi+r_c\phi-R_0-r_c\pi\right\} \tag{7 ab}$$

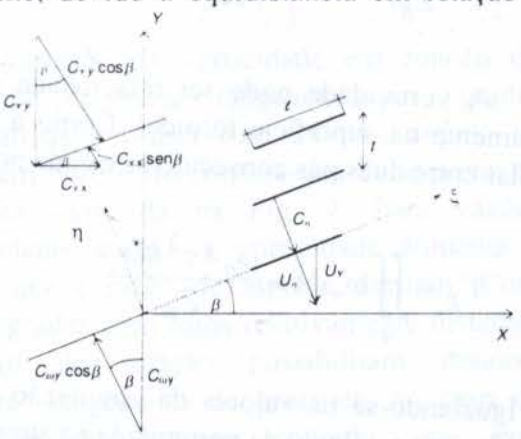


Figura 4 - Componentes de velocidades normais à pá

O campo global de velocidades absolutas na direção *normal* à superfície da pá (direção η na Fig 4), é obtido fazendo-se a superposição dos campos parciais: $C_\eta = C_{\gamma\eta} + C_{\omega\eta} + C_{\infty\eta}$. Sendo Ω a velocidade angular do rotor, a velocidade tangencial física da pá tem magnitude Ωr. Aplicando-se a transformação da velocidades e considerando a convenção da Fig. 4, resulta a velocidade tangencial da pá no plano transformado, $U_y = -(2\pi/Z_R\, t)\Omega(r_c - R_0 \operatorname{sen}\phi)^2$. Pela condição de impenetrabilidade, a componente da velocidade relativa normal à pá deve se anular, $W_\eta = 0$. Logo, as componentes normais da velocidade absoluta do fluido e da pá devem ser iguais: $C_\eta = U_\eta$., obtendo-se, $C_{\gamma\eta} = -C_{\omega\eta} - C_{\infty\eta} + U_\eta$.. Levando nesta ultima expressão as Eqs.(6 ab), (7 ab), junto com a expressão da velocidade induzida pelas distribuições de vórtices e considerando ainda que $C_\eta = C_y \cos\beta - C_x \operatorname{sen}\beta$. e $U_\eta = U_y \cos\beta$, resulta a seguinte equação integral de Fredholm de 1ª espécie, singular, para a densidade de vórtices $\gamma(\xi)$ sobre a corda das pás no plano transformado:

$$\int_0^\ell \gamma(\xi')K(\xi,\xi')d\xi' = -\omega_n R_0{}^2 (\frac{r_c}{R_0})(\frac{2\pi}{Z_R t})\left[\frac{R_0}{r_c}(\cos\phi - 1) + \phi - \pi\right]\cos\beta +$$

$$-\frac{2\pi}{Z_R t} r_c (C_{mc}\operatorname{sen}\beta - C_{uc}\cos\beta) - \frac{2\pi}{Z_R t}\Omega R_0{}^2 (\frac{r_c}{R_0})^2\left[1 - \frac{R_0}{r_c}\operatorname{sen}\phi\right]^2 \cos\beta \qquad (8)$$

A componente normal das velocidades induzidas pela distribuição de vórtices sobre as pás, $C_{\gamma\eta}$, é dada pela integral do primeiro membro da Eq. (8) (Manzanares e Ramirez , 1996).

É conveniente determinar a solução geral da Eq. (8) através da combinação linear das seguintes soluções básicas: i) solução γ_0, *puramente potencial*, sem levar em consideração os efeitos da vorticidade e da rotação da máquina; ii) solução $\gamma_{\omega n}$, *puramente rotacional*, sem levar em conta a rotação das pás: iii) solução γ_Ω, considerando unicamente os *efeitos não-inerciais* de rotação da grade. Determinadas essas soluções, e as respectivas circulações, Γ_0 , $\Gamma_{\omega n}$, Γ_Ω , a circulação Γ_p correspondente à solução geral é determinada por superposição:

$$\Gamma_p = (\frac{2\pi\ell}{Z_R t})\Omega r_c{}^2 \left\{ -(\frac{C_{uc}}{\Omega r_c}\cos\beta - \frac{C_{mc}}{\Omega r_c}\operatorname{sen}\beta)\Gamma_0 + \frac{\omega_n}{\Omega}(\frac{R_0}{r_c})\pi\cos\beta\,\Gamma_{\omega_n} + \cos\beta\,\Gamma_\Omega \right\} \qquad (9)$$

A vorticidade pode ser relacionada à circulação aplicando-se o teorema de Stokes diretamente na superfície toroidal. Como a vorticidade física é constante, e a área do toro circular entre duas pás consecutivas é dada por $A_T = 2\pi R_0 (2\pi / Z_R) r_c$, resulta:

$$\Gamma_p = \iint_A \omega_n dA = \frac{\omega_n 4\pi^2 R_0 r_c}{Z_R} \qquad (10)$$

Igualando-se os valores da circulação das expressões (9) e (10), obtém-se a seguinte fórmula para o cálculo da vorticidade na superfície física:

$$\frac{\omega_n}{\Omega} = \frac{r_c}{R_0}\frac{\cos\beta\,\Gamma_\Omega - (\Phi_u\cos\beta - \Phi_m\operatorname{sen}\beta)\Gamma_0}{2\pi\frac{t}{\ell} - \pi\cos\beta\,\Gamma_{\omega_n}} \quad , \qquad (11)$$

onde Φ_u e Φ_m são os coeficientes de vazão tangencial e meridional, respectivamente, definidos como: $\Phi_u=C_{uc}/\Omega r_c=C_{uc}/U_c$, $\Phi_m=C_{mc}/\Omega r_c=C_{mc}/U_c$. Determinada a vorticidade, o gradiente tangencial de pressões da grade toroidal resulta diretamente na Eq. (2).

As circulações básicas foram calculadas através de uma técnica numérica de vórtices concentrados, descrita e validada no trabalho de Manzanares e Ramirez (1996). A circulação Γ_0, correspondente ao diagrama de Weinig (1964) para o escoamento potencial em grades de placas planas serviu de base para a validação. Nas Figs. 5 e 6 estão apresentados diagramas similares para as circulações $\Gamma_{\omega n}$ e Γ_Ω, mostrando a sua variação com a razão de espaçamento da grade, t/ℓ (passo/corda), tendo o ângulo de montagem β como parâmetro e fixando-se a razão de aspecto do toro em $R_0/r_c=1/2$. As máquinas de fluxo regenerativas normalmente são construídas com $\beta=90^o$.

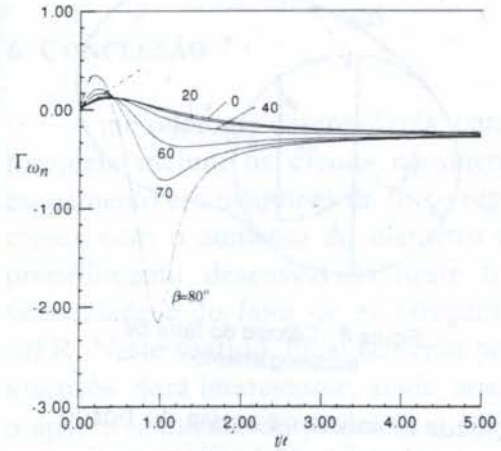


Figura 5 - Circulação adimensional básica $\Gamma_{\omega n}$ para $R_0/r_c=1/2$.

Salienta-se que os valores da circulação Γ_Ω são substancialmente maiores que os de Γ_0. indicando que a rotação da grade pode provocar um forte efeito no carregamento das pás. (Ramirez, 1996).

Os limites assimptóticos para $t/\ell \to 0$ (número infinito de pás), podem ser obtidos da maneira descrita por Manzanares e Ramirez (1996). As linhas retas mostradas nas Figs. 5 e 6 correspondem a esses limites para valores de β iguais a 0^0 e 80^0. Da análise assimptótica, resulta a seguinte expressão da vorticidade na situação de número infinito de pás:

$$\left(\frac{\omega_n}{\Omega}\right)_\infty = \frac{r_c}{R_o}\,\frac{\left(1+R_0/r_c\right)^2 - \Phi_u + \Phi_m \tan\beta}{\pi/2 + R_o/r_c} \qquad (12)$$

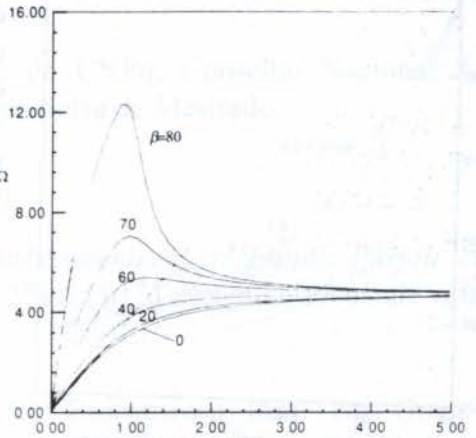


Figura 6.- Circulação adimensional básica Γ_Ω para $R_0/r_c=1/2$.

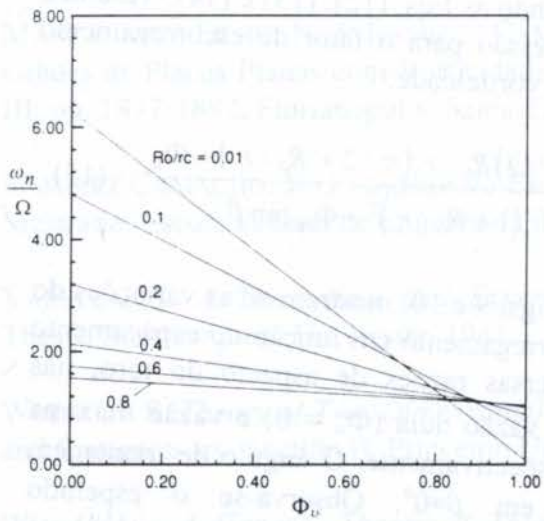


Figura 7 - Variação da vorticidade com a vazão, $Z_R=24$, ($\beta=0^0$).

A variação da vorticidade em função do coeficiente de vazão tangencial, para grades regenerativas toroidais com 24 pás, ângulo de montagem nulo e diversas razões de aspecto do toro está mostrada na Fig. 7. Para vazões relativamente baixas, a vorticidade aumenta à medida que a razão de aspecto diminui. Com isso, as grades com toros relativamente distantes do eixo de rotação possibilitam maiores gradientes tangenciais de pressões, no caso de baixas vazões. Note-se, contudo, que esse comportamento se inverte para vazões mais próximas da vazão máxima, correspondente a $\Phi_u=1$. O cruzamento das curvas sugere a possibilidade de que o modelo possa ser aplicado

de maneira consistente a diversas superfícies de corrente de uma mesma máquina de fluxo regenerativa nas situações de maiores vazões. Normalmente, as condições nominais das MFR ocorrem para vazões relativamente altas (Φ_u>0,7).

5. FATOR DE ESCORREGAMENTO

Em geral, a quantificação do efeito do número de pás das máquinas de fluxo em relação à situação de número infinito de pás é feita através do fator de escorregamento, ε ("slip factor"). Existem diversas definições do fator de escorregamento na literatura. Neste trabalho, será empregada a seguinte definição:

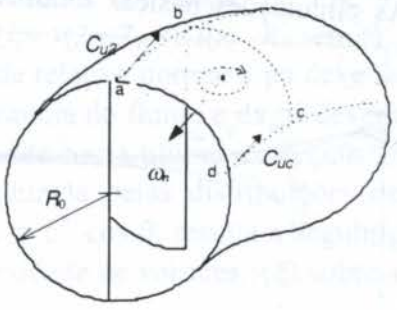


Figura 8 - Cálculo do fator de escorregamento.

$$\varepsilon = C_{u2} / (C_{u2})_\infty , \qquad (13)$$

onde C_{u2} representa a componente tangencial média da velocidade absoluta na aresta do bordo de fuga das pás e $(C_{u2})_\infty$ é a mesma grandeza no caso de número infinito de pás.

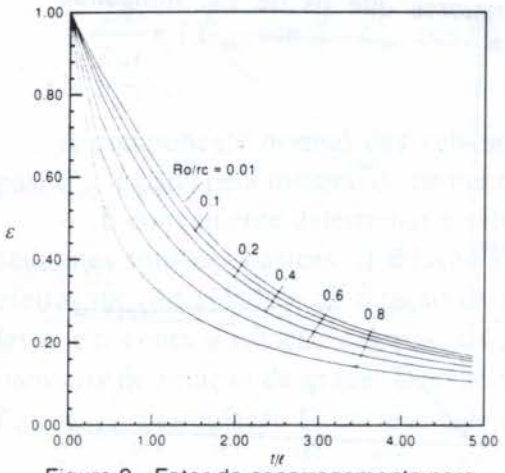


Figura 9 - Fator de escorregamento para vazão nula, Φ_u = 0 (β=0°).

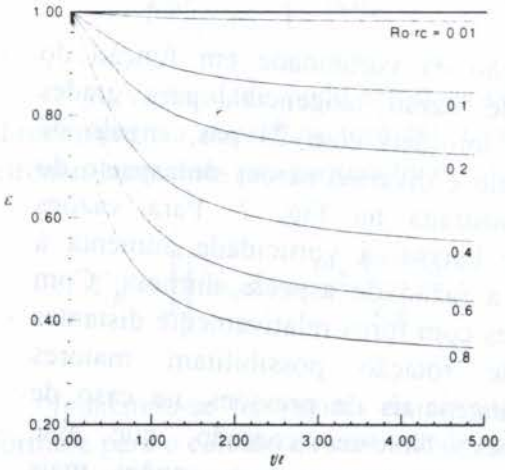


Figura 10 - Fator de escorregamento para vazão máxima, Φ_u = 1 (β=0°).

É possível relacionar o coeficiente de escorregamento com a vorticidade. Para isso, considera-se o circuito a-b-c-d-a da Fig. 8. A circulação do circuito é dada em termos das velocidades tangenciais em r_2 e r_c e também em termos da vorticidade (através do Teorema de Stokes), com a área envolvida pelo circuito igual a $R_0\Delta\varphi r_c(\pi/2+R_0/r_c)$:

$$\begin{aligned}\Gamma_{abcd} &= \Delta\varphi\left[C_{u2}r_2 - C_{uc}r_c\right] \\ &= \omega_n R_0 \Delta\varphi\, r_c\left(\frac{\pi}{2}+\frac{R_0}{r_c}\right)\end{aligned} \qquad (14)$$

sendo $\Delta\varphi = 2\pi/Z_R$ o ângulo compreendido entre duas pás consecutivas.

Combinando as Eqs. (12), (13) e (14), resulta a seguinte expressão para o fator de escorregamento em termos da vorticidade:

$$\varepsilon = \frac{\left(\omega_n/\Omega\right)R_0/r_c\left(\pi/2 + R_0/r_c\right)+\Phi_u}{\left(1+R_0/r_c\right)^2+\Phi_m\tan\beta} \qquad (15)$$

Nas Figs. 9 e 10, mostram-se as variações do fator de escorregamento em função do espaçamento t/ℓ, para diversas razões de aspecto do toro, nas situações de vazão nula (Φ_u = 0) e vazão máxima (Φ_u = 1), respectivamente. O ângulo de montagem foi fixado em β=0°. Observa-se o esperado decréscimo de ε com o espaçamento da grade. Note-se que ε aumenta com a diminuição de R_0/r_c, para t/ℓ fixo. Isso ocorre porque o número de pás

tem que aumentar à medida que o toro diminui, para manter o espaçamento no plano transformado. Note-se também que a influência do tamanho do toro é bem mais forte na vazão máxima que na vazão nula, evidenciando o papel dos efeitos não-inerciais. Esse fato terá implicações na escolha do toro mais representativo do escoamento em uma dada MFR.

6. CONCLUSÃO

A metodologia desenvolvida para o cálculo do escoamento ideal em grades regenerativas toroidais incluiu os efeitos não-inerciais, permitindo uma representação mais realista do escoamento em máquinas de fluxo regenerativas (MFR). A influência dos efeitos não-inerciais cresce com o aumento do diâmetro do toro e essa influência pode ser avaliada através do procedimento desenvolvido neste trabalho. Esse procedimento possibilita o cálculo da vorticidade e do fator de escorregamento, constituindo-se numa ferramenta de projeto das MFR. Neste sentido, todavia, serão necessários estudos mais elaborados, incluindo os efeitos viscosos. Será interessante, ainda, analisar o caso das pás com formato aerodinâmico, visando o aperfeiçoamento do projeto das MFR. O presente trabalho pode servir de base para esses estudos.

7. AGRADECIMENTOS

A realização deste trabalho contou com o apoio do CNPq, Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico, através de uma bolsa de Mestrado.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

EREMEEF, L.R. *Calcul des Ecoulements dans les Turbomachines en Fluide Parfait et Incompressible*, Compte rendu: Contrat N° 3.7.1765.00.221.75.01, Délégation Générale à la Recherche Scientifique et Technique, Grenoble, 1974.

MANZANARES FILHO, N. & RAMIREZ CAMACHO, R.G. Escoamento Ideal em Grades Regenerativas Compostas de Pás Retas e Finas, *Anais do XIII COBEM e II CIDIM*, Belo Horizonte, Brasil, dezembro de 1995.

MANZANARES FILHO, N. & RAMIREZ CAMACHO, R.G. Análise do Escoamento Rotacional em Grades de Placas Planas com Vorticidade Uniforme, *Anais do VI ENCIT e VI LATCYM*, Vol III, pp. 1877-1882, Florianópolis, Santa Catarina, Brasil, novembro de 1996.

RAMIREZ CAMACHO, R.G. *Análise do Escoamento em Grades Regenerativas*, Dissertação de Mestrado, Escola Federal de Engenharia de Itajubá, dezembro de1996.

VARELLA, S. *A Theoretical and Experimental Analysis of Regenerative Blowers*, Ph.D. Thesis, Southamptom University, 1981.

WEINIG, F.S. *Theory of Two-Dimensional Flow Through Cascades*, Aerodynamics of Turbine and Compressors- Section B, Princeton University Press,1964.

WU, C.H., *A General Theory of Three-Dimensional Flow in Subsonic and Supersonic Turbomachines of Axial -, Radial-, and Mixed -Flow Types*, NACA TN 2604, 1952.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1217

DEVELOPMENT AND TESTING OF A SMALL DARRIEUS-TYPE TURBINE IN TIDAL CURRENTS NEAR THE MOUTH OF THE AMAZON

DANIELLE R. S. GUERRA, ANDRÉ L. AMARANTE MESQUITA & SCOTT D. ANDERSON*
Grupo de Turbomáquinas, Depto. de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Pará
66075-900 Belém-PA-Brasil - E-mail: gtdem@amazon.com.br
**Goeldi Museum, Caixa Postal 893, 66.017-970 Belém, Pará, Brazil*

Abstract

Parts of the northern region of Brazil face serious problems with the supply of electric energy. Thousands of residents near the mouth of the Amazon live dispersed on forest-covered flood plains cut by wide rivers and streams. Thus, for them it is necessary that the electric energy be generated on a small-scale, in a decentralized manner, and at low cost. In this context, this paper presents a experimental study on the performance of a Darrieus-type water turbine. The experiments were carried out *in situ* and the results are consistent with the experimental data available in the literature.

Keywords

Darrieus runner tide-energy electric power

1. INTRODUCTION

Thousands of residents near the mouth of the Amazon have a demand for electric power but no possibility of receiving it from a central plant. It is uneconomic to distribute it to them since they are dispersed on forest-covered flood plains cut by wide rivers and streams. Their needs for electricity can only be supplied in a decentralized, and therefore small-scale manner.

To solve this problem, alternatives were studied to generate energy, one of which traces its origins on the discovery of tide-powered sugar cane mills in the Amazon. The utilization of this energy is possible due to the "tidal phenomenon" in which the amplitude change of the tide, ranging from 2.5 m to 4.0 m, causes the ebb and flow of streams, where the energy potential of the water can be converted in electric energy.

In view of these aspects, a project has been conducted by Goeldi Museum and the Federal University of Pará to utilize the available energy of the tide near the mouth of the Amazon (Anderson *et al.*, 1993, Anderson *et al.*, 1996). This tide energy technology is a resource that has a number of advantages: simple technology, easy to implant, low cost, no risk to public health, and minimum disturbance of the environment.

For the cited project, an earth and wood laboratory dam, 2.5 m high and 4.5 m wide, was constructed in a small stream to install and test various configurations of watergates, turbines and generators. The construction techniques used for this dam, including pile driving, are those commonly employed today in the region. At present, a Darrieus-type runner is being tested, which operates when a natural current of water flows through it, rather than from a head of water held behind a dam. Therefore, it does not require a massive dam to retain water but only a lighter structure to narrow the passage of water in a stream and can operate with both the ebb and flow of the tide and generate a electricity directly for longer periods. This paper reports details of the runner design and presents the operating characteristics for a semi-ducted runner configuration.

2. THE DARRIEUS ROTOR

A side view of a Darrieus-type water turbine with a straight-bladed vertical-axis rotor is illustrated in Fig. 1. The Darrieus rotor was initially employed in wind energy systems, and Hilton (1990) describes the first application of this rotor in water streams. In one of these applications, Kihoh et.al. (1990) present results of a Darrieus rotor with three blades whose diameter measured 1.6 m with height 1.6 m and produced 2kW of power in a stream speed of 1.5 m/s at 300 rpm. This rotor had 56% efficiency, a value in accordance with the experimental results of Furukawa et.al.(1992).

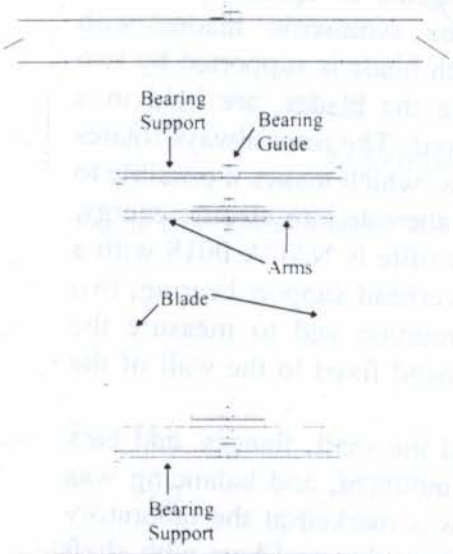


Figure 1 - Side view of the Darrieus

A American company called New Energy built and tested three rotors (Faure 1984). The first machine was a Darrieus-type water turbine with a vertical axis measuring 2.4 m in diameter and 2.5 m high, three blades with a profile NACA 63_4-021 and solidity of 0.5. This machine was installed on Lawrence River in Cornwall, Ontario, and produced 5kW with 33% efficiency.

The second machine was a Darrieus-type water turbine with vertical axis, installed in a submersed duct, on the East River Dam, Nova Scotia, in 1983, where the flow was controlled by gates. The rotor measured 1.8 m in diameter, had 0.64 of solidity, and three blades NACA 63_4-021 with chord length 0.195 m. After some changes in 1985 this machine produced 24kW for a river flow of 8.6 m^3/s.

The third machine measured 1.2 m in diameter and 1.2 m high, with four blades NACA 0015. In April 1985 on the cost of Nova Scotia this machine produced 2.3kW with a stream speed of 1.7 m/s which yielded a power coefficient Cp = 0.33 (ratio between the power generated and the power available in the stream).

Rotors with different blades profile have different yields. Faure et.al.(1992) realized tests with three configurations where each Darrieus rotor had a different blade profile. This test was made to determine the yield of each profile. According to Faure et.al.(1991), the symmetric blade profile has better performance when compared with a cambered profile. Furukawa et.al.(1992) realized tests comparing symmetric profiles with different characteristics. This study was based on a comparison made between the performance of two Darrieus rotors. The machines were different only in the thickness of the blade profile. One used the profile NACA

0015 and other used NACA0018. Tests verified that the rotor which used the profile NACA 0018 had better efficiency. Furukawa et.al.(1991) suggested that the blade chord length must be 0.3 times the radius of runner pitch circle, so that the no-stall region of the Darrieus blade becomes wider. The blade profile of Darrieus-type water turbine has a great influence on its performance for this reason. Takamatsu et.al. (1991) realized a study to define the blade characteristics, and showed methods and formulas to measure the yield and the characteristics of the Darrieus-type turbine. A method to estimate the blade performance was proposed with some assumptions based on experimental results measured in a wide zone of operation, including the stall effect. The blade profile that must be adopted for the project of Darrieus-type rotor must have a building facility and a high ratio between the lift and drag forces.

3. ROTOR DESIGN AND *IN SITU* FACILITIES

For the development of this project it was necessary to build a laboratory dam with the capability to study components and alternative systems using tide energy. The dam was implanted in a community that is located less than twenty minutes by boat from Belém, in the state of Pará, on Combu Island. This laboratory dam was constructed to retain water of the high tide in a stream, in which was set a frame 2.5 m high and 4.5 m wide. The materials used in a building the dam, wood with earth fill, were similar to those used in traditional tide-powered mills and construction techniques, including pile driving, were those commonly employed in the region today.

The Darrieus rotor has simple configuration and was designed to operate under the laboratory dam conditions. The rotor is composed of three symmetric blades with aerodynamic profile, constructed of a light and strong wood. Each blade is supported by two arms (see Fig. 1). The arms, with an aerodynamic profile like the blades, are held in a horizontal position with flanges, to fix the blades parallel to the axis. The rotor always rotates in the same direction, independent of the direction of ebb and flow, which makes it possible to attach a generator to its axis and convert the available energy of the tide into electric energy. The rotor has a radius of 0.46 m and is 1.2 m high. The blade profile is NACA 0018 with a chord length of 0.110 m. The equipment is composed of one overhead support bearing, two steel bars with axis guides of Teflon. To control the rotor rotation and to measure the produced torque, a Prony-type brake was built, composed of a band fixed to the wall of the brake drum.

The blades and arms of the rotor were built of wood, and the shaft, flanges, and bars were manufactured in steel. After manufacture, the rotor was mounted, and balancing was carried out by inserting lead into some blades. The high tide was marked at the laboratory dam, so the rotor would be below the normal level of water. Then, the steel bars with shaft guides above and below the rotor were mounted. The alignment of the guides was done with a level and plumb. Next, the blades were fixed on the arms and the shaft was mounted. Finally, the brake was fixed on the equipment on the dam. To fix the elements themselves and at the dam, screws were used with a minimum of welding. This facilitated the construction and mounting at the dam.

Above the dam a channel was built in the stream in order to conduct water to the rotor plane with a uniform velocity profile. The shape of the channel was based on the study reported by Wetzel and Arndt (1994). The contraction factor employed was 1:4 and the walls were built of zinc plates supported on a wooden structure.

The first test with the Darrieus rotor gave results that were not expected: the blade arms broke. The attachment was done by bolts which did not resist the vibration and centrifugal force. In a second test, attachment was done by two welded steel sheets in the form of an L,

however during a very high tide the welds did not hold. This problem was solved using sheet steel in the form of an L, without solder, fixed with bolts at the blades and arms.

The materials used in the manufacture are easy to obtain and have a low cost. The equipment has a simple structure, the arms and blades can be made by the residents at the mouth of Amazon, and the metal structures can be manufactured in workshops of the region. After the rotor was installed, a protection screen was installed to impede leaves, sticks, logs, and other remains from passing through the rotor.

4. TESTING PROCEDURE AND EXPERIMENTAL RESULTS

Experiments were performed in a wide range of rotor operations. All the measurements were taken beginning with high and ending with low tide. In these tests the data measured were: the level of the water, the stream flow rate, the rotation speed, and torque. These measurements were realized at short intervals from the beginning of operation until the runner stopped. The values of water stream velocities were measured by a turbine-type flowmeter, the rotation speed was measured by a tachometer and the value of forces was measured with a spring balance attached to the arm of the Prony-type brake. The objective of these measurements was to estimate the power coefficient of the Darrieus rotor as function of the tip speed ratio coefficient ($\lambda = \Omega R/Vo$; Ω is the rotation speed, R the rotor radius, and Vo the water velocity at the rotor plane).

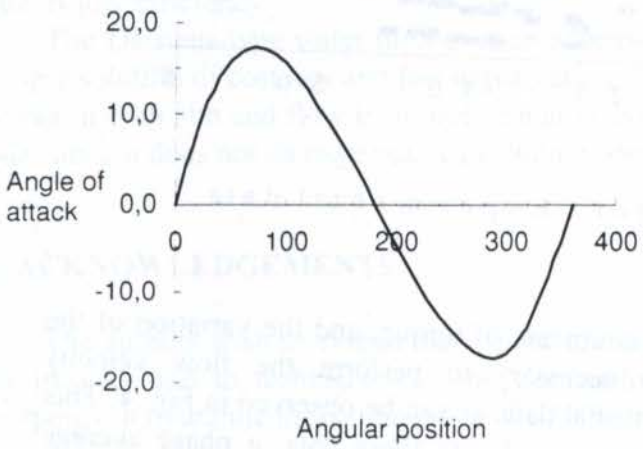


Figure 2 - Angle of attack of the rotor blades.

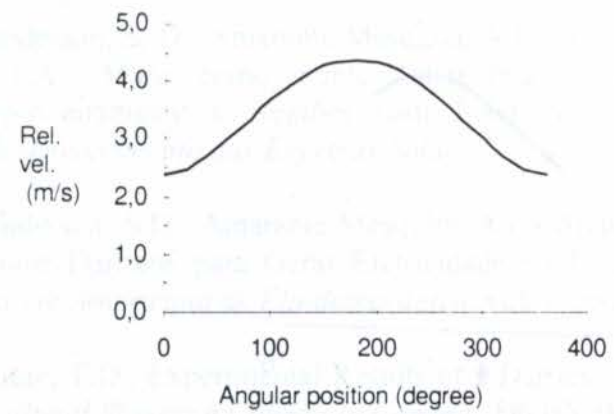


Figure 3 - Rotor relative velocity

For a stream velocity of 1.0 m/s, a rotation speed of 70 rpm was measured and a tip speed ratio of $\lambda = 3.373$ was calculated. For these conditions, Fig. 2 and Fig. 3 show the typical behavior of the angle of attack of the rotor blades and the rotor relative velocity as function of the angular position of the blade.

At the place where the rotor was installed there was an average stream speed of 1.0 m/s in periods of low tide ranges with a maximum of 1.77 m/s, and rotation speeds of 70 rpm and 102 rpm respectively. As the result, the power output derived from the rotor was 460,0 W at 1.0 m/s with a power coefficient of 0.375 and 1,5 kW

at 1.77m/s with a power coefficient of 0.20. It is important to emphasize that the values of the experimental data which were used in this paper were obtained in a period that the range of tide and the stream velocity were low.

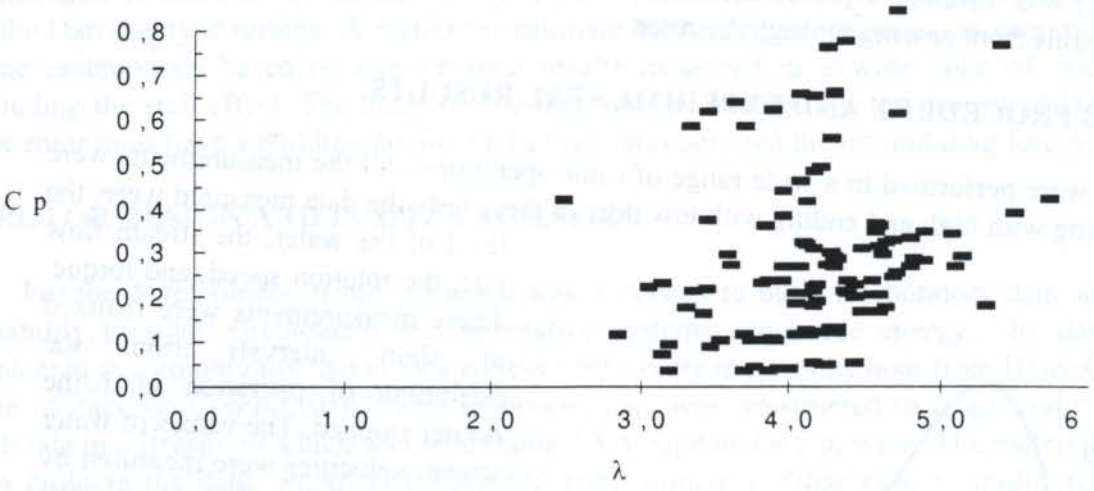


Figure 4 - Power coefficient - Experimental data

Rotor vibration, which disturbed the measurements of torque, and the variation of the tide height in conjunction within the time necessary to perform the flow velocity measurements gave a great spread in the experimental data, as can be observed in Fig. 4. This figure shows the experimental data for Cp versus λ . Using these data, a phase average technique was employed and an average power coefficient curve was obtained for the rotor tested, as shown in Fig. 5.

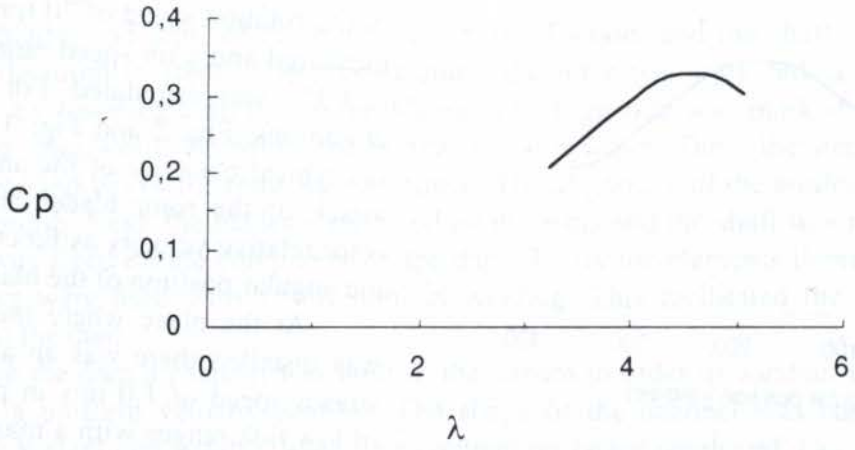


Figure 5 - Power coefficient - Average data

The results presented in this figure are consistent with the experiments performed in laboratory and found in the literature (Takamatsu *et al.* 1993; Faure *et al.*, 1992; Furukawa *et al.*, 1992).

5. CONCLUSION

An experimental study was carried out on the performance of an Darrieus-type water turbine to use tide stream currents near the mouth of the Amazon. The tests were performed in a laboratory dam built near Belém, on Combu Island..

The experimental data obtained *in situ* are in agreement with the results from experiments performed in laboratories by other researchers and confirm the many advantages of the Darrieus rotor in free stream application with fast currents (greater than 1.5 m/s). Therefore, it is important to note that in this extra-low head application, where the Darrieus rotor is installed in a small dam, it is not comparable to conventional helice and bulb turbines, due its low efficiency.

The Darrieus-type water turbine is an alternative way to generate electric energy. It is a simple solution of cost low and fast implantation. The fact that the Darrieus-type water turbine works in both ebb and flow is in itself a main advantage to utilize the available energy of the tide, since it does not damage public health nor disturb the environment.

6. ACKNOWLEDGEMENTS

The authors wish to extend their appreciation to the Ford Foundation for the funding of this project and to technicians of the Companhia de Pesquisa de Recursos Minerais for carrying out hydraulic measurements in the field.

7. REFERENCES

Anderson, S.D., Nogueira, M.F.M. & Marques, F.L.T., Tide-Generated Energy at the Amazon Estuary, *Renewable Energy*, vol. 3, pp.271-278, 1993

Anderson, S. D., Amarante Mesquita, A L., Alencar Jr., J.A., Nogueira, M. F. & Marques, F. L.T.A., Maré como Fonte Energética na Costa Norte Brasileira: Tecnologias de Aproveitamento e Regiões com Potencial para Implementação, *III Encontro para o Desenvolvimento das Energias Solar, Eólica e de Biomassa no Brasil*, São Paulo, 1996.

Anderson, S.D., Amarante Mesquita, A.L., Alencar Jr., J.A., & Marques, F. L.T., O Uso do Rotor Darrieus para Gerar Eletricidade no Estuário do Amazonas, *Anais do IV Encontro Latino Americano de Fluidomecânica*, vol. 1, pp.24-30, Itajubá, abril, 1997.

Faure, T.D., Experimental Results of a Darrieus Type Vertical Axis Rotor in Water Current, *National Research Council of Canada*, TR-HY-005, 1984.

Faure, T.D. & Pratte, B.D., The Darrieus Hydraulic Turbine - Model and Field Experiments, *National Research Council of Canada*, p.123-129, 1992.

Furukawa, A., Takamatsu, Y., Okuma, K. & Takenouchi, K., Optimum Design of the Darrieus-Type Cross Flow Water Turbine for Low Water Power, *Proceedings of the 2nd World Renewable Energy Congress*, Reading, U.K. vol.5, pp.2824-2829, 1992.

Hilton, D.S, A Vertical Axis Water Turbine for Extracting Energy from Rivers and Tidal Currents, *Technology for Development, Nov.* pp.138-141, 1980.

Kihohd. S., Suzuki, S. & Shiono, M., Power Generation From Tidal Currents, *Proceedings of the Fourth Pacific Congress on Marine Science and Technology*, Tokyo, vol. 1, pp.479-485, 1990.

Le Gouriere, D., *Energie Eolienne*. 12ª ed. p. 279, Éditions Eyrolles. Paris, 1982.

Mott, R. L., *Applied Fluid Mechanics*, Ed. 3ª, University of Dayton, 1990.

Takamatsu, Y., Furukawa, A ., Okuma, K. & Takenouchi, K., Experimental Studies on a Preferable Blade Profile for High Efficiency and the Blade Characteristics of Darrieus-Type Cross-Flow Water Turbines, *JSME Int., Ser. II.*, vol. 34, pp.149-1156, 1991.

Takamatsu, Y., Furukawa, A ., Okuma, K. & Takenouchi, K., Experimental Considerations in a Approximate Method for Estimating the Blade Performance of Darrieus-Type Cross-Flow Water Turbines, *JSME Int. J., Ser. B.*, vol 36, pp.135-142, 1993.

Wetzel, J.M. & Arndt, R.E.A., Hydrodynamic Design Considerations for Hydroacoustic Facilities: Part i - Flow Quality, *Journal of Fluids Engineering*, vol. 116, pp.324-330, 1994.

Tema 810

Reologia

UNESP COBEM 97

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB514

ABRUPT-EXPANSION FLOWS OF BINGHAM MATERIALS

MÔNICA F. NACCACHE & PAULO R. SOUZA MENDES
Department of Mechanical Engineering
Pontifícia Universidade Católica, Rio de Janeiro, RJ 22453-900 — Brazil

Abstract

Flows of viscoplastic materials through abrupt axisymmetric expansions are important in a number of manufacturing and packaging industrial processes. Depending upon the expansion ratio and Reynolds number, an axisymmetric jet is observed in the flow core, whereas elsewhere the material is almost stagnant. The conservation equations that govern this flow are solved numerically with the aid of a finite volume technique. The material is assumed to behave as a Generalized Newtonian Liquid, with a Bingham-type viscosity function. To handle numerically this viscosity function in a complex flow, the bi-viscosity model has been used. The effect of expansion ratio, Reynolds number and yield stress on the flow pattern and effective cross section area is investigated.

Keywords

Abrupt-expansion flows, Bingham materials.

1 Introduction

Processes employing viscoplastic fluids are present in an increasing number of industries, such as industries of cosmetics, food, plastics, paint and petroleum. Abrupt axisymmetric expansions are a common geometry employed in industrial processes of packaging. When the expansion ratio and Reynolds number are large enough, what happens is that the flow is like a jet. For smaller expansion ratios a plug flow region near the centerline occurs. The main goal of this work is to study the patterns of the flow of a Bingham material, as a function of the expansion ratio, Reynolds number and yield stress.

The velocity distribution in a flow of a material that behaves as a Bingham material inside a circular duct is already presented in the literature (Bird et al., 1987, Vradis et al., 1993). Because this kind of material presents a yield stress, a plug flow region is found in the interior region of the flow. Inside this region the fluid behaves as a solid material because the stress in this region is lower than the yield stress. Vradis and Ötügen (1997) analyzed numerically the flow of a Bingham material through an 1×2

Laminar jets of Bingham-plastic liquids, *J. Rheol.* , vol.34, pp.787–812, 1990.

GARTLING, D.K. & PHAN-THIEN, N., A numerical simulation of a plastic fluid in s parallel-plate plastometer, *J. Non-Newt. Fluid Mech.* , vol.14, pp.347–360, 1984.

LIPSCOMB, G.G. & DENN, M.M., Flow of Bingham fluids in complex geometries, *J. Non-Newt. Fluid Mech.* , vol.14, pp.337–346, 1984.

O'DONOVAN, E.J. & TANNER, R.I., Numerical study of the Bingham squeeze film problem, *J. Non-Newt. Fluid Mech.* , vol.15, pp.75–83, 1984.

PAK, B., CHO, Y.I. & CHOI, S.U.S., Separation & Reattachment of Non-Newtonian Fluid Flows in a Sudden Expansion Pipe, *J. Non-Newt. Fluid Mech.* , vol.37, pp.175–199, 1990.

PAPANASTASIOU, T.C., Flows of materials with yield, *J. Rheol.* , vol.31, pp.385–404, 1987.

PATANKAR, S. V., *Numerical Heat Transfer & Fluid Flow*, Hemisphere Publishing Corporation, 1980.

PIAU, J.M., Flow of a yield stress fluid in a long domain. Application to flow on an inclined plane, *J. Rheol.* , vol.40, pp.711–723, 1996.

SETTARI, S. & AZIZ, K. , A Generalization of the Additive Correction Methods for the Iterative Solution of Matrix Equations, *SIAM J. Num. Anal.* , vol.10, pp.506–521, 1973.

SOARES, M., SOUZA MENDES, P.R. & NACCACHE, M.F., Heat Transfer to Viscoplastic Fluids in Laminar Flow Through Isothermal Short Tubes, *Revista Brasileira de Ciências Mecânicas*, vol. XIX, no. 1, pp.1–14, 1997.

VAN DOORMAAL, J.P. & RAITHBY, G. D. , Enhancements of the SIMPLE Method for Prediction Incompressible Fluid Flows, *Num. Heat Transfer*, vol.7, pp.147–163, 1984.

VRADIS, G. C., DOUGHER, J. & KUMAR, S., Entrance pipe flow and heat transfer for a Bingham plastic, *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 35, pp.543–552, 1992.

VRADIS, G. C., ÖTÜGEN, M. V., The Axisymmetric Sudden Expansion Flow of a Non-Newtonian Viscoplastic Fluid, *J. of Fluids Engineering*, vol. 110, pp.193–200, 1997.

WILSON, S.D.R., Squeezing flow of a yield-stress fluid in a wedge of slowly-varying angle, *J. Non-Newt. Fluid Mech.* , vol.50, pp.45–63, 1993.

WILSON, S. D. R. & TAYLOR, A. J. , The channel entry problem for a yield stress fluid, *J. Non-Newt. Fluid Mech.* , vol.65, pp.165–176, 1996.

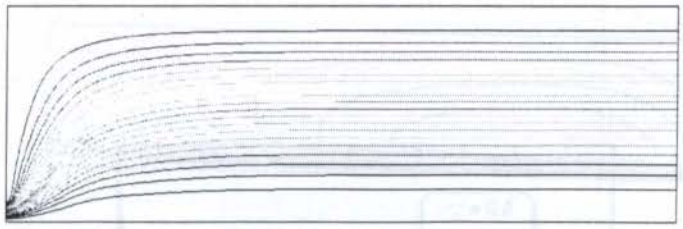


Figure 11: Stream function. $r_0' = 0.5$, $Re = 0.1$ and $\alpha = 10$

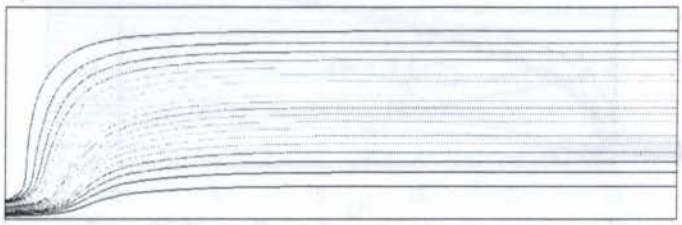


Figure 12: Stream function. $r_0' = 0.5$, $Re = 100$ and $\alpha = 10$

5 Conclusions

This paper has studied the flow pattern of Bingham materials through abrupt axisymmetric expansions. The influence of Reynolds number, expansion ratio and yield stress on the flow pattern was analyzed. The conservation governing equations of mass and momentum are solved numerically via a finite-volume technique.

Among other results, it is observed that the reattachment length decreases with yield stress, and that for high Reynolds numbers a large jet region occurs in the downstream tube. It is noted also that the jet flow region seems to increase asymptotically with the expansion ratio.

6 Acknowledgements

Financial support for the present research was provided by FAPERJ, CNPq and MCT.

7 References

ABDALI, S.S., MITSOULIS, E. & MARKATOS, N.C., Entry and exit flows of Bingham fluids, *J. Rheol.*, vol. 36, pp.389, 1992.

BIRD, R.B., ARMSTRONG, R.C. & HASSAGER, O., *Dynamics of Polymeric Liquids*, Vol. 1, Wiley, 1987.

BIRD, R.B., DAI, G.C. & YARUSSO, B.J., The rheology of flows of viscoplastic materials, *Rev. Chem. Eng.*, vol.1, pp.1–70, 1983.

BEVERLY, C.R. & TANNER, R.I., Numerical analysis of three-dimensional Bingham plastic flow, *J. Non-Newtonian Fluid Mechanics* vol. 42, pp.85–115, 1992.

ELLWOOD, K.R.J., GEORGIOU, G.C., PAPANASTASIOU, C.J. & WILKES, J.O.,

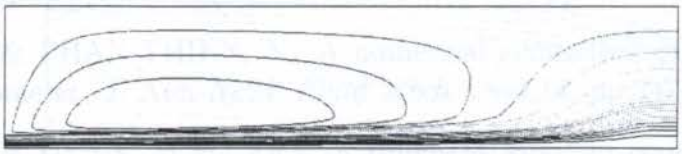


Figure 5: Stream function. $r_0' = 0.25$, $Re = 500$ and $\alpha = 10$

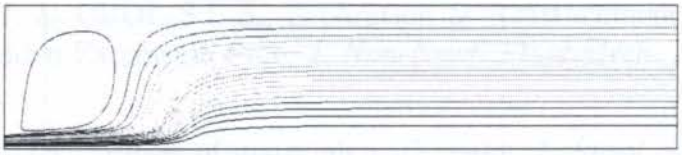


Figure 6: Stream function. $r_0' = 0.5$, $Re = 500$ and $\alpha = 10$

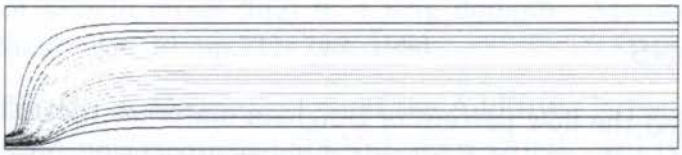


Figure 7: Stream function. $r_0' = 0.75$, $Re = 500$ and $\alpha = 10$

Figure 8: Stream function. $r_0' = 0.5$, $Re = 500$ and $\alpha = 2$

Figure 9: Stream function. $r_0' = 0.5$, $Re = 500$ and $\alpha = 6$

Figure 10: Viscosity function. $r_0' = 0.5$, $Re = 500$ and $\alpha = 10$

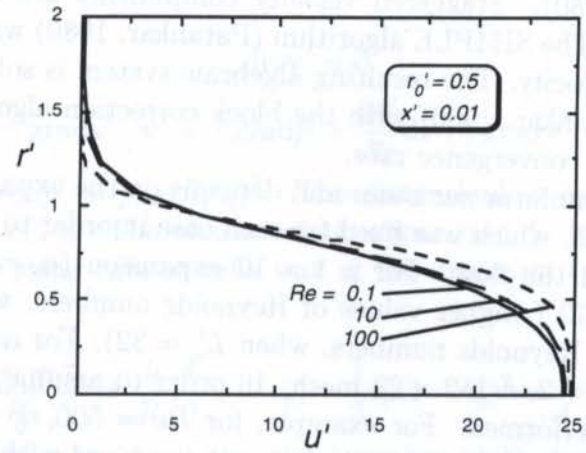


Figure 2: Velocity profiles – Bingham material

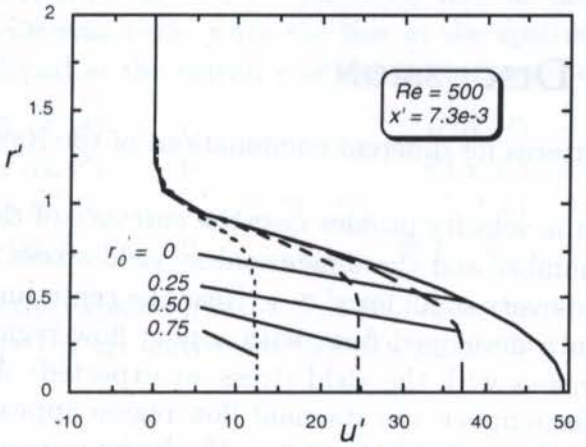


Figure 3: Velocity profiles – Bingham material

Figure 4: Stream function. $r_0' = 0$, $Re = 500$ and $\alpha = 10$

3 Numerical Solution

The governing equations presented above are discretized by the finite volume method described by Patankar (1980). Staggered velocity components are employed to avoid unrealistic pressure fields. The SIMPLE algorithm (Patankar, 1980) was used, in order to couple the pressure and velocity. The resulting algebraic system is solved by the TDMA line-by-line algorithm (Patankar, 1980) with the block correction algorithm (Settari and Aziz, 1973) to increase the convergence rate.

The mesh utilized is uniform per zones and depends on the expansion ratios and on the downstream tube length, which was fixed for each case in order to avoid the influence of the outlet boundary on the flow. For a 1×10 expansion ($\alpha = 10$), two different meshes were used: 152×72 (higher values of Reynolds numbers, when $L'_o = 48$) and 112×72 (lower values of Reynolds numbers, when $L'_o = 32$). For $\alpha = 6$, it was used a 152×44 mesh and, for $\alpha = 2$, a 152×22 mesh. In order to assume a grid-independent solution, some tests are performed. For example, for $Re = 500, r'_0 = 0.5$ and $\alpha = 10$, the difference in pressure drop obtained with the mesh used and with 112×52 mesh was below 1%. The error obtained for the product of the friction factor and the Reynolds number for a developed Newtonian flow at the downstream tube for $\alpha = 10$ with the 152×72 mesh was equal to 0.11%. The reattachment length for a Newtonian fluid in a 1×2.7 abrupt expansion was also compared with the result presented in Pak *et al.* (1990) and the difference obtained was equal to 1.6%. For a Bingham material through a 1×2 expansion, the reattachment lengths were compared with the results obtained by Vradis and Ötügen (1997) and the difference was below 5%.

4 Results and Discussion

We now present flow patterns for different combinations of the Reynolds number, yield stress and aspect ratio.

Figs. 2 and 3 show the velocity profiles near the entrance of the downstream tube, increasing the Reynolds number and the dimensionless yield stress, respectively. It can be noted that the velocity is very small for $r' > 1$. Near the centerline the velocity profile is similar to that found in a developed flow, with a plug flow region for non zero r'_0's. This plug flow region increases with the yield stress, as expected. Also, it can be noted at larger values of Reynolds number, the stagnant flow region appears at lower radius.

Figs. 4 –7 show the flow pattern for a 1×10 abrupt expansion, $Re = 500$ and increasing yield stress. It can be observed that for a Newtonian fluid the flow is like a jet. Increasing the yield stress decreases the reattachment length, and smaller recirculating zones are obtained.

Figs. 8 and 9 show the stream function for $\alpha = 2$ and $\alpha = 6$, $r'_0 = 0.5$ and $Re = 500$. It can be observed that, for $\alpha = 2$, the reattachment length is very small. Increasing the expansion ratio increases the jet length. However, comparing the results for $\alpha = 6$ and $\alpha = 10$, it seems that the reattachment length reaches an asymptotic value.

Fig. 10 shows the viscosity function for $r'_0 = 0.5$, $Re = 500$ and $\alpha = 10$. The red region indicate greater viscosity while the blue region is the lower values of the viscosity function. It can be noted that inside the recirculating zone and outside the jet region the viscosity reaches higher values.

Finally, it can be observed in Figs. 11, 12 and 6 that the effect of increasing the Reynolds number is to increase the jet length, as expected.

Conservation of mass and momentum

For the steady flow of a Bingham material through a duct, the dimensionless mass and momentum equations are:

$$\mathrm{div}\mathbf{v}' = 0 \tag{3}$$

$$\mathrm{grad}\mathbf{v}' \cdot \mathbf{v}' = -\mathrm{grad}p' + \frac{2\bar{u}'}{Re}\mathrm{div}(\eta'\mathrm{grad}\mathbf{v}') \tag{4}$$

where $\mathbf{v}' = \mathbf{v}/R_i\dot{\gamma}_c$ and $p' = p/\rho(R_i\dot{\gamma}_c)^2$. The dimensionless coordinates are given by: $x' = x/R_i$ and $r' = r/R_i$. The characteristic shear rate $\dot{\gamma}_c$ is taken as equal to the developed value of the shear rate at tube wall at the upstream tube, given by (Soares *et al.*, 1997):

$$\dot{\gamma}_C = \frac{\tau_{R_i,fd} - \tau_0}{K} = \frac{\bar{u}}{R_i}[\frac{1}{2}(1-r_0') - \frac{1}{3}r_0'(1-r_0')^2 - \frac{1}{4}(1-r_0')^3]^{-1}$$

In this equation $r_0' = \tau_0' = \tau_0/\tau_{R_i}$ is the dimensionless yield stress. The quantities τ_{R_i}, $\bar{u}$ and R_i are the shear stress at wall, mean velocity and radius of the upstream tube, respectively. The characteristic viscosity is chosen as the viscosity at the characteristic shear rate, $\eta_C = \eta(\dot{\gamma}_C)$. Therefore, the Reynolds number is defined as

$$Re \equiv 2\frac{\rho\bar{u}R_i}{\eta_c} \tag{5}$$

The boundary conditions are the usual no-slip condition at the wall, the symmetry condition at the centerline and locally parabolic flow at the outlet. The flow was solved only for the downstream tube, while the flow at the upstream tube was considered hydrodinamically developed at the entrance of the downstream tube:

$$\begin{array}{rclrcl} \frac{\partial u'}{\partial r'}(0,x') & = & 0 & v'(0,x') & = & 0 \\ u'(\alpha,x') & = & 0 & v'(\alpha,x') & = & 0 \\ u'(r',0) & = & u'_{R_i,fd}(r') & v'(r',0) & = & 0 \\ \frac{\partial u'}{\partial x'}(r',L_o') & = & 0 & \frac{\partial v'}{\partial x'}(r',L_o') & = & 0 \end{array} \tag{6}$$

In eq. (6) $\alpha \equiv R_o/R_i$ is the expansion ratio, $L_o' \equiv L_o/R_i$ is the dimensionless downstream tube length and $u'_{R_i,fd}(r')$ is the developed velocity profile at the upstream tube, given by:

$$u'_{R_i,fd}(r') = \begin{cases} \frac{1}{2}\frac{1}{(1-r_0')}[(1-r_0')^2 - (r'-r_0')^2] & \text{if } r' > r_0' \\ \frac{1}{2}(1-r_0') & \text{if } r' < r_0' \end{cases} \tag{7}$$

Modified bi-viscosity model

In order to avoid numerical difficulties, the so called *bi-viscosity model* (Beverly and Tanner, 1992) was used to replace the Bingham model for the viscosity function:

$$\eta' = \begin{cases} \frac{r_0'}{\dot{\gamma}'} + (1-r_0') & \text{if } \dot{\gamma}' > \dot{\gamma}'_{\text{small}} \\ \eta'_{\text{large}} & \text{otherwise} \end{cases} \tag{8}$$

Beverly and Tanner (1992) recommend $\eta'_{\text{large}} = 1000$. Therefore,

$$\dot{\gamma}'_{\text{small}} = \frac{r_0'}{1000 - (1-r_0')} \simeq \frac{r_0'}{1000} \tag{9}$$

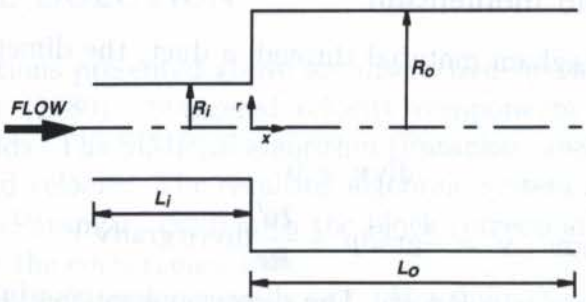


Figure 1: The geometry.

abrupt expansion. It is observed that the reattachment length and the recirculating flow region near the corner decrease with increasing yield number, which is a dimensionless yield stress. Also, it is noted that higher Reynolds number lead to longer reattachment lengths. Pak *et al.* (1990) studied experimentally the influence of Reynolds number on separation zones and reattachment length of Newtonian, purely viscous and viscoelastic fluids in a 1×2 and 1×2.7 abrupt axisymmetric expansion. Is is observed that the reattachment length for purely viscous fluids is almost the same as the Newtonian fluids. For laminar flows the effect of elasticity is to decrease the reattachment length, while in turbulent flows the opposite trend is observed. Bird *et al.* (1983) presented an overview of the rheology and flow of viscoplastic materials, and analyzed some simple flow situations using a Generalized Newtonian Liquid (GNL) model with a Bingham plastic viscosity function. One important point discussed in the literature of viscoplastic materials is the numerical difficulty in using the von Mises yield criterion. Essentially two types of modification of the Bingham plastic viscosity function have been proposed to handle this, namely, the bi-viscosity model (Lipscomb and Denn,1984, Gartling and Phan-Thien, 1984, O'Donovan and Tanner, 1984), and Papanastasiou's model (Papanastasiou, 1987). Both modifications have been used successfully in analyses and numerical simulations of different complex flows (e.g., Ellwood et al., 1990, Abdali et al., 1992, Beverly and Tanner, 1992, Wilson, 1993, Wilson and Taylor, 1996, Piau, 1996).

2 Analysis

The flow geometry is shown in Fig. 1. The flow studied is steady and axisymmetric and enters the large tube with a developed velocity profile. The fluid is modeled by the Generalized Newtonian Liquid constitutive equation, given by:

$$\boldsymbol{\tau} = \eta \dot{\boldsymbol{\gamma}} \tag{1}$$

where the viscosity function is given by the Bingham model:

$$\eta = \begin{cases} \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}} + \mu_P, & \text{if } \tau > \tau_0; \\ \infty, & \text{otherwise.} \end{cases} \tag{2}$$

In eq. (1), $\boldsymbol{\tau}$ is the extra-stress tensor, $\dot{\boldsymbol{\gamma}}$ the rate-of-deformation tensor, defined as $\operatorname{grad} \mathbf{v} + (\operatorname{grad} \mathbf{v})^{\mathrm{T}}$, where $\mathbf{v}$ is the velocity vector. In eq. (2), τ_0 is the yield stress, $\tau \equiv \sqrt{\frac{1}{2} \operatorname{tr} \boldsymbol{\tau}^2}$ a measure of the magnitude of $\boldsymbol{\tau}$, $\dot{\gamma} \equiv \sqrt{\frac{1}{2} \operatorname{tr} \dot{\boldsymbol{\gamma}}^2}$ a measure of the magnitude of $\dot{\boldsymbol{\gamma}}$, and μ_P is the plastic viscosity.

Tema 811

Solidificação

UNESP COBEM 97

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB513

PREDICTIONS OF A FLOW-TYPE SENSITIVE CONSTITUTIVE EQUATION FOR CONTRACTION FLOWS

RONEY L. THOMPSON, PAULO R. SOUZA MENDES & MÔNICA F. NACCACHE
Department of Mechanical Engineering
Pontifícia Universidade Católica, Rio de Janeiro, RJ 22453-900 — Brazil

Abstract

A new constitutive equation for incompressible materials is obtained by asssuming that the stress tensor is an isotropic function of two kinematic quantities, namely, the rate-of-deformation tensor and the relative-rate-of-rotation tensor. A representation theorem is employed to obtain the most general symmetric form of this function. The arising coefficients are assumed to be functions of the second invariants of the two tensors only. Because the second invariant of the relative-rate-of-rotation tensor is an indicator of the flow strength, the equation is thus sensitive to the latter. Forms of these functions are proposed, which lend to the constitutive equation the capability of fitting closely and independently data for shear viscosity, first and second normal stress coefficients, and extensional viscosity. This constitutive equation is used in conjunction with the equations of mass and momentum conservation to obtain the partial differential equations that govern the steady, axisymmetric flow through a 4:1 abrupt contraction. These differential equations are integrated using the finite volume method to obtain velocity, pressure and flow-type fields. The effect on flow pattern of parameters related to normal stresses and extensional viscosity is investigated. Among other results, it is observed that the vortex size increases when either the normal stresses or the extensional viscosity slope are increased. However, when both the normal stresses and the extensional viscosity slope are increased simultaneously, the vortex size increase is milder.

Keywords

viscoelastic liquids, abrupt-contraction flows.

1 INTRODUCTION

The goal of this paper is to present predictions of a new viscoelastic constitutive equation proposed by Souza Mendes *et al.* (1996). This equation combines enough simplicity to allow its usage in process simulations with an enhanced capability of describing liquid behavior in complex flows. In addition to all the advantages of the constitutive re-

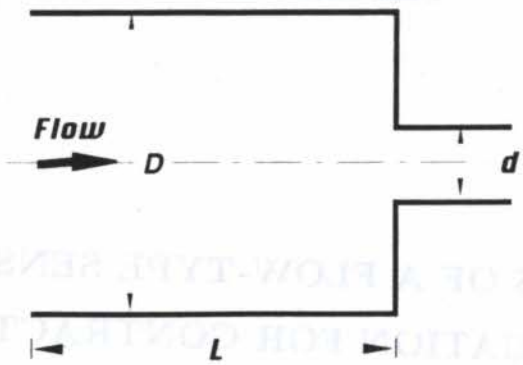


Figure 1: The 4:1 axisymmetric contraction

lation presented in Souza Mendes *et al.* (1995), the equation proposed by Souza Mendes *et al.* (1996) is capable of predicting non-zero normal stress coefficients in simple shear flow. The performance of this equation is tested by using it in flow simulations. The flow geometry chosen here is the axisymmetric 4:1 abrupt contraction (Fig. 1), due to the availability of flow visualization results in the literature, and because of the well-known viscoelastic vortices that appear. Only preliminary results of these performance tests are presented here, for a thorough validation program is still in course.

2 Analysis

In the present analysis, the liquid is assumed to be incompressible, so that the equation of mass conservation reduces to

$$\operatorname{div} \mathbf{v} = 0 \tag{1}$$

where $\mathbf{v}$ is the velocity vector field.

The momentum equation is, for steady flow and negligible external forces,

$$\rho \operatorname{div}(\mathbf{vv}) = -\operatorname{grad} p + \operatorname{div} \boldsymbol{\tau} \tag{2}$$

where p is the pressure, $\boldsymbol{\tau}$ the extra-stress and ρ the mass density.

The extra-stress $\boldsymbol{\tau}$ is a function of the flow kinematics. The constitutive law employed here is presented below.

The momentum equation (eq. 2), the constitutive law, plus the continuity equation (eq. 1) complete the problem formulation. Assuming two-dimensional flow, these equations are written in cylindrical coordinates and then solved numerically, as explained in the next section.

The constitutive law

The constitutive theory discussed in Souza Mendes *et al.* (1996) is presented here for completeness. We first introduce the relative-rate-of-rotation tensor (Drouot and Lucius, 1976), $\overline{\mathbf{W}}$, defined as

$$\overline{\mathbf{W}} = \mathbf{W} - \mathbf{\Omega} \tag{3}$$

where $\mathbf{W}$ is the vorticity tensor, defined as $[\nabla\mathbf{v} - (\nabla\mathbf{v})^T]/2$. Defining the rate of strain tensor, $\mathbf{D} \equiv \left[\nabla\mathbf{v} + (\nabla\mathbf{v})^T\right]/2$, then $\mathbf{\Omega}$ is a tensor related to the rate of rotation of $\mathbf{D}$ following the motion. If the set of unit vectors $\{\mathbf{e}_i^*\}$ is the basis consisting of the principal directions of $\mathbf{D}$ (i.e., the eigenvectors of $\mathbf{D}$), then the vector angular velocity of this basis is defined by

$$\frac{d\mathbf{e}_i^*}{dt} = \mathbf{w} \times \mathbf{e}_i^*, \qquad i = 1, 2, \text{ or } 3 \tag{4}$$

where d/dt denotes the material derivative. This angular velocity $\mathbf{w}$ is of course the vector of $\mathbf{\Omega}$. so that

$$\mathbf{\Omega} \equiv \mathbf{w} \cdot \boldsymbol{\epsilon} \tag{5}$$

where $\boldsymbol{\epsilon}$ is the third-rank alternator tensor.

Astarita (1979) showed that the ratio

$$R \equiv -\frac{\operatorname{tr}\overline{\mathbf{W}}^2}{\operatorname{tr}\mathbf{D}^2} \tag{6}$$

can be used to classify flows. This quantity has the nice property of taking the values of 0 in pure extension, 1 in shear flows, and very large numbers as the kinematics approach rigid body motion. Plainly, it is a measure of the degree to which the flowing fluid avoids stretching. A thorough discussion of the use of R to classify flows is given by Astarita (1979).

It is possible that stretching at a material particle is the same in all directions on a plane. In this case, $\mathbf{D}$ is such that two of its eigenvalues coincide, and the two corresponding eigenvectors are not unique. Any unit vector on this plane is an eigenvector of $\mathbf{D}$. On this plane there is no influence of the fluid's rate of rotation on the direction of stretching undergone by the fluid. Stretching is not avoided by rotation, and hence it is legitimate to classify this as a case of null relative rate of rotation. Therefore, when the $m^{\underline{\text{th}}}$ and $n^{\underline{\text{th}}}$ eigenvalues coincide, it is just required that $\Omega_{mn} = W_{mn}$, or $\overline{W}_{mn} = 0$.

The case where all three (nonzero) eigenvalues of $\mathbf{D}$ coincide corresponds to the situation where the material particle is uniformly stretched in all spatial directions. For this case it is required that $\mathbf{\Omega}$ coincides with $\mathbf{W}$. Because of conservation of mass, this situation is not possible for incompressible liquids. As the motion approaches a rigid-body rotation (i.e., as $\mathbf{D} \to \mathbf{0}$), the ratio R approaches infinity. It is worth noting that $\mathbf{\Omega}$ is not defined for rigid-body rotation, because $\mathbf{D} = \mathbf{0}$ and principal directions do not exist.

We now postulate that the dependence of extra-stress on the fluid motion is mediated by the relative rotation and is of the form

$$\boldsymbol{\tau} = \boldsymbol{\tau}(\mathbf{D}, \overline{\mathbf{W}}) \tag{7}$$

This stands in contrast to the classic Reiner-Rivlin theory, in which the basic assumption is $\boldsymbol{\tau} = \boldsymbol{\tau}(\mathbf{D})$, and because $\overline{\mathbf{W}}$ is absent there is no input about the flow type. The assumption used by Souza Mendes *et al.* (1995), namely, $\boldsymbol{\tau} = \boldsymbol{\tau}(\mathbf{D}, \overline{\mathbf{W}}^2)$, is not as convenient as the one given by eq. (7), because it implies prediction of null first normal stress differences.

It can be shown (Smith, 1971) that a symmetric tensor-valued isotropic function of a symmetric and a skew-symmetric tensor has the following general form:

$$\mathbf{T}(\mathbf{D}, \overline{\mathbf{W}}) = \alpha_0\mathbf{1} + \alpha_1\mathbf{D} + \alpha_2\overline{\mathbf{W}}^2 + \alpha_3\mathbf{D}^2$$

$$+\alpha_4(\mathbf{D}\overline{\mathbf{W}}-\overline{\mathbf{W}}\mathbf{D})+\alpha_5(\overline{\mathbf{W}}\mathbf{D}\overline{\mathbf{W}})$$
$$+\alpha_6(\mathbf{D}^2\overline{\mathbf{W}}-\overline{\mathbf{W}}\mathbf{D}^2)$$
$$+\alpha_7(\overline{\mathbf{W}}\mathbf{D}\overline{\mathbf{W}}^2-\overline{\mathbf{W}}^2\mathbf{D}\overline{\mathbf{W}}) \tag{8}$$

where the coefficients α_i, $i=1,2,\cdots,7$ are in principle functions of scalar invariants:

$$\alpha_i = \alpha_i\left(\operatorname{tr}\mathbf{D}, \operatorname{tr}\mathbf{D}^2, \operatorname{tr}\mathbf{D}^3, \operatorname{tr}\overline{\mathbf{W}}^2,\right.$$
$$\left.\operatorname{tr}\mathbf{D}\overline{\mathbf{W}}^2, \operatorname{tr}\mathbf{D}^2\overline{\mathbf{W}}^2, \operatorname{tr}\mathbf{D}^2\overline{\mathbf{W}}^2\mathbf{D}\overline{\mathbf{W}}\right) \tag{9}$$

For a fluid that obeys a constitutive law of the type given by eq. (7)—in which the stress depends on kinematic quantities evaluated at the present instant of time only—the second law of thermodynamics requires that

$$\operatorname{tr}\{[\mathbf{T}-\alpha_0\mathbf{1}]\nabla\mathbf{v}\}\geq 0 \tag{10}$$

This leads to the following condition. that must be satisfied for all flows:

$$\operatorname{tr}\left\{\alpha_1\mathbf{D}^2+\alpha_2\overline{\mathbf{W}}^2\mathbf{D}\right.$$
$$\left.+\alpha_3\mathbf{D}^3+\alpha_5\left[\overline{\mathbf{W}}\mathbf{D}\overline{\mathbf{W}}\mathbf{D}\right]\right\}\geq 0 \tag{11}$$

If the stress given by eq. (8) is evaluated for simple shear flow ($\mathbf{v}=\dot{\gamma}x_2\mathbf{e}_1$). the following expressions for the viscometric material functions are obtained:

$$\eta_s\equiv\frac{T_{21}}{\dot{\gamma}}=\frac{1}{2}\alpha_1+\frac{1}{8}\alpha_5\dot{\gamma}^2 \tag{12}$$

$$\Psi_1\equiv\frac{T_{11}-T_{22}}{\dot{\gamma}^2}=\alpha_4 \tag{13}$$

$$\Psi_2\equiv\frac{T_{22}-T_{33}}{\dot{\gamma}^2}=-\frac{1}{4}(\alpha_2-\alpha_3+2\alpha_4) \tag{14}$$

For uniaxial extension ($\mathbf{v}=\dot{\varepsilon}(x_1\mathbf{e}_1-\frac{1}{2}x_2\mathbf{e}_2-\frac{1}{2}x_3\mathbf{e}_3)$). the predictions of eq. (8) lead to the following expression for extensional viscosity:

$$\eta_u\equiv\frac{T_{11}-T_{22}}{3\dot{\varepsilon}}=\frac{1}{2}\alpha_1+\frac{1}{4}\alpha_3\dot{\varepsilon} \tag{15}$$

Upon examination of eqs. (12). (13). (14) and (15). it is seen that rheological data for shear material functions and for extensional viscosity can be well represented independently and simultaneously, if suitable choices of the α_i functions are made. This is a unique and quite helpful feature. For example. it can be assumed that $\alpha_i=\alpha_i(\operatorname{tr}\mathbf{D}^2, \operatorname{tr}\overline{\mathbf{W}}^2)$. and the fact that $R\equiv-\operatorname{tr}\overline{\mathbf{W}}^2/\operatorname{tr}\mathbf{D}^2$ is a parameter that indicates the flow type can be conveniently explored. as done by Souza Mendes *et al.* (1995).

It is worth noting that neither α_6 nor α_7 appear in eqs. (12). (13). (14) and (15). If these two coefficients are set to zero. eq. (8) is considerably simplified, while maintaining the prediction capabilities mentioned above. For this reason. we adopt this simplifying assumption. The resulting equation is not more difficult to use than the classical CEF equation. with the advantage of not being restricted to nearly viscometric flows.

For the sake of simplicity we further assume that $\alpha_3=\alpha_5=0$ and that the remaining coefficients are of the form $\alpha_i=\alpha_i(II_D, R)$, where R is given by eq. (6). This is perhaps

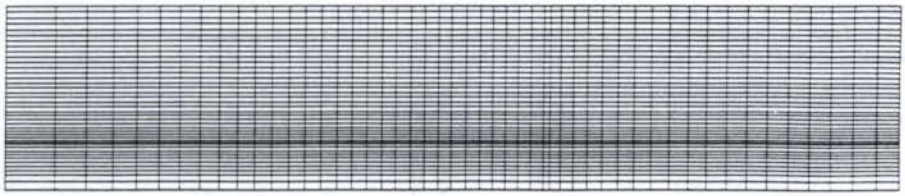


Figure 2: The mesh

the simplest dependence on the invariants of $\mathbf{D}$ and $\overline{\mathbf{W}}$ that carries information about the type of flow.

Assuming this form of dependence, we can construct α_i functions that (i) are capable of fitting well both shear and extensional data; and (ii) seem to give a reasonable qualitative behavior for other flows ($0 \leq R < \infty$).

For the viscosity function, $\eta = \alpha_1/2$, we adopt the weighted geometric mean of shear and extensional viscosities, proposed by Souza Mendes *et al.* (1995), given by

$$\eta(II_D, R) = \eta_s(II_D)^R \eta_u(II_D)^{1-R} \tag{16}$$

where η_s and η_u represent the experimental data obtained in simple shear and uniaxial extension, respectively. It is worth noting that for simple shear flow the shear rate is related to II_D as $\dot{\gamma} = \sqrt{2II_D}$, whereas for uniaxial extension the relationship of extension rate and II_D is $\dot{\varepsilon} = \sqrt{2II_D/3}$. Therefore, experimental results for shear and extensional viscosities, which are presented as functions of $\dot{\gamma}$ and $\dot{\varepsilon}$ respectively, are extended to other (complex) flows by writing them as functions of II_D, as done in eq. (16).

Shear and extensional viscosity functions were employed that have the same qualitative behavior of data for polymeric liquids. They are

$$\eta_s(II_D) = \eta_0 \left[1 + \lambda_s^2 (2II_D)\right]^{\frac{n_s - 1}{2}} \tag{17}$$

$$\eta_u(II_D) = \eta_0 \left[1 + \lambda_u^2 (2II_D)\right]^{\frac{n_u - 1}{2}} \tag{18}$$

where the parameter values employed were $\lambda_u = \lambda_s = 5.2 \times 10^{-2}$ s, $\eta_0 = 2.65$ and $n_s = 1$.

The other α_i coefficients were assumed to be the following functions of II_D and R:

$$\alpha_2 = -a_2^{1-R}(2\Psi_1(II_D) + 4\Psi_2(II_D)); \quad \alpha_4 = -a_4^{1-R}\Psi_1(II_D) \tag{19}$$

In the present paper, Ψ_1 was assumed to be independent of II_D, and Ψ_2 was taken as $\Psi_2 = -0.1\Psi_1$. Moreover, the parameters a_2 and a_4 were both taken as equal to 1000. The reasons for the above assumptions are discussed in Thompson (1997), and are not presented here due to space limitations.

3 Numerical method

The conservation equations were discretized by the finite volume method described by Patankar (1980). Staggered velocity components were employed to avoid unrealistic pressure fields. The pressure-velocity coupling was solved by an algorithm based on SIMPLE (Patankar, 1980). The resulting algebraic system was solved by the TDMA

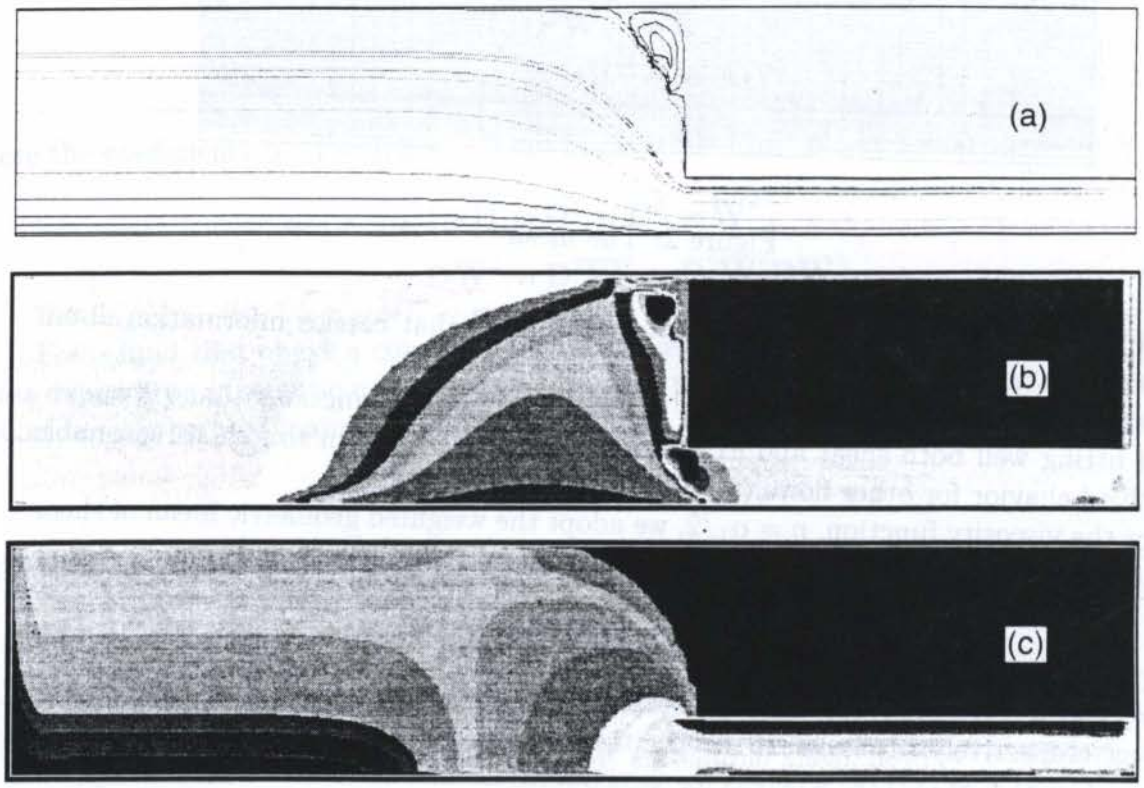


Figure 3: Newtonian results. (a) Streamlines: (b) R field: (c) tr$\{\mathbf{TD}\}$ field.

line-by-line algorithm, with the block correction algorithm (Settari and Aziz, 1973) to increase the convergence rate.

Figure 2 shows the mesh employed in the numerical solution. It is seen that the mesh points are non-uniformly distributed, with more concentration in the neighborhood of the contraction plane. More details about the numerical method can be found in Thompson (1997).

4 Results and discussion

We now present some representative results of the numerical solution. The results discussed in this paper were obtained with negligible inertia ($Re \equiv \rho \bar{u} D/\eta_0 = 1.8 \times 10^{-2}$). Results and discussion for a much wider range of parameters are available in Thompson (1997).

Firstly, we focus our attention toward the Newtonian flow pattern, which is known to have corner vortex with a detachment length approximately equal to $0.17D$. It can be seen that the numerical result for Newtonian fluid (Fig. 3) reproduces this known result. The predicted Newtonian flow pattern is nearly coincident with experimental observations available in the literature.

As the elasticity effects are increased, the vortex size and detachment length are known to increase. This trend is well predicted by the numerical solutions, as illustrated in Fig. 4, where streamlines are shown for increasing values of Ψ_1 (and Ψ_2). The results shown in Fig. 4 pertain to$n_u = 1$ (constant extensional viscosity), but the same qualitative

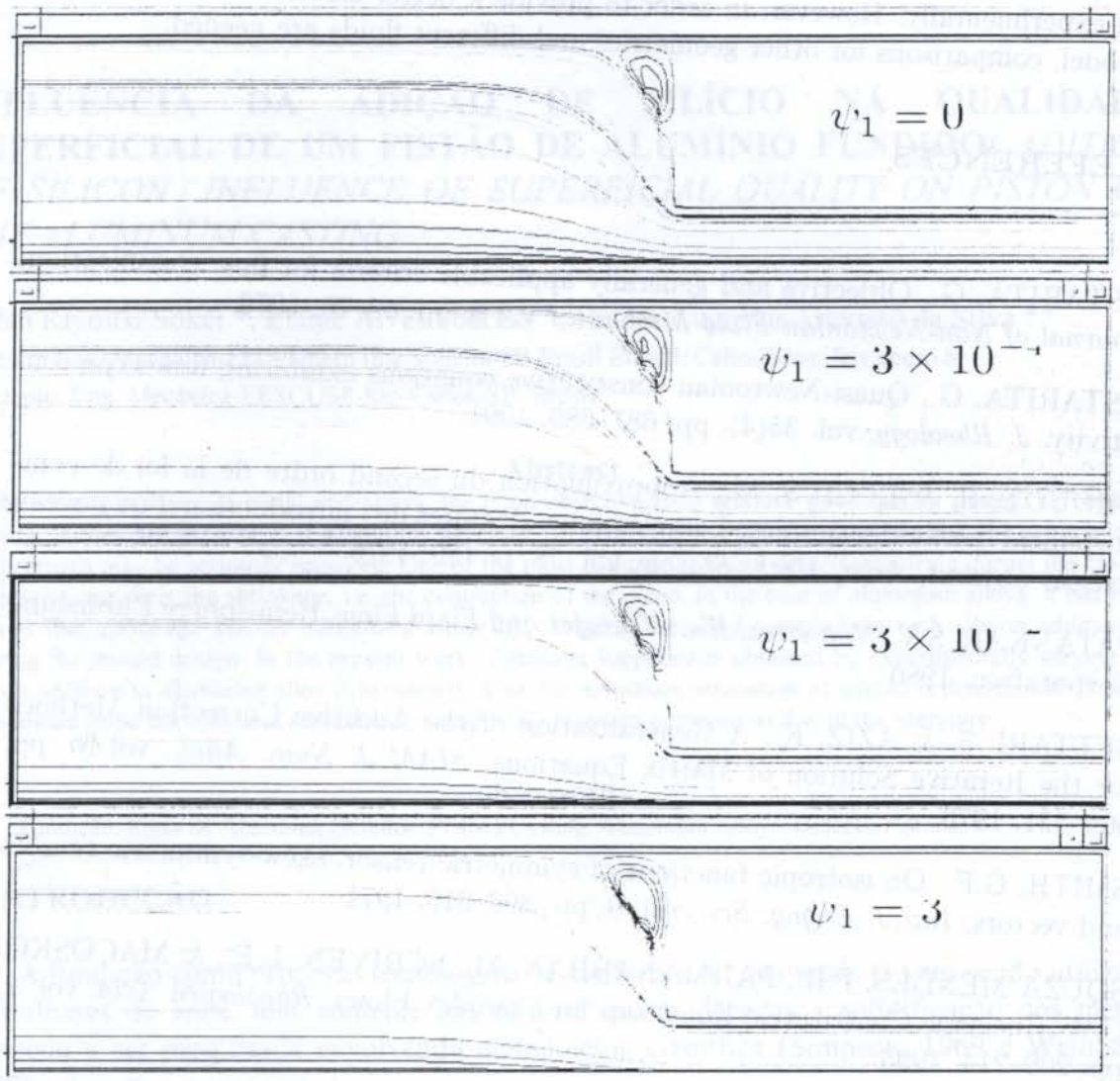


Figure 4: Streamlines for different values of normal force coefficients.

results are obtained for larger values of n_u (Thompson, 1997). This suggests that the constitutive law employed in the problem formulation gives a qualitatively reasonable description of the fluid's mechanical behavior.

5 Final remarks

The results discussed above give a good indication about the validity of the constitutive model examined in this paper. The predicted flow patterns follow the same trends observed experimentally. However, in order to provide a better assessment of the merits of the model, comparisons for other geometries and different fluids are needed.

6 References

ASTARITA, G., Objective and generally applicable criteria for flow classification. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* vol 6, pp. 69–76, 1979.

ASTARITA, G., Quasi-Newtonian constitutive equations exhibiting flow-type sensitivity, *J. Rheology*, vol. 35(4), pp. 687–689, 1991.

DROUOT, R. & LUCIUS, M., Approximation du second ordre de la loi de comportement des fluides simples. Lois classiques deduites de l'introduction d'un noveau tenseur objectif, *Arch. Mech. Stasow*, vol. 28, p. 189, 1976.

PATANKAR, S.V.,*Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Hemisphere Publishing Corporation, 1980.

SETTARI, S. & AZIZ, K., A Generalization of the Additive Correction Methods for the Iterative Solution of Matrix Equations, *SIAM J. Num. Anal.*, vol.10, pp. 506–521, 1973.

SMITH, G.F., On isotropic functions of symmetric tensor, skew-symmetric tensors and vectors, *Int. J. Engng. Sci.*, vol. 9, pp. 899–916, 1971.

SOUZA MENDES, P.R., PADMANABHAN, M., SCRIVEN, L.E., & MACOSKO, C.W., Inelastic Constitutive Equations for Complex Flows, *Rheologica Acta*, vol. 2, pp. 209–214, 1995.

SOUZA MENDES, P.R., THOMPSON, R.L., & NACCACHE,M.F., Simple viscoelastic constitutive equation for complex flows, *Proc. XIIth International Congress on Rheology*, edited by A. Aït-Kadi, J. M. Dealy, D. F. James and M. C. Williams, p. 385, Aug. 18-23, 1996.

THOMPSON, R.L., A new constitutive equation for viscoelastic materials and its performance in a 4:1 abrupt contraction, MS dissertation, Pontifícia Univ. Católica, Rio de Janeiro, 1997. (in Portuguese)

UNESP COBEM 97

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB372

INFLUÊNCIA DA ADIÇÃO DE SILÍCIO NA QUALIDADE SUPERFICIAL DE UM PISTÃO DE ALUMÍNIO FUNDIDO/ *ADITION OF SILICON INFLUENCE OF SUPERFICIAL QUALITY ON PISTON OF THE ALUMINUM CASTING*

Celso Riyoitsi Sokei *, Elaine Alves Pedrosa *, Helder Augustus Trevisso da Silva **
*Depto. Eng. Mecânica-FEIS/Unesp Ilha Solteira-SP-Brasil E-mail: Celso@dem.feis.unesp.br
**Depto. Eng. Mecânica-EESCUSP-São Carlos-SP- Brasil

Abstract

In the casting process of metal and alloys, the main objective is to produce good quality pieces, i.e. without defects. If they are present, it is absolutely necessary to eliminate or minimize them, or else the piece quality and strength may be seriously impaired. One of the most commonly found defects occurring during the casting process of metals is the shrinkage, i.e. the contraction of the piece. In the case of aluminum alloys, it has been proved that shrinkage can be minimized either by changing the alloy composition with silicon addition or altering the mould design. In the present work, shrinkage suppression obtained by experimentally varying the silicon addition in aluminum alloy is presented. Also, the minimum percentage of silicon is determined, in order to maintain good ductility and mechanical strength. Such results compare well with the literature.

Keywords

Fundição, Ligas de Aluminio, Defeitos, Pistões/Casting, Aluminum Alloys, Defects, Pistons.

1. INTRODUÇÃO

A fundição como processo tecnológico de conformação de metais já vem sendo utilizada há milhares de anos, mas somente nas últimas quatro décadas a solidificação dos metais começou a ser pesquisada envolvendo metodologia científica (Simpson, 1969 e Weinberg, 1975).

Numa operação de fundição, para se obter uma peça metálica é necessário que uma determinada massa de metal liquido solidifique dentro da cavidade do molde. Este ,por sua vez apresenta duas funções principais: a primeira é de dar formato à peça e a segunda de retirar calor do metal líquido para que este se solidifique.

A solidificação em sistemas metal/molde é fundamentalmente um processo de extração de calor em regime transiente com mudança de fase, onde uma certa quantia de energia térmica deve ser transferida para o meio ambiente possibilitando assim a nucleação e crescimento da fase sólida(Ruddle, 1957 e Flemings, 1974). O estudo da transferência de calor durante a solidificação torna-se necessário visto que a mesma exerce grande influência tanto na cinética como na distribuição de temperatura no sistema metal/molde, sendo portanto um parâmetro

3950

importante na determinação da estrutura e a propriedade das peças obtidas(Carslaw et al, 1959 e Garcia et al , 1978).

A fundição abrange uma série de processos cada um dos quais apresentando característicos próprios, entre os quais se incluem o processo de fundição por gravidade, que podem utilizar moldes de areia e moldes metálicos.

No caso de fundição por gravidade, que é assunto de interesse neste trabalho, podem ocorrer defeitos durante a solidificação dos metais, e entre os defeitos mais comuns estão bolhas e vazios, gotas frias, trincas de contração, cavidade de contração e rechupe. Vazamento por gravidade pode ser aplicado a qualquer tipo de metal inclusive ferro fundido e alumínio e suas ligas.

Nos processos de fundição os metais fundem-se em contato com a atmosfera e com outros gases resultantes da combustão nos fornos de fusão. Esse contato faz com que os metais tendam a reagir com o meio gasoso que os circunda, resultando em sua oxidação parcial, a qual provoca perdas durante a fusão e o vazamento. Por outro lado, ao ser fundido, um metal deverá estar contido em um recipiente, seja ele um cadinho refratário ou metálico, com o qual poderá reagir; além disso, o metal poderá ser coberto por uma escória de refino, ou simplesmente protetora, com a qual também poderá reagir. Finalmente, ao ser vazado, a maior ou menor facilidade com que encherá o molde dependerá de sua fluidez.

A velocidade com que um líquido escoa através de um canal, sob determinadas condições de temperatura, pressão, forma e dimensão deste, é controlada pela sua viscosidade. Dependendo da finalidade é conveniente utilizar uma grandeza derivada, denominada "viscosidade cinemática" que é obtida dividindo-se a viscosidade pela densidade do líquido.

Andrade concluiu que a viscosidade dos metais é apenas um pequeno múltiplo da viscosidade da água, e que a viscosidade cinemática (ou viscosidade dividida pela densidade) é consideravelmente menor que a da água (Bradaschia, 1971).

A viscosidade cinemática de metais e ligas liquidas encontram-se na faixa de 0.1 a 1.5 $10^6 m^2/s$, e que ela difere apreciavelmente dos óleos minerais e de muitos outros fluidos. Além disso a viscosidade cinemática dos metais densos é bem inferior à da água, e a dos metais leves como o alumínio e magnésio é próxima à da água.

Na fundição de metais não se considera propriamente a viscosidade, mas a fluidez. O termo fluidez refere-se à propriedade de um metal liquido de poder fluir de forma livre e regular em um molde e de poder enchê-lo totalmente antes que se inicie a solidificação , que o impede de fluir. A fluidez de um metal depende de fatores que estão relacionados com as variáveis que dependem do metal e de variáveis do ensaio, que dependem do molde. As variáveis que dependem do metal, ou liga são: viscosidade, tensão superficial, filmes superficiais de óxidos, teor de gás dissolvido, inclusões em suspensão e temperatura de vazamento. As variáveis de ensaio são: forma do corpo de prova utilizado no ensaio de fluidez; a forma e dimensões da bacia de vazamento; o material de que é feito o molde; a velocidade de vazamento e o grau de aquecimento do molde. Quando a fluidez é alta, o metal tende a esboçar todas as formas do molde, em seus mínimos detalhes, podendo mesmo provocar o conhecido fenômeno de penetração. Ao contrário, quando a fluidez é baixa o metal torna-se menos capaz de reproduzir os detalhes do molde (Bradaschia, 1971).

2. MATERIAIS E MÉTODOS

O material utilizado neste trabalho foi o alumínio comercialmente puro fornecido pela ALCAN , silício metalúrgico e mistura de sais a base de cloretos de sódio e de potássio que foram utilizados como fluxo de limpeza.

O Alumínio é um metal de baixa resistência mecânica. A resistência à tração de Alumínio puro (99,99%) é apenas de 6 kgf/mm^2 em média. Entretanto, o Alumínio comercial tem resistência à tração de cerca de 9 a 14 kgf/mm^2. É interessante notar que as impurezas metálicas presentes nessa forma de Alumínio, principalmente ferro, silício e cobre, contribuem para aumentar sua resistência à tração em mais de 50%. Por meio da introdução de elementos de liga, trabalho a frio ou tratamento térmico pode ser atingida resistência à tração de até 60 kgf/mm^2(Gomes, 1976).

As ligas de Alumínio fundidas tem sido empregadas consideravelmente, devido às inúmeras vantagens que estas apresentam. Sua baixa densidade, resistência ao ataque químico e características atóxicas são responsáveis pela sua elevada utilização nas indústrias químicas e alimentícias. Isto se deve a formação de uma película de óxido na superfície do material de natureza quimicamente estável que é transparente e aderente a superfície do metal(Bresciani Filho, 1992). As ligas de alumínio são bastantes utilizadas nos serviços de transporte em geral, que se beneficiam do baixo peso e boa resistência mecânica dos componentes mecânicos e estruturais, onde são reduzidos os esforços de inércia e as vibrações, resultando maior vida útil e menores custos de manutenção. Nos veículos para transporte significam, também, maior disponibilidade de suportar cargas, consequentemente , aumentando o lucro das empresas (Gomes, 1976).

A liga mãe foi preparado variando a quantidade em peso do silício de 10 até 18%. O alumínio era colocado em um cadinho de grafite e levado a um forno elétrico tipo mufla, a uma temperatura de 800°C. Após a fusão do alumínio, o cadinho era retirado do forno para que o silício fosse adicionado ao alumínio fundido , nas proporções de 10, 12, 15 e 18% de silício, e em seguida misturados. Eram adicionados também ao banho, uma mistura de sais de cloreto de sódio(70%) e de potássio(30%), para auxiliar na separação dos óxidos e impurezas não metálicas do metal fundido. A mistura retornava em seguida ao forno para ser homogeneizada e atingir a temperatura de superaquecimento desejado, ou seja, a uma temperatura de 800°C. O cadinho era então retirado do forno para remoção das impurezas e controlar a temperatura de resfriamento até 780°C , para em seguida ser vazada em um molde metálico, cuja montagem está apresentada na figura 1.

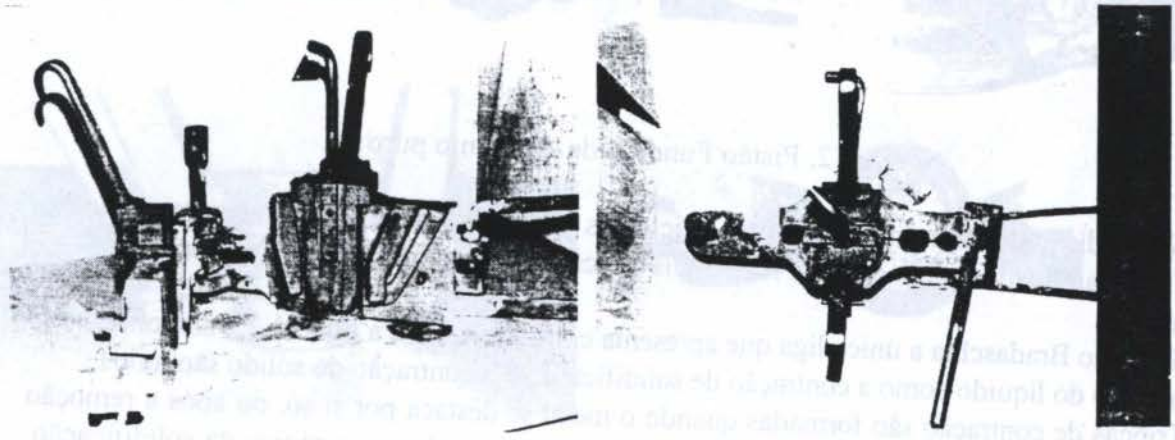


Figura 1. Detalhes das paredes internas (molde e macho) e a montagem do molde

O controle da temperatura do banho, foi realizado com o auxílio de um termopar Chromél-Alumél acoplado a um multimetro digital.

Para impedir que ocorresse um colapso, ou seja a solidificação do alumínio antes que a massa ocupasse todas as cavidades do molde, este era aquecido previamente com um maçarico a GLP.

A fim de verificar o comportamento mecânico foram realizados ensaios de tração em vários corpos de provas de composição de silício variando de 0 a 18% , verificou-se a medida que o teor de silício era elevado a resistência mecânica também crescia, em contrapartida a ductilidade descrescia. Para o alumínio puro o limite de resistência encontrado foi de 64,83 MPa e a deformação ε foi de 0,162 , para a liga Al-12%Si o limite de resistência foi de 82 MPa e a deformação ε foi de 0,0186 , e para a liga Al-18%Si o limite de resistência foi de 106 MPa e a deformação foi 0,0206.

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

A figura 2 mostra o resultado obtido no vazamento do alumínio puro, observa-se que próximo ao furo do pino apareceu uma trinca e na parte interna do pistão ocorreram problemas relativos à contração durante a solidificação do alumínio.

A figura 3 e 4 exibe uma seqüência de fotos dos pistões , onde as quantidades de silício foram gradativamente aumentadas. O problema ocorrido com o trincamento foi resolvido com a adição do silício, mas na parte interna onde ocorria o problema de rechupe a melhora foi gradual e o defeito foi eliminado com a adição de 18% de silício.

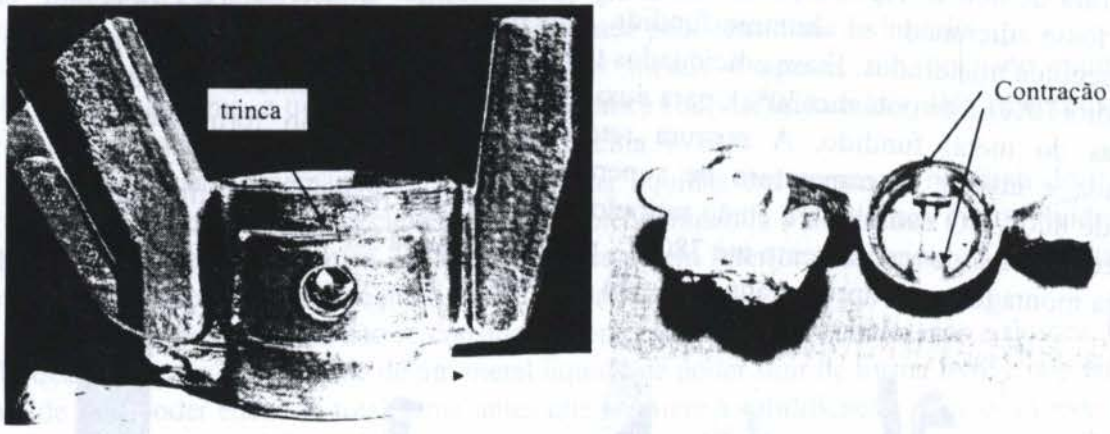


Figura 2. Pistão Fundido de Alumínio puro

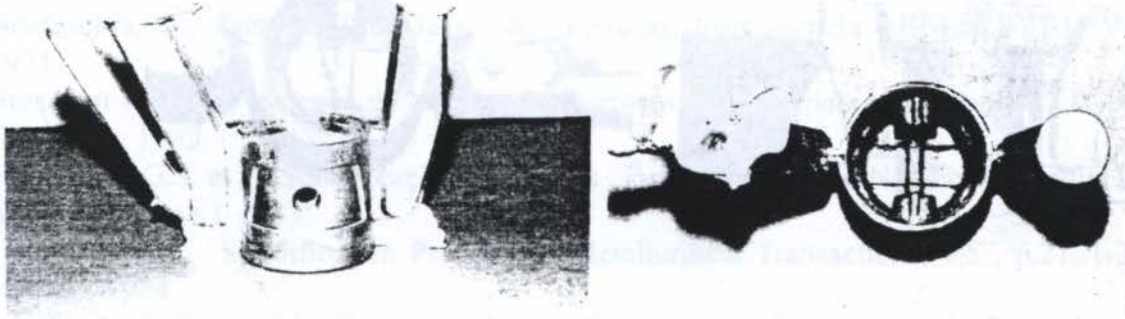
Na fundição do Alumínio, elementos adicionais são acrescentados para melhorar a fluidez, reduzir a fragilidade e aumentar a resistência mecânica , além de atenuar os problemas de contração.

Segundo Bradaschia a única liga que apresenta contração zero é a liga Al-25%Si, onde tanto as contração do líquido como a contração de solidificação e a contração do sólido são nulos.

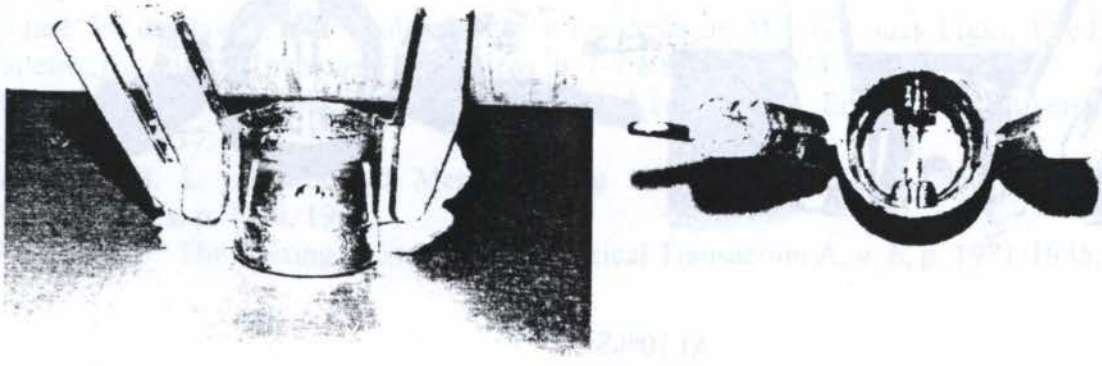
Trincas de contração são formadas quando o metal se destaca por si só, ou após a remoção das cavidades do molde. Quando aparece a trinca, durante os últimos estágios da solidificação, ela é conhecida como gota quente ou rasgo. Este defeito forma-se mais comumente em metais que apresentam paredes espessas, pois nestas condições as regiões isoladas do líquido ficam sujeitas a tensões térmicas durante o esfriamento, o que posteriormente resulta em fratura. Trincas de contração resultam da impossibilidade da peça fundida contrair-se livremente, o que produz tensões internas complexas. Regiões mais quentes ou altos gradientes térmicos, contribuem para aumentar estas altas tensões, particularmente se o molde(ou macho) for

suficientemente rígido para restringir o movimento relativo das diferentes partes da peça durante o esfriamento. São necessários vários procedimentos quando se deseja evitar esse tipo de defeito. Deve-se aumentar a colapsabilidade dos machos e moldes ou seja incorporar material mais elástico no material do molde, ou ainda minimizar a compactação durante a moldagem. Além disso, pode ser necessário uma alteração no projeto para evitar as variações abruptas da seção. As regiões quentes podem ser eliminadas, e os gradientes térmicos podem ser controlados pela modificação do sistema de alimentação, ou pela utilização de resfriadores localizados(Prates et al, 1978).

A maioria dos metais apresentam aumento significativo de volume durante sua fusão. Essa variação do volume manifesta-se como uma contração durante a transformação inversa. Atenção especial deve ser dada para assegurar que todas as partes da peça fundida sejam preenchidas com metal líquido durante todo o processo de solidificação, pois áreas do líquido podem ficar isoladas. Aparece então a contração sob a forma de cavidades de formato irregular. Ocorrendo contração próxima à superfície, as cavidades podem ser detectadas devido à presença de pequenas depressões na superfície da peça fundida conhecida como rechupe(Prates et al, 1978).



Al 18%Si



Al 15%Si

Figura 3. Comparação entre os produtos fundidos com composições de Silício de 15 e 18%.

A maior causa do rechupe é o insucesso na obtenção de solidificação direcional, na direção dos pontos quentes da peça, tais como os massalotes ou os alimentadores. Se esses pontos de

alimentação não estão bem localizados, a contração fica mais evidente. Novo arranjo do sistema de alimentação ajuda consideravelmente a prevenir esse defeito. O uso de temperaturas de vazamento mais elevadas também é normalmente vantajoso.

Freqüentemente, métodos apropriados, que envolvem aquecimento exotérmico da cavidade do molde podem ser usados para facilitar a solidificação direcional. Quando são utilizados resfriadores em certos locais da peça , os efeitos de contração podem ser minimizados.

4. CONCLUSÃO

A adição de Silício atenua o problema da contração, já que o Silício aumenta a fluidez do Alumínio líquido, permitindo que ele flua através de delgadas paredes na cavidade do molde, reduzindo a contração externa e o coeficiente de expansão, além de melhorar a estanqueidade e solubilidade, produzindo detalhes mais precisos.

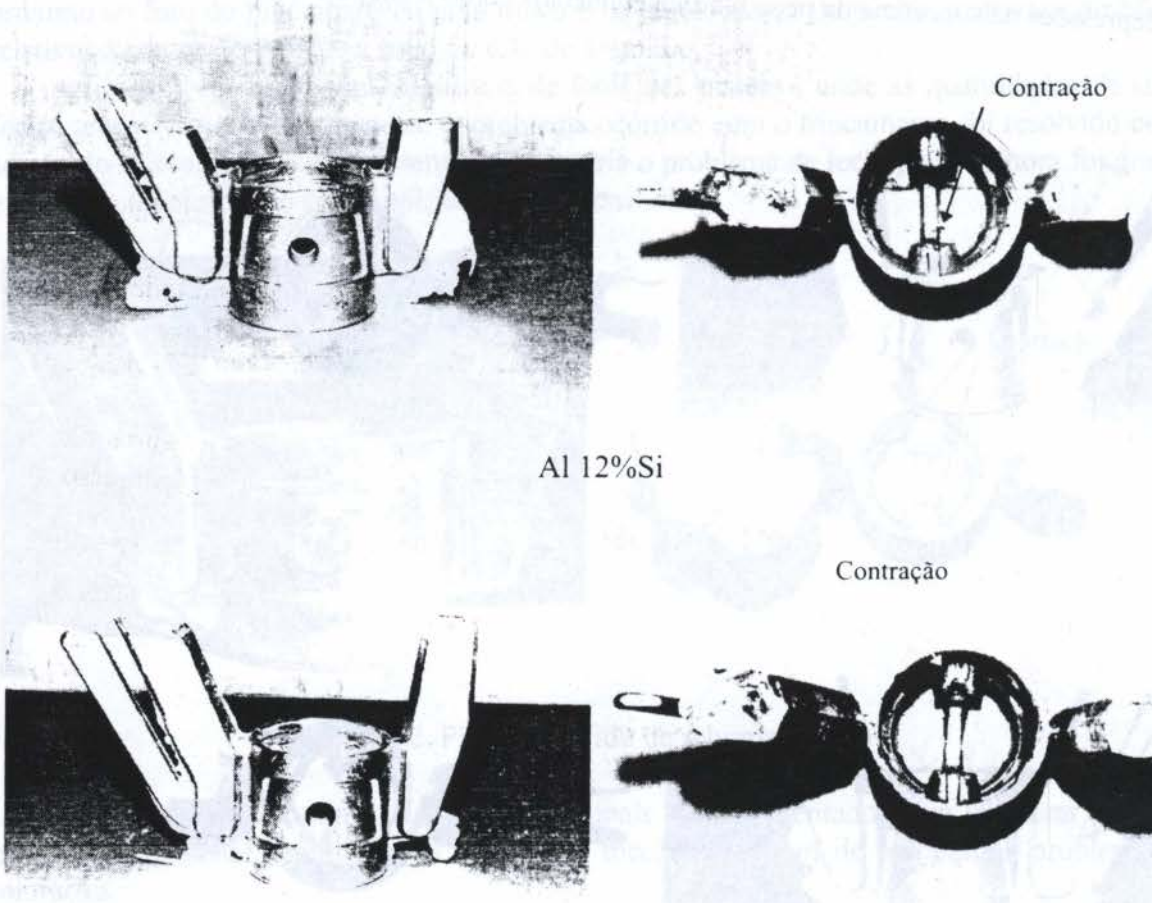


Figura 4. Comparação entre os produtos fundidos com composições de Silício de 10 e 12%.

A análise experimental constituiu-se de repetidos ensaios onde variou-se as quantidades mássicas de Silício, a ser fundida com o Alumínio. Os metais ligas foram fundidos a 800°C em forno de resistência elétrica e a Matriz Metálica aquecida durante 1(uma) hora através de maçarico a GLP. As peças fundidas foram inspecionadas visualmente

e constatou-se que para o alumínio puro surgiram defeitos como trincas de contração, e rechupes conforme mostram as figuras 2 a 4 . Visto que o alumínio puro e suas ligas têm alta contração de solidificação, uma vez que estas ligas dissolvem hidrogênio com muita facilidade, e durante a solidificação o gás é rejeitado pelo sólido, a alimentação das regiões interdendríticas será dificultadas(Falheiros et al, 1971). A trinca desapareceu com a adição de Silício e o defeito de contração ou rechupe foram atenuados a medida que foram elevados o teor de silício adicionados à liga e a quantidade de 18% de Silício apresentou o melhor resultado, visto que se chegou a níveis aceitáveis dos problemas causados pela contração, e que atinge os dados da literatura(Chiaverini,1978; e Hatch,1984). Os problemas causados pela contração dos metais durante a solidificação podem ser resolvidos tanto pela adição de elementos de liga como pela reformulação do projeto e confecção de um novo molde, onde possíveis defeitos de modelação são sanados, e a viabilidade deste, somente é significativa quando a adição de elementos de liga por si só não apresenta soluções aceitáveis.

5. REFERÊNCIAS

Carslaw et al Conduction of Heat in Solids, 2 ed. Londres , Ed. Oxford University Press, p. 282-296, 1959.

Bradaschia, C. Fundição de Ligas Não Ferrosas, Editada pela ABM, p.VIII-1 -VIII-17, 1971.

Bresciani Filho, E. Seleção de Metais Não Ferrosos, Editada pela Universidade Estadual de Campinas, 1992.

Falheiros, I.G.S. et al Solidificação dos Metais , Fundição de Ligas Não Ferrosas editada pela ABM , 1971. p x1 - x33.

Flemings, M.C. Solidification Processing, Metallurgical Transactions, v.5 , p.2121-2134 , outubro, 1974.

Garcia, A. & Prates, M. Determinação dos Tempos e da Distribuição de Temperaturas na Solidificação Unidirecional de Metais em Moldes Maciços, Anais do 3º Congresso CBECIMAT, pL3.1-L3.10, 1978.

Gomes, M. R. Propriedades e Usos dos Metais Não Ferrosos 3° Edição, ABM pp.1- 101, 1976

Hatch, J.E. Aluminum: Properties and Physical Metallurgy , Ed. American Society for Metals, pp. 320-350, 1984.

Prates, M. & Davies, G.J. Solidificação e Fundição de Metais e suas Ligas, 1ª ed. Rio de Janeiro, Ed. Livros Técnicos e Científicos ,p. 1-7 e 83-125, 1978.

Ruddle, R. W. The Solidification of Castings 2 ed. London, Ed. Oxford University Press, p.282-296, 1957.

Simpson, B. L. History of Metal Casting Industry , 2 ed. Chicago, Ed. American Foundrymen's, p. 1-20, 1969.

Weinberg, F. The Casting of Steel , Metallurgical Transaction A, v. 6, p. 1971-1985, 1975.

Tema 812

Metalurgia Física

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB23

ESTUDO DA CINÉTICA DE CRESCIMENTO E DA ESTABILIZAÇÃO DE GRÃOS EM LIGAS DO SISTEMA CU-ZN-AL / *THE STUDY OF THE KINETIC OF GROWTH TO STABILIZE THE GRAIN GROWTH IN THE CU-ZN-AL SYSTEM*

RICARDO ARTUR SANGUINETTI FERREIRA (†), PAULO CÉSAR BOTELHO DE ANDRADE (††) SEVERINO L. URTIGA FILHO(†) E NEY F. DE QUADROS(†)

(†) DEMEC - Departamento de Engenharia mecânica da Universidade Federal de Pernambuco - UFPE - Av Acadêmico Hélio Ramos s/n Cidade Universitária 50.741-530, Recife-PE. - E-mail : Sanguinetti@npd.ufpe.br

(††) ITEP- Instituto de Tecnologia do Estado de Pernambuco - Av. Prof. Luis Freire 700 Cidade Universitária 54.740-540, Recife-PE.

Abstract

The study of the microstruture evolution is of fundamental importance for Cu-Zn-Al shape memory alloy. The growth of grain degrades the shape memory effect by the displacement of temperatures where the transformations are observed. The degradation can be softened by the control of grain boundary migration or precipitation as a consequence of the diffusion process. The process control can be obtained by the increase the activation energy, which is produced by addition of the alloy elements. In this study was used a Cu-Zn-Zn alloy without the addition of elements. Based on the area criterion of the ASTM standard, the statistic measurements of a grain size were made in samples treated at different temperature of the ageing or annealing treatments. The kinetic of the grain growth was studied by an Arrhenius empirical law and the activation energy for this process (E_A) was estimated by ln (D) x 1/T diagram. At lower temperatures, results of the activation energy follow either theoretical or experimental results. Moroever, for higher temperatures of the thermal treatments a change in the slope of the ln (D) x 1/T diagram was observed. This anomalous behavior was associated with a secondary recrystallization as a consequence of the intermediary thermomechanical treatments. On the morphological view point, the secondary recrystallization was characterized to produce an anormal grain size with many boundary faces. Important conclusions about grain growth mechanisms were obtained. After these results, a selection of some of the elements will be made to increase the activation energy (E_A) in order to stabilize the grain size.

Key Words

Grain growth ; Kinetic of growth ; Activation energy ; Secondary Recrystallization. Cinética de crescimento

1- INTRODUÇÃO

A cinética de crescimento de grãos para diversos sistemas de ligas tem sido objeto de estudos teóricos e experimentais ao longo das três últimas décadas. Desta imensa variedade de trabalhos, destacaríamos M. Hillert (1965), Simpson *et al.* (1971) e, mais recentemente, J. W.

Canh (1991), como grandes contribuições para este campo de trabalho. Os trabalhos precursores de E. O Hall (1951) e N. J. Petch (1953) já mostravam a importância que o tamanho do grão tem para as propriedades mecânicas. O efeito de Hall e Petch continua sendo a base para estudos estudo recentes envolvendo o binômio *tamanho de grão / propriedades mecânicas*, a exemplo do que foi feito por Yang Chu *et al.* (1991).

Para as ligas do sistema Cu-Zn-Al com memória de forma, o crescimento de grãos torna-se desastroso. Além de comprometer as propriedades mecânicas degrada o efeito memória, deslocando as temperaturas onde as transformações são observadas. A inevitável conformação a quente, utilizada para a fabricação de um produto tecnológico, apresenta dois inconvenientes neste sistema de ligas : Em altas temperaturas, durante tratamento de solubilização seguido da deformação, é observado o crescimento anormal ; conforme já foi suposto em nosso trabalho anterior (Mendes *et al.* 1996). Em baixas temperaturas, durante tratamento de envelhecimento, além de crescimento do grão, pode ocorrer a precipitação de fases fragilizantes nos contornos , conforme mostrado por Sanguinetti *et al.* (1990).

O presente trabalho tem por objetivo determinar os meios para atenuar os dois efeitos com a utilização de uma única técnica : Com base na determinação da energia de ativação do processo de crescimento, deve-se selecionar um ou mais elementos de adição que inibam tanto o crescimento de grãos quanto a precipitação nos contornos, sem comprometer as propriedades iniciais da liga sem adição.

2 - MÉTODOS EXPERIMENTAIS

A liga de composição nominal Cu-15,5Al-8,0Al, em peso, foi elaborada em forno de indução de 24 KVA, utilizando-se cadinho de carbeto de silício. Os efeitos de evaporação de zinco foram atenuados pela elaboração prévia da liga Zn-34Al, um procedimento já utilizado anteriormente (Sanguinetti 1990). A liga fundida foi vazada em lingoteira metálica e, após solidificada, foi resfriada em água a 25° C, aproximadamente.

O material obtido na forma de tarugo, com seção retangular 15 x 30mm, aproximadamente, foi submetido a um tratamento de homogeneização à 750° C, durante 4 horas. Seguindo-se a homogeneização foi feito uma deformação a quente (laminação de 2%, aproximadamente), em um único passe, para uniformização da espessura. Terminada a deformação, o material foi imediatamente resfriado em água. Seguindo-se o tratamento anterior, o material foi solubilizado a 700° C, durante 2 horas, e, nesta temperatura, foi deformado 20% em único passe de laminação. Após a deformação, o material foi resfriado em água.

No estado parcialmente recristalizado, o material foi cortado em pequenos blocos e, a seguir, submetidos ao tratamento de envelhecimento de duas horas em temperaturas que poderiam ser de 640, 670, 700 e 730° C. Os ciclos termomecânicos estão mostrados esquematicamente na figura 1.

Para os tratamentos termomecânicos foram utilizados um forno tipo mufla monitorado com termopares do tipo cromel-alumel e acuidade de ± 3° C. As deformações foram feitas em um laminador do tipo ourives.

Depois de envelhecidas nas respectivas temperaturas os pequenos blocos da liga foram submetidos aos processos metalográficos tradicionais. Após o polimento final, foi feito um ataque com uma solução a base de percloreto férrico (75%) e ácido cloridrico (25%) para revelar os contornos de grãos. A contagem de grãos foi feita em microscópio ótico, utilizando-se o critério das áreas da norma ASTM E-112. Para obtenção do diâmetro médio, a área medida foi distribuída pelo número de grãos nela contidos.

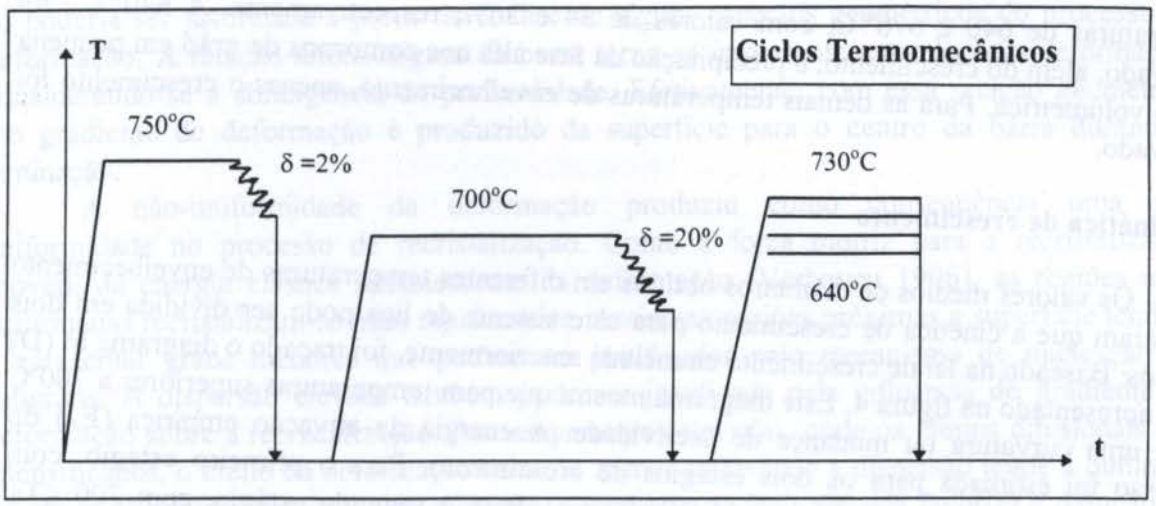


Figura 1 - Diagrama esquemático dos ciclos termomecânicos

Para descrever a cinética de crescimento foi admitida uma lei empírica que segue a lei de Arrhenius ; ou seja:

$$D = Kt^n \qquad (1)$$

onde D é o diâmetro do grão, t é o tempo de tratamento, n é a ordem de crescimento e k uma constante . Para processos termicamente ativados o valor de k é dado por:

$$K = k_o \, Exp[-E_{AC} / RT] \qquad (2)$$

k_o é o fator de freqüência, E_{AC} é a energia de ativação do processo, R é a constante dos gases e T a temperatura absoluta.

3- RESULTADOS EXPERIMENTAIS

3-1 Morfologia

O envelhecimento, na realidade um recozimento, com duração de duas horas em diferentes temperaturas produziu um crescimento de grãos cuja morfologia é típica de estruturas deformadas e recristalizadas. As figuras 1 e 2 mostram a reprodução dos contornos de grãos de microestruturas recristalizadas a 700 e 730° C. Os resultados das medições de áreas unitárias para as diversas temperaturas do envelhecimento são mostrados na tabela 1.

Tabela 1: Evolução do tamanho do grão em função da temperatura.

Temperatura (° C)	Área unitária (mm^2)	Diâmetro x10^{-6} (mm)	Desvio Padrão
640	0,08089	321	0,35
670	0,19861	503	0,36
700	0,46181	767	0,28
730	1,31646	1.295	0,30

Para efeito de cálculo do diâmetro médio, os grãos foram considerados equiaxiais, muito embora os resultados mostrassem grãos de formas e tamanhos variados com dispersão elevada, porém decrescendo com a temperatura. As maiores dispersões foram observadas nas

temperaturas de 640 e 670° C, com valores de 34 e 36%, respectivamente. A 640° C foi observado, além do crescimento, a precipitação da fase alfa nos contornos de grão em pequena fração volumétrica. Para as demais temperaturas de envelhecimento, apenas o crescimento foi observado.

3-2 Cinética de crescimento

Os valores médios de diâmetros obtidos em diferentes temperaturas de envelhecimento mostraram que a cinética de crescimento para este sistema de liga pode ser dividida em dois estágios. Baseado na lei de crescimento enunciada anteriormente, foi traçado o diagrama ln (D) x 1/T apresentado na figura 4. Este diagrama mostra que para temperaturas superiores a 700°C existe uma curvatura ou mudança de declividade. A energia de ativação empírica (E_A) do processo foi estimada para os dois estágios de crescimento. Para o primeiro estágio, com $640 \leq T \leq 700°$ C, o valor estimado foi 54 Kjoules/mol. Para o segundo estágio, com $700 \leq T \leq 730°$ C, o valor da energia de ativação foi de 43 Kjoules/mol.

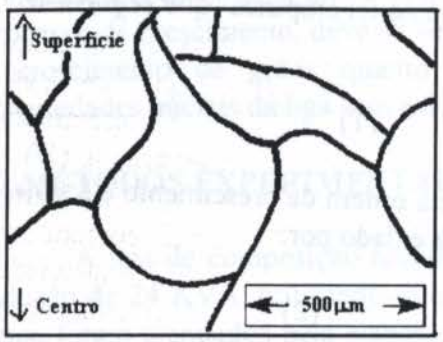


Figura 2 - Contornos de grãos da microestrutura recristalizada a 700° C

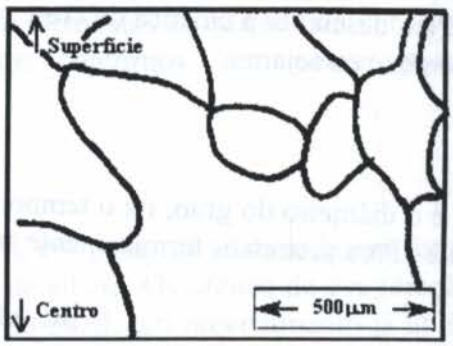


Figura 3 - Contornos de grãos da microestrutura recristalizada a 730° C

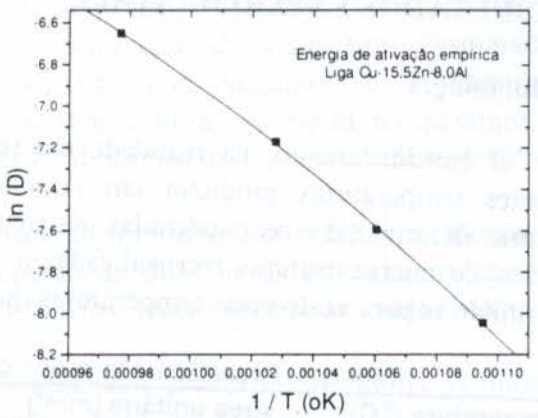


Figura 4 - Diagrama ln (D) x 1/T para estimativa da energia de ativação do processo de crescimento.

4-DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

O tratamento de envelhecimento após deformação produziu, além da recristalização, um crescimento onde a microestrutura final apresenta grãos de formas e tamanhos variados. Considerando-se que a deformação de 20% foi idêntica para todas as amostras, onde os pequenos blocos foram retirados de uma única barra, a diferença de forma e tamanho de grãos

só poderia ser justificada a partir da análise de alguns aspectos geométricos do processo de deformação. A relação altura/largura da barra torna-se importante em relação a deformação, considerando-se a abrangência da profundidade. Efetivamente, com essa relação geométrica um gradiente de deformação é produzido da superfície para o centro da barra durante a laminação.

A não-uniformidade da deformação produziu como conseqüência uma não uniformidade no processo de recristalização. Como a força motriz para a recristalização provém da energia elástica remanescente da deformação (Verhoven 1996), as regiões mais deformadas recristalizam-se mais rapidamente. Assim, as regiões próximas à superfície tendem a apresentar grãos menores que podem ser justificados pelo mecanismo de nucleação de subgrãos. A dispersão elevada também pode ser justificada pela influência do gradiente de deformação sobre a recristalização. Em temperaturas elevadas, onde os efeitos difusionais são intensificados, o efeito da deformação torna-se menos influente e a dispersão tende a diminuir. Ao invés de nuclear contornos de subgrãos, a temperatura mais elevada favoriza a redução do grau de misorientação entre os subgrãos, produzindo o coalescimento destes, num mecanismo já proposto por Li *et al.*(1962).

A cinética de crescimento de grãos explicitada pelo diagrama ln (D) x 1/T apresentou dois estágios de crescimento . O primeiro estágio, o crescimento é normal e pode ser associado à recristalização primária. O crescimento normal é uma característica deste sistema de ligas, conforme foi mostrado em estudos recentes de Guilemany *et al.* (1992). O crescimento anormal do segundo estágio, caracterizado pela mudança de declividade no diagrama ln (D) x 1/T, pode ser justificada pela recristalização secundária ; onde grãos enormes (D=1245 μm) apresentam-se como polígonos de muitos lados (fig. 3). Esta anomalia, apesar de comum em outros sistemas de ligas não ferrosas (Simpsom *et al.* 1971), ainda não tinha sido enunciada para este sistema de liga. Convém lembrar que o processamento utilizado neste trabalho leva em conta o efeito da deformação, constituindo-se numa simulação do que ocorre a nível industrial. Em Guilemany *et al.* (1992) a deformação não foi realizada.

Considerando-se que a energia de ativação para o crescimento é, normalmente, 1,5 a 2,0 vezes menor que a energia de ativação para difusão, nossos resultados estão de acordo com os resultados de Kennon *et al* (1982). Utilizando um sistema Cu-Zn-Al, estes autores encontraram que a energia de ativação para difusão variava entre 60 a 80 Kjoules/mol, durante a decomposição da fase beta. A relatividade entre os valores da energia de ativação de crescimento e difusão foram observados.

Os resultados obtidos com este trabalho já nos dá subsídios para selecionar os elementos de adição. Servirá de base, portanto, para o estudo, ainda em andamento, sobre a estabilização do tamanho do grão por adição de elementos de liga visando-se uma possível aplicação tecnológica.

5- CONCLUSÕES

O crescimento de grãos em ligas do sistema Cu-Zn-Al é favorecido pelos baixos valores da energia de ativação (E_{AC}) do processo de crescimento. O sistema apresenta uma dupla cinética de crescimento, caracterizados por dois estágios distintos. Os valores estimados para (E_{AC}) foram 54 Kjoules/mol e 43 Kjoules/mol para o primeiro e segundo estágio de crescimento, respectivamente.

Em altas temperaturas de envelhecimento, a recristalização secundária é observada no sistema Cu-Zn-Al. Esta anomalia é caracterizada pela curvatura no diagrama ln (D) x 1/T e pela morfologia de alguns grãos que apresentam-se como polígonos de muitos lados.

No envelhecimento a altas temperaturas, a recristalização secundária diminui a energia de ativação do processo de crescimento e os grãos passam a ter um crescimento anormal em relação ao estágio anterior.

Os mecanismos de recristalização secundária, promotora da diminuição da energia de ativação de crescimento, vão além do simples aumento da difusividade e migração de contornos para redução do campo interno de deformações. Estudos mais profundos são necessários para melhor esclarecer o fenômeno.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

C. J. SIMPSOM, K. T. AUST & W. C. WINEGARD - Metallurgical Transactions vol. 2 pp. 987-991, april 1971.

J. M. GUILEMANY & F.J. Gill - Journal of Materials Science vol.26 pp. 4626-4630, 1991.

J. W. CAHN - Acta Metallurgica e Materialia vol. 39 nº 10 pp. 2189-2195, 1991.

JONH. D. VERHOVEN -Fundamentals of Physical Metallurgy - John Wiley & Sons, New York 1975.

K. G. G. MENDES, R. R. BARROS , P. C. B. DE ANDRADE & R. A. SANGUINETTI FERREIRA - Anais do IVº CONIC - Recife-PE, pp. Outubro 1996

LI J. M. - Journal of Applied Physics vol. 33 pp. 2958, 1962.

M. HILLERT - Acta Metallurgica Vol. 13 pp. 227-238, march 1965.

N. F. KENNON, D. P. DUNNE & L. MIDDLETON - Metallurgical Transactions A vol. 13 pp. 551, 1982.

P. SHERBY & P. E. ARMSTRONG - Metalurgical Transactions vol. 2 pp. 3479-34-84 december 1971.

R. A. SANGUNETTI FERREIRA, T. A. A. Melo & S. J. G. Lima - Anais do IXº Cbecimat pp 307-309, 1990.

R. A. SANGUINETTI FERREIRA - Tese de mestrado UFPB , janeiro 1990.

WU-YANG CHU & ANTONY W. THOMPSON - Scripta Metallurgica et Materialia vol. 25 pp. 641-644, 1991.

AGRADECIMENTOS

Agradecemos à **FACEPE** - Fundação de Amparo a Ciência e Tecnologia de Pernambuco pelo apoio dado a este projeto - APQ 0074-3.03 / 96, e ao **CNPq** pelas bolsas ITI do programa REENGE referente à metalurgia da conformação.

A Robério Ribeiro Barros e Kelton Giovanni G. Mendes, alunos de iniciação científica, que iniciaram-se neste projeto mas, por circunstâncias da vida, tiveram que abandonar o estudo.

Resumo

O estudo da evolução microestrutural é de fundamental importância para as ligas do sistema Cu-Zn-Al com efeito de memória de forma. O crescimento de grãos degrada o efeito memória deslocando as temperaturas onde as transformações são observadas. Esta degradação pode ser atenuada a partir do controle da velocidade de migração atômica nos contornos de grãos; e isto pode ser obtido pelo aumento da energia de ativação da difusão, feito através da adição de elementos à liga. Para este estudo foi utilizada uma liga do sistema Cu-Zn-Al, sem adição de elementos. Com base no critério de áreas da norma ASTM E112, as medições estatísticas do tamanho do grão foram feitas em amostras tratadas a diferentes temperaturas de envelhecimento. A cinética de crescimento de grãos foi estudada com base em leis empíricas e, a partir do diagrama ln (D) x 1/T, a energia de ativação (Eac) do processo de crescimento foi estimada. Os resultados obtidos são compatíveis com a teoria e comparáveis a alguns resultados experimentais. Entretanto, para as temperaturas mais elevadas do envelhecimento, uma curvatura ou mudança de declividade da reta foi observada. Esta anomalia foi associada a uma recristalização secundária (crescimento anormal) conseqüência dos processos intermediários de conformação plástica. Do ponto de vista morfológico, a recristalização secundária foi caracterizada por produzir grãos enormes e com muitos lados. Ao final deste trabalho, conclusões importantes sobre os mecanismos de crescimento foram tiradas ; fato este que permitirá a seleção de alguns dos possíveis elementos de adição, visando-se o refino de grãos e o aumento da energia de ativação (Eac) para estabilizar o crescimento.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB22

ASPECTOS FÍSICO-QUÍMICOS DA DECOMPOSIÇÃO SPINODAL $\beta_m \rightarrow \beta_t$ OBSERVADA EM LIGA DE TITÂNIO BETA METAESTÁVEL/

PHYSICO-CHEMICAL ASPECTS OF THE SPINODAL DECOMPOSITION IN A BETA TITANIUM ALLOY

RICARDO ARTUR SANGUINETTI FERREIRA (†) & ELISABETH GAUTIER (††)
(†) Departamento de Engenharia Mecânica da UFPE
Rua Acadêmico Hélio Ramos s/n - Cidade Universitária 50740-530 Recife - PE
e-mail : Sanguinetti@npd.ufpe.br
(††) Laboratoire de Science et Génie des Matériaux Métalliques - École des Mines de Nancy
Parc de Saurupt 54042, Nancy Cedex, France

Abstract

A beta titanium alloy Ti-5.0Al-2.0Sn-4.0Zr-4.0Mo-2.0Cr-1.0Fe (by weigth) was solution treated and followed by quenching. In the supersaturation condition this alloy was reheated at 0.5° C/s and 5.0° C/s in order to study the sequences of phase transformation on the anisothermal conditions. In the fisrt stages of heating, a little modification was observed on the morphology microstructures before the precipitation of intermediary phases. Different zones of the matrix present a darker contrast as a consequence of fluctuations in the chemical composition. Chemical microanalysis obtaineid by EDS in transmission electron microscopy revealed that those darker zones were weakened in Mo, Cr and Fe solute elements. Morphological analysis in electron microscopy revealed no interface between rich and poor zones of matrix. Electron diffraction patterns taken from it showed scattered spots in the same lattice. The results indicate that solute separation, has no interface and identical lattice for different zones, thus we conclude that spinodal decomposition occurs really in beta titanium alloy at low temperatures.

Key Words

Spinodal decomposition; Decomposition in β-Ti; Phase transformation in β-Ti; Decomposição spinodal

1. INTRODUÇÃO.

A teoria da nucleação e crescimento admite a existência de uma energia positiva de superfície (γ_s) que atua como barreira, retendo a nucleação (J. D. Verhoeven 1992). A teoria da decomposição spinodal prescinde da existência desta energia interfacial (γ_s). As soluções sólidas supersaturadas podem apresentar flutuações da composição química que conduzem a um estado bifásico e menos energético. A passagem do estado monofásico para o estado bifásico, sem o aporte suplementar de energia, caracteriza-se como uma decomposição spinodal.

Vários são os estudos em soluções supersaturadas de diversos sistemas de ligas com ndicações de transformação de fase por decomposição spinodal (Embury *et al.* 1965, Rhodes *et al.* 1975, Williams *et al.* 1971). A grande dificuldade de comprovação da transformação reside no fato da decomposição ocorrer muito rapidamente, em pequenissimas frações volumétricas e sem o aporte suplementar de energia. Do ponto de vista macroscópico, a decomposição spinodal não altera nem as propriedades mecânicas nem as propriedades fisicas;. ficando dificil sua detecção pelos métodos tradicionais de acompanhamento das transformações (Sanguinetti 1994). O fator de escala é, portanto, determinante. Com a resolução da microscopia ótica, por exemplo, é absolutamente impossível o acompanhamento do processo de decomposição spinodal.

Este trabalho objetiva mostrar alguns dos aspectos da decomposição spinodal, como o morfológico (ausência de interface), o cristalográfico (identidade de reticulado) e o químico heterogeneidades), através de técnicas de microscopia eletrônica de transmissão (MET) e microanálise em espectrometria a dispersão de energia (EDS).

. MÉTODOS EXPERIMENTAIS.

A liga estudada é conhecida comercialmente como β-Cez, tem composição nominal em peso Ti-5,0Al-2,0Sn-4,0Mo-2,0Mo-2,0Cr-1,0Cr, e é produzida pela Cezus - Compagnie Européene de Zirconium (Prandi *et al.* 1988). Corpos de provas cilíndricos de 6,0 mm de diâmetro por 30,0 mm de comprimento foram submetidos a tratamentos térmicos em vácuo secundário. A solubilização foi feita a 920°C num tempo de 30 minutos, seguida do reaquecimento até 830°C, com diferentes velocidades e interrupções por têmpera rápida (figura). Foi usado um forno do tipo foco convergente dotado de um dispositivo para resfriamento com jato de argônio, permitindo-se, assim, ciclos térmicos rápidos com velocidades de aquecimento e resfriamento controladas. A caracterização microestrutural foi feita por com microscópio de transmissão Jeol com tensão de aceleração de 200 KV. A microanálise química - EDS foi feita em microscópio de transmissão Philips CM 12, com tensão de aceleração de 120 KV. As lâminas foram preparadas em uma célula de duplo jato desenvolvida por Bainbridge et al. (1970), com eletrólito de Brackburn et al.(1967).

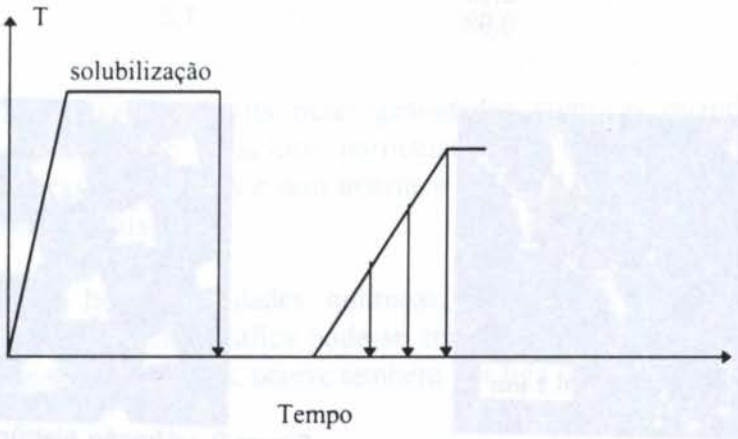


Figura 1 - Ciclo térmico para tratamento de solubilização e reaquecimento interrompido.

3. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

A microestrutura obtida após a solubilização seguida de têmpera rápida é constituída basicamente da fase beta metaestável (β_m) com traços da fase ômega (ω_{temp}) que precipita durante o resfriamento. Conforme já mostrado em trabalho anterior (Sanguinetti 1994), esta mistura de fases se decompõe diferentemente, segundo a velocidade de aquecimento. Neste trabalho, vamos apresentar apenas resultados referentes às velocidades de 0,5 e 5,0° C/s, por serem as mais representativas.

Nos primeiros instantes do aquecimento, em temperaturas inferiores à 200° C aproximadamente, a fase ômega (ω_{temp}) se dissolve, independentemente da velocidade de aquecimento. Devido a sua pequena fração volumétrica, esta fase que só pode ser observada por difração eletrônica, se dissolve sem produzir anomalias macroscópicas que modifiquem as propriedades físicas e mecânicas mensuráveis. Após a dissolução da fase ômega (ω_{temp}) nenhuma transformação é observada por técnicas convencionais de acompanhamento. Somente a partir de 350° C ,se a velocidade de aquecimento for de 0,5° C/s, ou 400° C, se a velocidade de aquecimento for de 5,0° C/s, as anomalias nas propriedades passam a ser mensuráveis. Conforme já mostramos anteriormente (Sanguinetti 1994), estas anomalias correspondem, respectivamente, às precipitações das fases intermediárias ômega de recozimento (ω_{Rec}) e alfa segundo (α").

Se as técnicas convencionais não revelaram nenhuma anomalia entre os intervalos de temperatura 200≤T≤350° C ou 200≤T≤400° C para as duas velocidades estudadas, a microscopia eletrônica de transmissão mostrou a ocorrência de modificações na morfologia da matriz. Regiões com contrastes diferentes, claro e escuro, foram observadas na matriz muito embora não existisse uma interface definida entre elas (figura 1). A difração eletrônica (figura 2), obtida do mesmo campo, mostra taxas difusas com simetria única, que caracteriza a identidade cristalina da matriz. As análises químicas locais, feitas em EDS revelaram a heterogeneidades, indicando a separação de soluto na matriz. As regiões claras e escuras (tabela 1) apresentaram teores de Cr, Fe e Mo diferentes da liga, cuja composição foi determinada pela Cezus por espectrometria de massa.

Tabela 1-Microanálise química da matriz a 300° C obtida em espectrometria -EDS

Elemento	liga	Região clara	Região escura
Mo	3,86	4,1	3,5
Cr	2,09	2,3	1,7
Fe	0,98	1,2	0,8

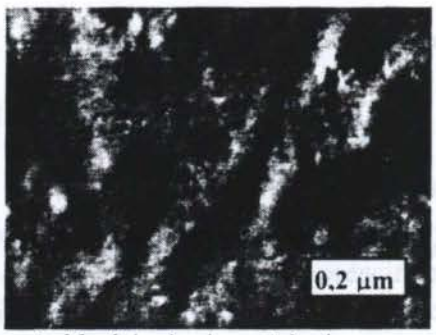


Figura 1 -Morfologia da matriz decomposta em aquecimento de 0,50° C/s até T=300° C.

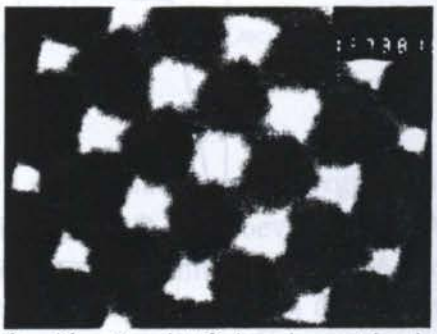


Figura 2 - difração eletrônica da matriz obtida do mesmo campo da figura ao lado.

4. DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

A cinética de decomposição anisotérmica da fase beta metaestável pode ser parcialmente acompanhada por técnicas convencionais de estudo como a dilatometria, resistividade, calorimetria diferencial, dosagem em R-X, dureza HV etc. Em trabalhos anteriores (Sanguinetti et al. 1993 ; 1994 e 1996) já mostramos o quanto estas técnicas foram eficazes para identificar os diversos domínios e seqüências de transformação que ocorrem durante o aquecimento. Entretanto, nenhuma destas técnicas foi capaz de evidenciar a decomposição spinodal $\beta_m \rightarrow \beta_t$ que ocorre nos primeiros instantes do aquecimento.

Os trabalhos precursores de Brotzen *et al.* (1965) já falavam de uma possível decomposição spinodal em ligas de titânio, entretanto os métodos de acompanhamento por eles utilizados não lhes permitiram maiores conclusões neste sentido. Muriakami *et al.* (1980), em seu trabalho de síntese, também apresenta diversas referências, onde a decomposição spinodal em ligas de titânio é, supostamente, admitida. Em todos estes trabalhos, incluindo-se os nossos, o fator de escala foi determinante para a não comprovação da decomposição spinodal. A pequeníssima fração volumétrica de β_t , decomposta quase que simultaneamente com a precipitação de fases intermediárias como ômega (Vc=0,5° C/s) ou alfa segundo (Vc=5,0° C), impossibilitou a observação da decomposição spinodal a partir de técnicas convencionais baseadas nas variações de propriedades físicas ou mecânicas.

Neste trabalho o fator de escala foi considerado e, a partir de técnicas pontuais como a espectrometria a dispersão de energia (EDS) e a microscopia eletrônica de transmissão (MET), a decomposição spinodal pode ser explicitada, pelo menos, em seus aspectos químicos, morfológicos e cristalográficos.

A morfologia das zonas de diferentes contrastes, com ausência de uma interface entre elas, está bem de acordo com a teoria clássica da decomposição spinodal. As heterogeneidades químicas, produzidas pela separação de átomos de soluto na matriz, justificam o espalhamento das taxas de difração. Os teores mais elevados de cromo e ferro tendem a diminuir o parâmetro do reticulado cristalino das regiões menos contrastadas. A variação do parâmetro cristalino entre as regiões enriquecidas e empobrecidas de soluto é, portanto, a responsável pelo espalhamento das taxas de difração. Este efeito da separação de soluto sobre as taxas de difração torna-se mais evidente em temperaturas mais elevadas. Em temperaturas próximas a 700° C, a matriz fica completamente decomposta em beta rica (β_R) e beta pobre (β_P), conforme já mostrado em trabalhos anteriores (Sanguinetti 1994).

5. CONCLUSÕES

A fase beta metaestável apresenta heterogeneidades químicas quando aquecida a diferentes velocidades. A separação de soluto, particularmente, molibidênio, cromo e ferro produzem zonas com contraste diferentes e sem interface definida. A difração eletrônica entre estas zonas apresentam taxas difusas.

Considerando-se as heterogeneidades químicas, a ausência de interface entre as diferentes zonas e a identidade cristalográfica pode-se concluir que a decomposição spinodal, típica em soluções sólidas supersaturadas, ocorre também nas liga de titânio beta-Cez.

6. BIBLIOGRAFIA

B. PRANDI, E. ALHERITIERE, F. SHWARTZ, M. THOMAS - 6th World Conference on Titanium vol. 3, Cannes 1988, pp. 1489- 1494.

C. G. RHODES & J. C. WILLIAMS - Metallurgical Transactions vol. 6, november 1975 pp. 2103-2114.

J. C. WILLIAMS, B. S. HICKMAN & D. H. LESLIE - Metallurgical Transactions vol. 2 fev. 1971, pp. 477-484.

J. D. EMBURY & R. B. NICHOLSON - Acta Metallurgica vol. 13, april 1965, pp. 403-407.
J. D. VERHOEVEN - Fundamentals of Physical Metallurgy - John Willey & Sons, New York 1975, chapter 8.

J. E. BAINBRIDGE & L. THORNE - Journal of Nucl. Materials vol. 34, 1970 pp.202.

M. J. BLACKBURN & J. C. WILLIAMS - Transactions of AIME vol. 239, 1967, pp. 287.

R. A. SANGUINETTI FERRIRA - Thèse de Doctorat -École des Mines de Nancy - Intitut National Polytechnique de Lorraine - Nancy, France, sept 1994.

R. A. SANGUNETTI FERREIRA, E. GAUTIER & NEY F. DE QUADROS - 12° CBCIMAT - Congresso Brasileiro de Engenharia e ciencia dos materiais, dezembro de 1996 pp. 885-888.

R. SANGUINETTI, M. ZANDONNA, A. PIANELLI & E. GAUTIER - Journal de physiques IV, supplément au journal de physique III Vol. 3, november 1993 pp. 527-531.

R. SANGUINETTI & E. GAUTIER - Revue de Metallurgie - Beta Titanium alloys , n° 8 , october 1994 pp. 93-100.

R. F. BROTZEN, E. L. HARMON & A. R. TROIANO - Transaction AIME - Journal of Metals, fev. 1965, pp. 413-419.

Y. MURAKAMI - Titanium'80 Science and Tecnology, edited. by H, Kamura and O. Izumi, vol. 1, 1980, pp. 153-157.

AGRADECIMENTOS

Agradecemos à **FACEPE** - Fundação de Amparo a Ciência e Tecnologia de Pernambuco pelo apoio dado a este projeto - APQ 0074-3.03 / 96.

Resumo

Uma liga de titânio beta metaestável de composição nominal Ti -5,0Al - 2,0Sn - 4,0Zr - 4,0Mo - 2,0Cr -1,0Fe foi solubilizada e resfriada bruscamente. Na condição de supersaturação a liga foi reaquecida a velocidades de 0,5° C/s e de 5,0° C/s para estudo anisotérmico das seqüências de transformação de fase. Nos primeiros estágios do aquecimento foi observada uma ligeira modificação na morfologia, antes mesmo da precipitação de qualquer fase intermediária. Diferentes regiões da matriz, submetidas à flutuações na composição química, apresentavam um contraste mais elevado quando observadas, principalmente, em campo escuro. A microanálise química obtida com EDS em microscopia de transmissão (MET) revelou que as zonas enegrecidas eram empobrecidas, principalmente em Mo, Cr e Fe. Os resultados obtidos em microscopia de transmissão não revelaram a existência de qualquer interface entre as regiões ricas e pobres em soluto e as figuras de difração , mesmo com taxas difusas, mostraram a perfeita coerência entre as redes cristalinas das duas regiões. A inexistência de uma interface e a identidade cristalográfica nos permitiram concluir que a decomposição spinodal ocorre realmente nas ligas de titânio em baixas temperaturas.

Palavras chaves

Decomposição spinodal ; Decomposição em β-Ti ; Transformação de fase em β-Ti.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1014

ESTUDO COMPARATIVO DAS LIGAS COM EFEITO MEMÓRIA DE FORMA β-CuZnAl e β-CuZnSn / *ON β-CuZnAl e β-CuZnSn SHAPE MEMORY EFFECTS ALLOYS: COMPARISION STUDY*

Claudeir Silva de Oliveira, Cezar Henrique Gonzalez & Ney Freitas de Quadros
Departamento de Engenharia mecânica, Área de Materiais - CTG - UFPE - Recife - Pernambuco - Brasil
Avenida Acadêmico Hélio Ramos, s/n - CDU - CEP 50740 - 050 - Fone: (081) 271 8230 - Fax: (081) 271 8232

Abstract

Two ternary copper based alloys with nominal compositions (in weight %) of 32.9%Zn-4% Sn and 7.0%Zn-17.7%Al (balance Cu) with shape memory effect where characterized in relation to yours microstructural and physical properties. These alloys presented transformations temperatures that are function of composition. The alloys were done on a induction furnace using quartz crucibles. The little ingots were submitted to thermal treatments of homogenization, "betatization" and solubilization. The microstructures of each treatment were analyzed. The material was hot milled in shapes of plates and quadratic section wires and presented the two-way shape memory effect. The microstructures of the EMF alloys were were studied by means of optical metallography and R-rays diffraction. The phase transformations temperatures were measured by resistivity. Thermal cycling were discussed.

Keywords

Efeito Memória de Forma, Transformações de Fase, Ligas a Base de Cobre e Transformações Martensíticas / Shape Memory Effect, Phase Transformations, Copper Based Alloys, Martensite Transformations.

1. INTRODUÇÃO

As ligas suscetíveis ao Efeito Memória de Forma (EMF) são capazes de "memorizar" sua forma após ciclos térmicos e de tensão. Os mecanismos responsáveis por este comportamento são as transformações de fase no estado sólido, em geral, na ausência de processos difusivos (Christian, 1975). O termo "Efeito Memória de Forma" designa um conjunto de fenômenos físico-mecano-metalúrgicos pouco comuns aos quais alguns metais e ligas são susceptíveis. Este termo envolve os fenômenos conhecidos por efeito memória de forma, efeito memória de forma reversível e pseudoelasticidade, a qual abarca os mecanismos de superelasticidade e comportamento tipo borracha ou elasticidade enantiomorfa (Delaey et al., 1978).

O efeito memória de forma propriamente dito consiste na deformação do material a uma determinada temperatura e a restauração de sua forma original através de um simples aquecimento. Algumas destas ligas após um certo número de ciclos térmicos e de tensão, conhecido por "treinamento", apresentam o efeito memória de forma reversível. Neste fenômeno o ciclo térmico completo produz a mudança de forma da liga e sua total reversão. A pseudoelasticidade ocorre quando as ligas são submetidas a tensão externa, havendo recuperação da forma inicial após o descarregamento. Quando este fenômeno ocorre na fase

matriz é chamado de superelasticidade e na fase martensítica é chamada de elasticidade enantiomorfa.

O estudo destes mecanismos compreende a metalurgia física das mudanças mecânicas, estruturais, microestruturais, cinéticas e termodinâmicas. Estas variações são devidas a perturbações no estado de equilíbrio do arranjo atômico, o que promove um rearranjo extensivo da estrutura atômica para estabelecer novo estado de equilíbrio. Estes rearranjos atômicos constituem uma transformação de fase martensítica, são de curto alcance e realizados no estado
sólido, sem processos difusivos de longo alcance, não havendo mudança da composição da fase produto em relação à fase matriz (Shimizu et al., 1986).

A primeira descrição deste comportamento foi dada por Olander e Scheil em 1932. A liga EMF mais famosa é a Nitinol (NiTi), equiatômica, desenvolvida a partir de 1957. Devido às suas propriedades físicas e mecânicas são produtos de reconhecida aplicação tecnológica nas áreas aeroespacial, eletrônica, mecânica, mecatrônica e biomédica. No decorrer dos anos muitas ligas EMF foram descobertas, com destaque para as ligas a base de cobre, cuja relativa facilidade de obtenção e conformação diminuem os custos e ampliam o interesse em aplicações práticas. Contudo, apresentam deficiências quanto às suas propriedades físicas, mecânicas e microestruturais, por problemas causados pelo envelhecimento, o que restringe seu emprego técnico. Em aplicações tecnológicas os elementos constituidos por ligas EMF são submetidos a ciclos térmicos e de tensões que, por sua vez, afetam os mecanismos do EMF. Os ciclos térmicos introduzem discordâncias que endurecem a fase matriz, afetando a nucleação das martensitas. Nos ciclos de deformação as interfaces entre as fases, os contornos de grãos, os processos de deformação plástica das fases e outros fatores, produzem concentrações de tensões a fim de manter a coerência, influenciando a recuperação de forma e a resistência à fadiga.

A Área de Materiais do Departamento de Engenharia Mecânica (Centro de Tecnologia e Geociências) da UFPE tem realizado um intenso trabalho a partir de um Projeto com a FINEP (1987) que permitiu a montagem dos Laboratórios Básicos para a obtenção dessa ligas a base de cobre e, desde então, foram estudadas as ligas CuZn, CuSn, CuZnAl e CuZnSn. Atualmente uma nova Dissertação de Mestrado tem como tema as ligas CuAl e CuAlNi. O objetivo constante desses trabalhos tem sido resolver os problemas relativos à estabilidade mecânica dessas ligas de modo a permitir seu aproveitamento industrial.

As ligas CuZn são bastante conhecidas e apresentam temperaturas de transformações muito baixas. Geralmente é adicionada pequena percentagem de um terceiro elemento que promove o aumento destas temperaturas.

Este trabalho apresenta algumas características das ligas CuZnSn e CuZnAl. É descrita a obtenção e alguns resultados experimentais são comparados.

2. MATERIAIS E MÉTODOS

2.1 Obtenção das Ligas

Os metais usados na fabricação das ligas ternárias, com uma composição em peso de Cu-4,0% Zn-32,9% Sn e Cu-17,7% Zn-7,7% Al, usadas nessas pesquisas tinham uma pureza de cerca de 99,99%. As composições nominais foram obtidas através de uma balança digital de precisão. Antes da fusão foi realizada uma decapagem em uma solução aquosa de soda cáustica a 10% durante dois minutos, neutralizada numa solução de ácido nítrico a 10% durante 1 minuto e lavagem em água corrente deionizada. Os pesos das cargas ficaram entre 50 e 150 gramas.

A fusão das ligas foi feita num forno de indução de 24 kVA usando-se cadinhos de quartzo com diâmetros variando de 11 a 17 mm. A temperatura de fusão das ligas ficou em torno de 1100°C e o resfriamento se deu lentamente com o cadinho dentro do forno desligado até a temperatura ambiente. Um cuidado especial deve-se ter em relação ao zinco que começa a evaporar a 907°C. Esta dificuldade pode ser controlada através de adições de pequenas quantidades de zinco e de desgaseificantes. Obteve-se lingotes de boa homogeneidade e isentos de oxidação.

2.2 Tratamentos Térmicos e Laminação

Foram realizados tratamentos térmicos de homogeneização, betatização (tabela 1) e solubilização a 300, 400, 500, 600, 700 e 800°C (vide tabela 2 - pag.). As ligas foram laminadas conforme mostra a tabela 1, obtendo-se chapas de 0,7 mm de espessura e fios de seção quadrada.

Tabela 1- Tratamentos térmicos, laminação e produtos.

Liga	Homogenização	Laminação	Betatização	Produtos
CuZnSn	T↑: 820°C, 24h T↓: ao forno	T↑: 700°C, 2 a 5 min entre passes de 5 a 8%	T↑: 830°C, 10min T↓:salmoura, -16°C	Chapas e Fios
CuZnAl	T↑: 820°C, 24h T↓: ao forno	T↑: 700°C, 2 a 5 min entre passes de 5 a 8%	T↑: 830°C, 10min T↓:água, 27 °C	Chapas e Fios

3.3 Técnicas Experimentais

Polimento, Ataque e Microscopia Ótica

O polimento usado foi o normal (lixamento e polimento em alumina e/ou diamante). Os ataques foram realizados em solução aquosa de ácido nítrico a 10% ou de persulfato de amônia a 25%. As microestruturas foram analisadas em microscópio ótico invertido com luz polarizada e interferência de contraste de Nomarski.

Difração de Raios-X

Foi utilizado o método de Debye-Scherrer para a determinação das fases e dos parâmetros de rede das estruturas das fases matriz e martensítica. Empregou-se um tubo de Fe com radiação Fe-Kα com λ= 1,9373 ª Por conveniência de comparação com a maior parte dos artigos com difratogramas publicados os ângulos de Bragg foram convertidos para a radiação Cu- Kα com λ= 1,4218 ª

Resistividade

Sendo a resistividade um dos métodos mais usados para determinar as temperaturas de transição no estado sólido, construiu-se um dispositivo para medir a variação da resistividade com a temperatura pelo método dos quatro terminais. A variação das temperaturas de transformação de fase com os ciclos térmicos foram comparadas.

3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

As microestruturas e as fases presentes foram analisadas por microscopia ótica e difração de Raios-X. As temperaturas de transição foram determinadas por resistividade. As ligas laminadas foram examinadas quanto às temperaturas de solubilização, aos fenômenos de memória de forma e aos efeitos dos ciclos térmicos.

Para facilitar a comparação das ligas optou-se por colocar a liga CuZnSn sempre em primeiro lugar e a liga CuZnAl em segundo. Quando houver figura com o mesmo número, a primeira sempre será (a) e corresponde à liga com Sn.

3.1 Caracterização Microestrutural

Estrutura Bruta de Fusão

A Fig.1(a) mostra a estrutura bruta de fusão da liga CuZnSn. Pode-se notar uma estrutura dendrítica da fase α (CFC) sobre a fase β, (CCC - interdendrítica). Os contornos de grãos não estão bem definidos e observa-se a presença de segregações. No caso da liga CuZnAl, Fig.1(b), sua microestrutura apresenta grãos bem definidos da fase β (CCC) com a fase α (mais clara na micrografia) de estrutura CFC distribuída nos contornos e no interior dos grãos. Os parâmetros de rede da liga CuZnSn são menores do que os da liga CuZnAl, tendo-se os seguintes valores: CuZnSn (α = 3,41 A e β = 2,75 A); CuZnAl (α = 3,67 A e β = 2,91 A). A variação nos parâmetros de rede são devido as diferenças fisico-químicas dos elementos Sn e Al (Oliveira, 1994).

Figura 1(a) - Microestrutura Bruta de Fusão da liga CuZnSn. Ataque: persulfato de amônia. 120x

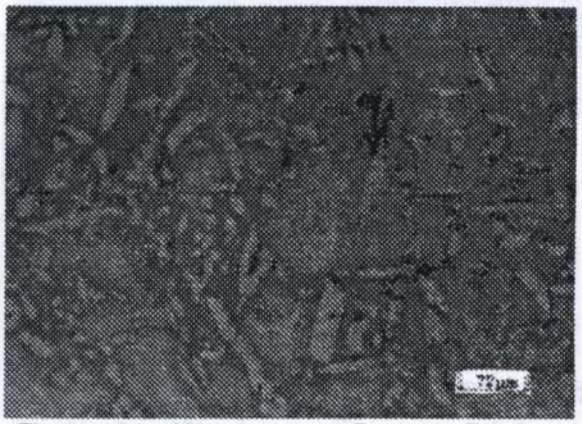


Figura 1(b) - Microestrutura Bruta de Fusão da liga CuZnAl.Ataque: ácido nítrico. 120x

Ligas Homogeneizadas

As ligas foram homogeneizadas (820°C, 24 h) e resfriadas no forno de mufla com atmosfera de argônio. A liga CuZnSn apresentou a fase matriz B2 (CCC ordenada) e algumas inclusões. A liga CuZnAl, por sua vez, apresentou uma estrutura α distribuida de uma forma heterogênea numa matriz β. A figura 2(a) apresenta a mesma liga CuZnSn, com o mesmo tratamento, porém resfriada rapidamente em salmoura a -16°C, apresentando uma transformação martensítica completa, inclusive com a martensita de auto-acomodação ("burst martensite") em forma de V. A liga CuZnAl, quando resfriada em água, no entanto, apresenta martensitas e contornos de grão da fase β, além de trincas intergranulares causadas por concentrações de tensão geradas durante o choque térmico (Gonzalez, 1993).

Os difratogramas das ligas homogeneizadas (CuZnSn resfriada em salmoura e CuZnAl resfriada em água) são apresentados nas figuras 3(a) e 3(b) respectivamente. As analises dos picos de reflexões revelaram os planos característicos da fase martensítica. Para a liga CuZnSn os planos são: (112), (201), (009), (114), (204), (115) e (205), de estrutura ortorrômbica com falha de empilhamento 9R. Para a liga CuZnAl os planos são: (0018), (1210), (2010), (128) e (122), de estrutura ortorrômbica com falha de empilhamento18R. No entanto, as estruturas das ligas EMF a base de cobre apresentam uma monoclinicidade da ordem de 0,5 a 2,5°, considerando uma monoclinicidade de 0,5° (β= 89,5°), os parâmetro de

rede calculados para as duas ligas são os seguintes: CuZnSn (a = 2,61^{A}, b= 4,34^{A} e c= 4,65^{A}) e CuZnAl (a= 4,47^{A}, b= 5,32^{A} e c= 38,38^{A}). Assim as estruturas martensíticas da liga CuZnSn é M9R e da liga CuZnAl é M18R (Andrade, 1983).

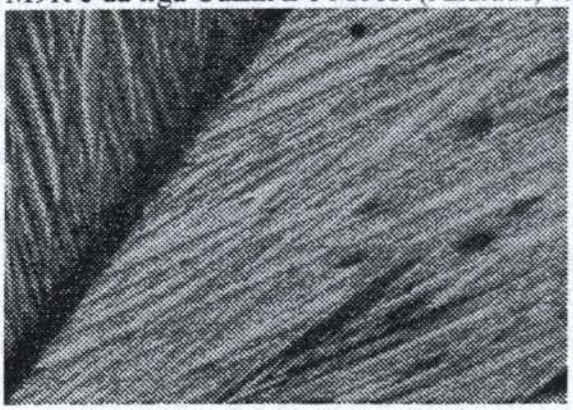


Figura 2(a) - Liga CuZnSn resfriada em salmoura. Martensita M9R, grupos de auto-acomodação. Sem ataque. 200x

Figura 2(b) - Liga CuZnAl homogeneizada a 820°C, resfriada em água à temperatura ambiente. Martensita M18R. 120x

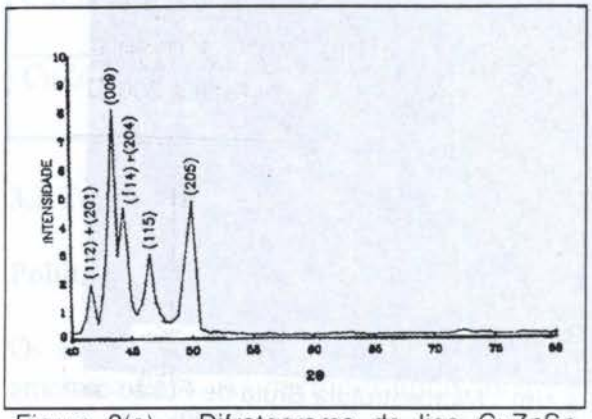


Figura 3(a) - Difratograma da liga CuZnSn resfriada em salmoura.

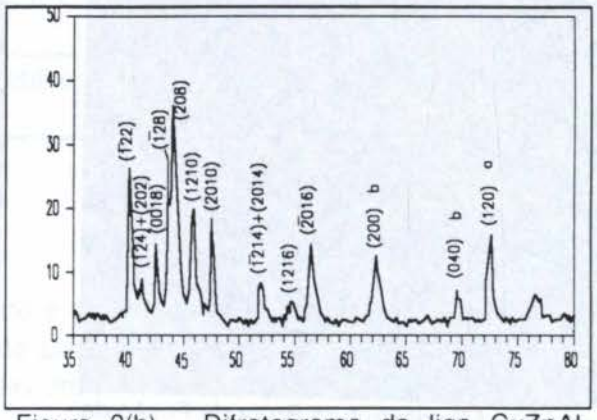


Figura 3(b) - Difratograma da liga CuZnAl resfriada em água à temperatura ambiente.

Solubilização

As ligas foram solubilizadas nas temperaturas de 300, 400, 500, 600, 700 e 800°C, com tempo de solubilização de 10 minutos. As fases características em cada temperatura estão indicadas na tabela 2. Analisando as fases presentes na liga CuZnSn, verificou-se o aparecimento da fase γ, de estrutura CCC ordenada complexa, a partir de 300°C até a temperatura de 600°C. A fase martensítica só começa a surgir a partir de 800°C, quando resfriada em salmoura (Gonzalez, 1993). A liga CuZnAl também apresentou a fase γ a 300°C, sendo que o seu desaparecimento ocorre a 500°C. A fase martensítica na liga CuZnAl apareceu em todas as temperaturas de solubilização com resfriamento feito em água à temperatura ambiente. As micrografias da liga CuZnSn e CuZnAl, solubillizadas nas temperaturas de 300°C, são mostradas nas figuras 4(a) e 4(b) respectivamente. Nas figuras 5(a) e 5(b) são apresentados os difratogramas das ligas solubilizadas a 300°C, que indica as fases martensita., α, β e γ. A fase γ é um composto muito quebradiço, o que acarreta sérios problemas na lamimação, pois torna o material frágil e trincável durante o processo de conformação. É muito importante o controle dessa fase, uma vez que , ligas propensas à formação da fase γ são de menor interesse tecnológico, por razões óbvias. Na liga CuZnSn estuda, há necessidade de se utilizar temperaturas de laminação maiores do que as de CuZnAl (Oliveira,1994).

Tabela 2 - Temperaturas de solubilização (Ts) e fases presentes nas micrografias.

	Liga CuZnSn	Liga CuZnAl		Liga CuZnSn	Liga CuZnAl
Ts°C	Microestrutura	Microestrutura	Ts°C	Microestrutura	Microestrutura
300	Fases α, β e γ	Mart., α, β e γ	600	Fases α, β e γ	Martensita, α e β
400	Fases α, β e γ	Mart., α, β e γ	700	Fases α, β	Martensita, α e β
500	Fases α, β e γ	Martensita, α e β	800	Martensita	Martensita, α e β

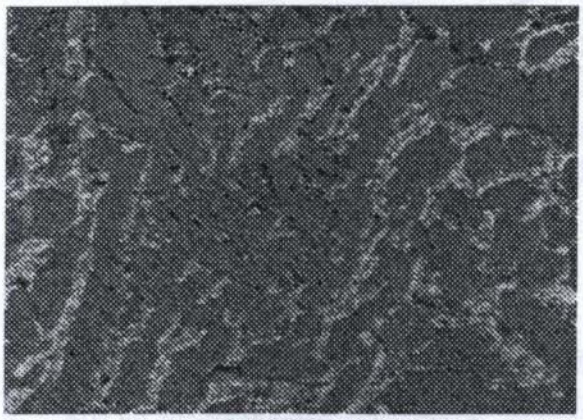


Figura 4(a)- Liga CuZnSn solubilizada a 300°C. 120x

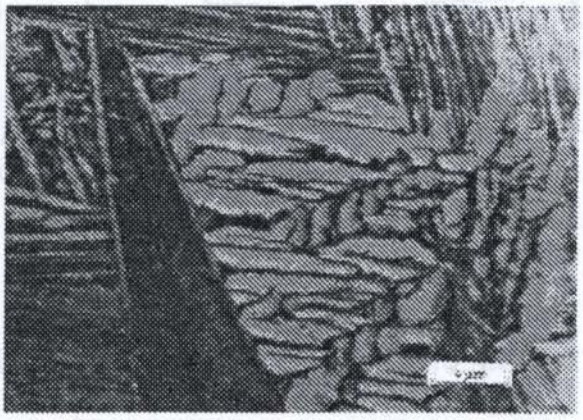


Figura 4(b)- Liga CuZnAl solubilizada a 300°C. 200x

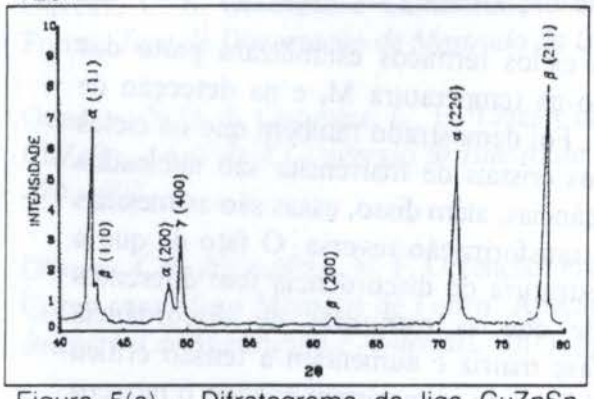


Figura 5(a) - Difratograma da liga CuZnSn solubilizada a 300°C resfriada em salmoura.

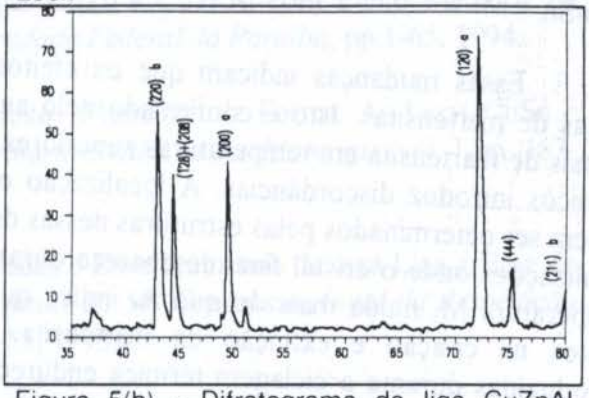


Figura 5(b) - Difratograma da liga CuZnAl solubilizada a 300°C, resfriada em água.

3.2 Caracterização Física

Foram realizadas medidas de resistividade nas chapas do material laminado a 700°C para obtenção das temperaturas de transformação de fase nas duas ligas. Obteve-se os seguintes valores de temperaturas: CuZnSn (M_s= -27, M_f= -53, A_s= 22 e A_f= 37°C); CuZnAl (M_s= 36, M_f = 24, A_s = 44 e A_f = 59°C). Observa-se que a histerese (A_s - M_s) para a liga CuZnSn fica em torno de 49°C, enquanto que a histerese da liga CuZnAl é pequena , em torno de 8°C, em comparação com a liga CuZnSn. A diferença de histerese está relacionada com as diferentes estruturas, tanto na fase matriz como na fase martensítica, visto que o tamanho de grão nas duas ligas são praticamente os mesmos (Quadros et al., 1992).

Muitas das aplicações que utiliza o efeito memória de forma envolve repetições dos ciclos de transformação, neste caso, ciclagens térmicas ou repetidas deformações altera a capacidade da liga recuperar a sua forma tornando a estabilidade da liga um problema crítico. Foi então investigado os efeitos dos ciclos térmicos na temperaturas de transformação das duas ligas, nas chapas com 0.7mm de espessura, laminadas a 700°C, através de medidas de resistividade. Os resultados são plotados nos gráficos das figuras 6(a) e 6(b), que mostram as

mudanças nas temperaturas de transformação induzidas no aquecimento e resfriamento. Analisando as variações de temperaturas, tem-se um comportamento bastante semelhante para as duas ligas. Inicialmente as temperaturas M_s e A_f aumentam, enquanto as temperaturas M_f e A_s diminuem. Verificou-se a estabilização das temperaturas a partir do 15° ciclo térmico.

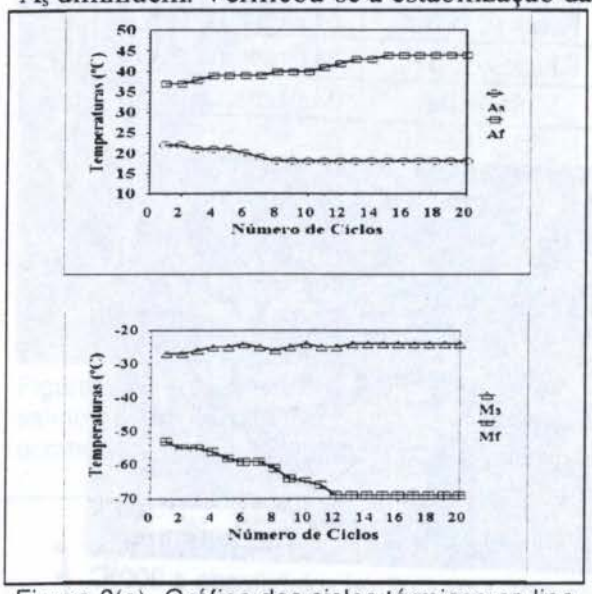


Figura 6(a)- Gráfico dos ciclos térmicos na liga CuZnSn.

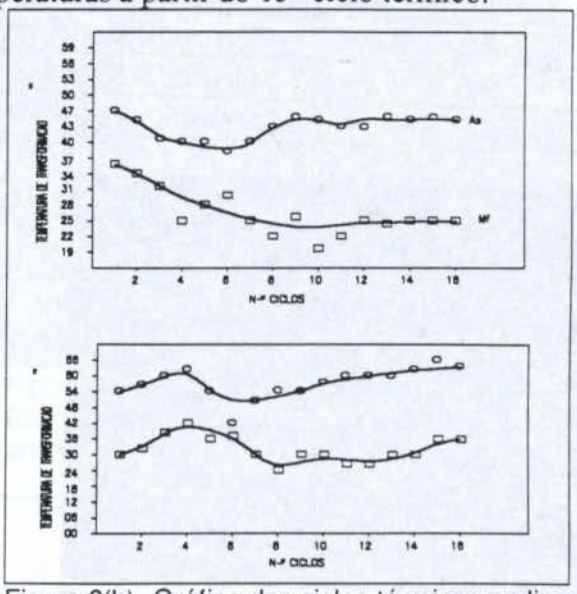


Figura 6(b)- Gráfico dos ciclos térmicos na liga CuZnAl.

Essas mudanças indicam que os efeitos dos ciclos térmicos estabilizam parte das placas de martensitas. Isto é confirmado pelo aumento na temperatura M_s e na detecção de cristais de martensita em temperaturas superiores a A_f. Foi demostrado também que os ciclos térmicos introduz discordâncias. A localização onde os cristais de martensita são nucleados podem ser determinados pelas estruturas dessas discordâncias, além disso, essas são as mesmas localizações onde o cristal final desaparece durante a transformação reversa. O fato de que a temperatura M_s muda mais do que A_f indica que a estrutura de discordância tem diferentes efeitos na criação e extinção da martensita. Desde que as estruturas de discordância introduzidas durante a ciclagem térmica endurece a fase matriz e aumentam a tensão crítica para o deslizamento, as discordâncias tornam-se mais difíceis de se moverem quando o número de ciclos aumentam dificultando a transformação da fase matriz para a fase martensita e também a transformação reversa, e após determinado número de ciclos a densidade de discordância tende a se estabilizar. Portanto, a estabilidade das propriedades da liga podem ser obtidas pelo treinamento antes do uso em aplicação (Lee et al., 1990).

4. CONCLUSÕES

Ficou evidenciado o comportamento do Efeito Memória de Forma Reversível (EMFR) nas ligas CuZnSn e CuZnAl. As temperaturas de transformação de fase da liga CuZnSn foram comparadas com as da liga CuZnAl, os resultados mostraram que a transformação martensíticas na liga CuZnSn inicia-se a uma temperatura abaixo de 0°C (M_s = -27°C), enquanto que a transformação martensítica na liga CuZnAl tem início numa temperatura acima de 0°C (M_s = 24°C). As martensíticas apresentaram morfologia de auto-acomodação característica dessas ligas.

A fase matriz da liga CuZnSn apresentou estrutura CCC de super-rede B2 e a martensita de estrutura ortorrômbica com falha de empilhamento M9R; já a matriz da liga

CuZnAl tem uma estrutura CCC do tipo DO_3 e a fase martensita uma estrutura ortorrômbica com falha de empilhamento M18R.

As ligas foram solubilizadas em várias temperaturas e através de análises de raios-x e microscopia ótica, foi possível identificar o aparecimento da fase γ de estrutura CCC ordenada complexa, a partir de 300°C nas duas ligas, porém, na liga CuZnSn esta fase persiste até 600°C, enquanto que na liga CuZnAl ela desaparece acima de 400°C. A fase γ é muito quebradiça sendo necessário evitá-la nos processos de conformação, dessa forma é preciso utilizar temperaturas de laminação maiores na liga CuZnSn do que na liga CuZnAl.

As amostras submetidas a ciclos térmicos mostraram mudanças nas temperaturas de transformação, mas o comportamento nas duas ligas foi praticamente o mesmo (M_s e A_f aumentaram, M_f e A_s diminuiram). Verificou-se a estabilização dessas temperaturas a partir do 15° ciclo, para ambas. É possível assim, estabilizar essas temperaturas antes do material ser colocado em uso. A histerese da liga CuZnSn ficou em torno de 49°C e da liga CuZnAl em torno de 8°C.

5. REFERÊNCIAS

Gonzalez, C. H. Obtenção e Caracterização das Ligas β-CuSn e β-CuZnSn com Efeito Memória de Forma, *Tese de Dissertação de Mestrado da Universidade Federal da Paraíba*, pp.1-71, 1993.

Oliveira, C. S. Obtenção e Caracterização das Ligas CuZn e CuZnAl com Efeito Memória de Forma, *Tese de Dissertação de Mestrado da Universidade Federal da Paraíba*, pp.1-65, 1994.

Quadros, N.Q. & Gonzalez, C. H. Ligas Com Efeito Memória de Forma. As Ligas CuSn e CuZnSn, *Anais do X Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais*, vol. 1,pp. 467-470, 1992.

Oliveira, C.S. & Quadros, N. F. Obtenção, Propriedades e Envelhecimento de uma Liga a Base de Cobre com Efeito Memória de Forma: Aplicações, *Anais do 50º Congresso Anual da Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais*, vol. 1, pp. 41-55, 1995.

Christian, J.W. The Theory of Transformations in Metals and Alloys-Part 1, *Pergamon Press. London. 2ª ed.*, pp.1-20,1975.

Delaey, L., Deruyttere, A., Aernoudt, E. & Roos, J.R. Shape Memory Effect, Superelasticity and Damping in CuZnAl Alloys. *Report 78R1. Katholieke Universiteit Leuven. Belgium. Project Nº 238 INCRA*, 1978.

Andrade, M.S. A Study on the Substructure Copper-Based 18R Martensites by Transmission Electron Microscopy, *Tese de Doutorado. Katholieke Universiteit Leuven. Bélgica*, 1983.

Lee, E. & Kim, Y.G. Precipitation Kinetics in Some CuZnAl Martensite Shape Memory Alloys, *Scripta Metal.lurgical*, vol.24, pp.745-750, 1990.

Shimizu, K. & Tadaki, T. Shape Memory Effect: Mechanism, *Ed. Funakubo. Gordon & Breach.* pp.1-60, 1987.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1013

ESTUDO DAS LIGAS β-CuSn COM EFEITO MEMÓRIA DE FORMA / *ON β-CuSn SHAPE MEMORY ALLOY*

Cezar Henrique Gonzalez, Claudeir Silva de Oliveira & Ney Freitas de Quadros
Departamento de Engenharia Mecânica, Área de Materiais - CTG - UFPE - Recife - Pernambuco - Brasil
Avenida Acadêmico Hélio Ramos, s/n - CDU - CEP 50740 - 050 - Fone: (081)271 8230 - Fax: (081)271 8232

Abstract

Certain copper based alloys are very susceptibles to enantiomorphous phase transformations (nucleation and growth with a well determined habit plane). The great majority of these alloys exibits the typical behavior of shape memory effect alloys and, in particular, the enantiomorphous elesticity (rubber-like), having a good potencial to industrial applications. The physical properties and microstructural characterization have been done by optical microscopy and x-rays diffraction analysis and measurements of resistivity. Hardness Vickers tests have been done to clarify the effects of aging at room and 100°C temperatures.

Keywords

Ligas com Efeito Memória de Forma, Elasticidade Enantiomorfa, Transformações de Fases, Martensita / *Shape Memory Effect Alloys, Enantiomorphous Elasticity, Displacive Phase Transformations, Martensite.*

1. INTRODUÇÃO

As ligas a base de cobre que são susceptíveis as transformações enantiomorfas de fase, possuem um bom potencial de aplicação tecnológica como novos materiais. Elas exibem os fenômenos conhecidos como superelasticidade, efeito memória de forma, efeito memória de forma reversível, ("two-way shape memory effect") e comportamento tipo borracha, ("behavior rubber-like ou elasticidade enantiomorfa") (Otsuka et al., 1987).

Várias ligas apresentam estes fenômenos como por exemplo as ligas AgCd, AuCd, AuCuZn, FePt, FeBe, FePd, InTi, TiNi, TiNb, MnCu, AuCuZn, NiAl, CuSn, CuZn, CuZnSi, CuZnAl, CuZnGa, CuZnSn, CuZnAu, CuZnSb e etc. A liga TiNi (Nitinol) foi a primeira submetida a desenvolvimentos de pesquisa científica visando o seu emprego tecnológico (Delaey et al., 1974). Atualmente são aplicadas como conectores, termostatos, atuadores para robótica, elementos para máquina térmica, e na área médica, implantados no corpo humano para corrigir problemas de escoliose, arcadas dentárias e etc (Wayman et al., 1989).

A partir dos anos 70 as ligas a base de cobre exibindo transformações de fase tornaram-se objeto de intensa pesquisa científica e tecnológica, devido aos baixos custos de matéria prima e do processo empregado para sua elaboração. Os principais aspectos investigados são as propriedades mecânicas das ligas tais como: estabilidade sob ciclos de deformação e térmicos; resistência à fadiga; resistência à fratura e ductilidade. O objetivo principal era estudar a possibilidade de tornar estas ligas com propriedades mecânicas comparáveis às do

Nitinol. Outro foco de pesquisa é o processo de degradação das propriedades oriundas das transformações de fase provocado por efeitos de envelhecimento.

As mudanças de forma nas ligas com fase β, de alta temperatura, são promovidas pelas transformações enantiomorfas de fase. Estas se caracterizam pela existência de um plano de hábito entre a matriz e o produto, com orientações bem definidas antes e após a transformação, sem difusão de longo alcance, através de movimento coordenado de átomos, o que engloba reações de maclação e martensítica. A presença desse plano de hábito (simetria especular) permite defini-las como transformações enantiomorfas (Quadros et al., 1992).

As ligas β-CuSn foram selecionadas para estudar as suas transformações de fase e sua instabilidade térmica, mesmo a temperatura ambiente em período reduzido. Estas ligas na fase β tem estrutura cristalina CCC desordenada e, quando resfriadas rapidamente, passam por uma transição ordem-desordem, transformando-se numa estrutura CCC ordenada de super-rede DO_3, que constitui a fase β_1 (Nishiyama et al., 1967). As transformações de fase do sistema β-CuSn variam com a concentração de estanho e foram denominadas como (Kennon et al., 1972):

β'_1 => Estrutura ordenada de longa faixa de empilhamento (18R);
β''_1 => Estrutura lamelar composta de estruturas β' e γ'_1;
γ'_1 => Estrutura ordenada ortorrômbica maclada e falhas de empilhamento (2H);
β'' => Estrutura ordenada ortorrômbica e falhas de empilhamento (4H).

Investigações mostraram que as transformações de fase na liga β-CuSn desde a fase desordenada até às martensíticas obedecem à seguinte sequência: $\beta \Rightarrow \beta_1 \Rightarrow \beta'_1 \Rightarrow \beta''_1 \Rightarrow \gamma'_1$, dependendo da composição de β_1. da relação de fração volumétrica de transformação e da temperatura média de resfriamento (Kennon et al., 1972). A fase β'' não faz parte da seqüência de transformação, podendo ter natureza termoelástica e por indução de tensão.

A temperatura Ms diminui com o aumento da percentagem de estanho e a histerese de transformação, (As-Mf), é de cerca de 70 a 140°C. O efeito memória de forma e o comportamento superelástico foram exibidos em ligas com as composições Cu-15,1 at% Sn e Cu-14,9 at% Sn, respectivamente, e as estruturas das transformações de fase termoelástica e induzidas por tensão são ortorrômbicas (Miura et al., 1975).

Estudos sobre as causas do envelhecimento foram realizados na fase matriz e produto numa liga Cu -15.0 at% Sn com efeito memória de forma, através de medições de resistividade, empregando várias taxas de aquecimento (Stice et al., 1982). Ligas obtidas por super-resfriamento rotativo (melt spinning), apresentaram efeito memória de forma mesmo quando envelhecidas por cem dias à temperatura ambiente, mas tiveram diminuição da temperatura do Ms e da histerese de transformação. Eles indicaram que as fases β'_1 são as responsáveis pelo comportamento superelástico e que a γ'_1 é induzida termicamente (Oshima et al., 1982). O estudo da estabilização da fase β_1, utilizando a hipótese da exaustão dos embriões de martensita pelo mecanismo de difusão, foi comparado à teoria do endurecimento. Realizou-se difração de raios-x em amostras envelhecidas onde as linhas da fase β_1 tornaram-se largas e diminuíram de intensidade, além do surgimento de outras fases (Kenon, 1972).

Este trabalho tem por finalidade mostrar os aspectos das transformações de fase e analisar os efeitos do envelhecimento em amostras na fase β_1 de uma liga β-CuSn utilizando microscopia óptica, difratometria de raios-x, medições de resistividade e ensaio de dureza Vickers.

2. PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

As ligas empregadas na pesquisa possuem composição nominal em peso de Cu-24,5 wt% Sn, (14,5 at% Sn), e foram obtidas com metais de 0,01% de impureza total. Utilizou-se fluxos antioxidantes para evitar oxidação dos lingotes e perdas de estanho. Os metais foram acondicionados em tubo de quartzo e elaboradas em forno de indução. Os lingotes foram homogeneizados a temperatura de 720°C durante 24 horas para solubilizar a fase β. Depois foram resfriadas ao forno e aquecidas a 750°C por cerca de 30 minutos e resfriadas em banho de salmoura a -16°C (betatização).

As amostras metalográficas foram preparadas por embutimento a frio, polimento mecânico com pasta de diamante e atacadas quimicamente. Empregou-se microscopia ótica com luz polarizada e contraste de Nomarski, para observação microestrutural das amostras bruta de fusão e solubilizadas as seguintes temperaturas 500°C, 600°C e 750°C. A determinação das fases e dos parâmetros de rede das estruturas cristalinas foram realizadas por difratometria de raios-x com radiação Cu-Kα. As temperaturas de transformação de fase foram determinadas por medição de resistividade pelo método dos quatro terminais empregando altas taxas de aquecimento (30°C/min) para obter As e Af, e taxas de resfriamento relativamente baixas (1°C/min) para a determinação do Ms e Mf.

As ligas CuSn foram envelhecidas na fase β_1 (matriz) nas temperaturas de 25 e 100°C durante um período de trinta dias, nos quais foram acompanhados as variações das seguintes propriedades: temperatura do Ms, parâmetro de rede e dureza Vickers.

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

A micrografia obtida da estrutura bruta de fusão é apresentada na figura 1, na qual se verificam a presença das fases α (cor azul), β (cor verde), e γ (cor amarela). A figura 2 mostra o difratograma da estrutura bruta de fusão, na qual se identificam-se as fases α (planos (111) e (200)), β (planos (200) e (211)) e γ (plano 400). As micrografias das amostras solubilizadas a temperatura de 500°C verifica-se a diminuição de intensidade da fase α e aumento da fase β. Na amostra resfriada da temperatura de 600°C aparecem as martensitas termoelásticas, como previsto na bibliografia, e a diminuição acentuada das fases α e γ, como mostra a micrografia da figura 3 (Kennon et al., 1972).

Figura 1 - Micrografia da Estrutura Bruta de de Fusão da Liga CuSn, 120 X.

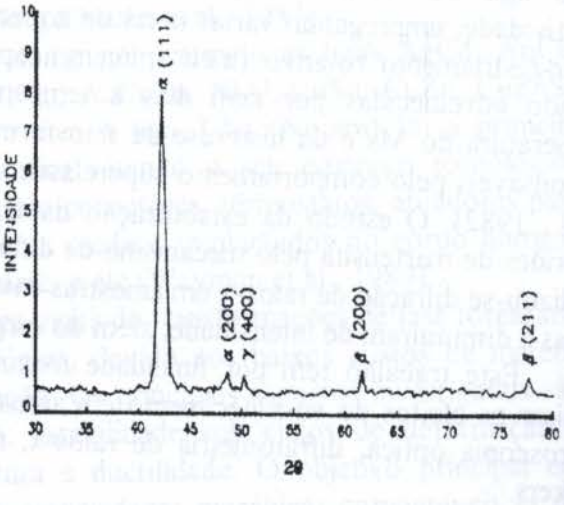


Figura 2 - Difratograma da Estrutura Bruta Fusão da Liga CuSn.

Figura 3 - Micrografia da Liga CuSn solubilizada a 600°C, 120 X.

As amostras betatizadas apresentam morfologia das martensitas de auto-acomodação, onde são observados os "midribs" (plano de hábito) como mostra a micrografia da figura 4 (Oshima et al., 1982). Na figura 5 é apresentado o difratograma da estrutura martensítica cujos parâmetros de rede obtidos foram: a = 4,5621 Å, b = 5,4124 Å e c = 39,2695 Å, característicos da estrutura ordenada 18R da fase β'_1.

Figura 4 - Micrografia da Estrutura Martensítica da Liga CuSn, 120 X.

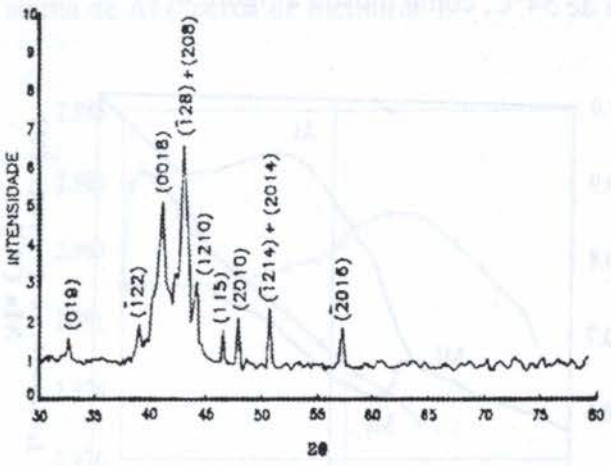


Figura 5 - Difratograma da Estrutura da Fase Martensítica da Liga CuSn.

As amostras betatizadas foram aquecidas acima da temperatura de Af para se obter a estrutura da fase matriz, cuja micrografia é mostrada na figura 6 e o difratograma na figura 7 que proporcionou o cálculo do parâmetro de rede da estrutura CCC de super-rede DO_3 de um valor de a = 2,9820 Å.

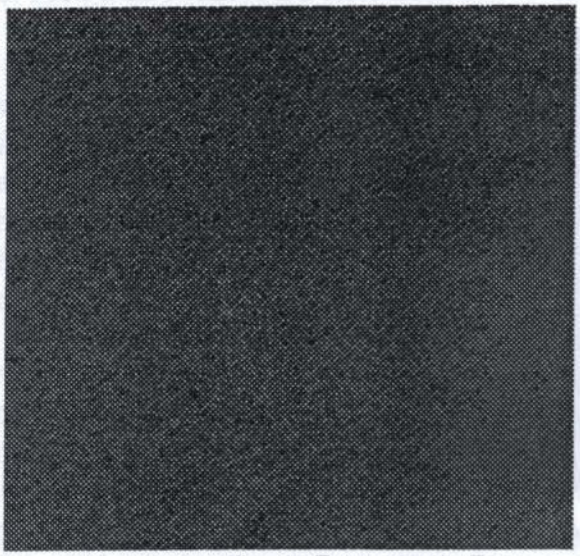


Figura 6 - Micrografia da Estrutura da Fase Matriz da Liga CuSn, 120 X.

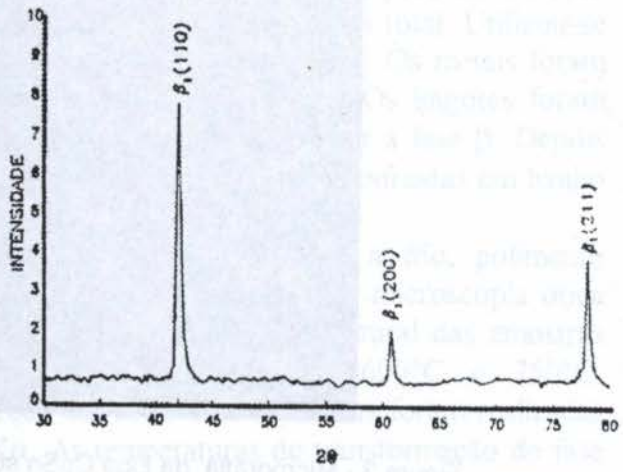


Figura 7 - Difratograma da Estrutura da Fase Matriz da Liga CuSn.

As temperaturas de transformação foram determinadas por medição de resistividade empregando-se o método dos quatro terminais (Zhang et al., 1987). A taxa de aquecimento para obter os pontos de inflexão da curva de resistividade é de cerca de 30°C/min, e teve-se que resfriar o espécime a -196°C, temperatura na qual as fases γ'1 e β" estão completamente formadas. Segundo a literatura isto se deve ao fato de que a taxa de aquecimento depende da transformação reversa da fase γ'1 para β1 (Miura et al., 1975 e Aruzova et al, 1973).

As medições de resistividade indicaram as seguintes temperaturas de transformações de fases Ms = -22°C, Mf = -37°C, As = 32°C e Af = 59°C. A histerese de transformação é de cerca de 54°C, como mostra a figura 8.

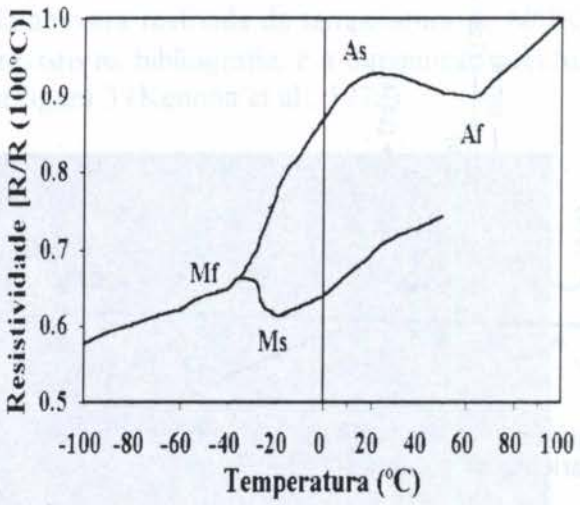


Figura 8 - Curva Resistividade x Temperatura da Liga CuSn no 1° Ciclo Térmico.

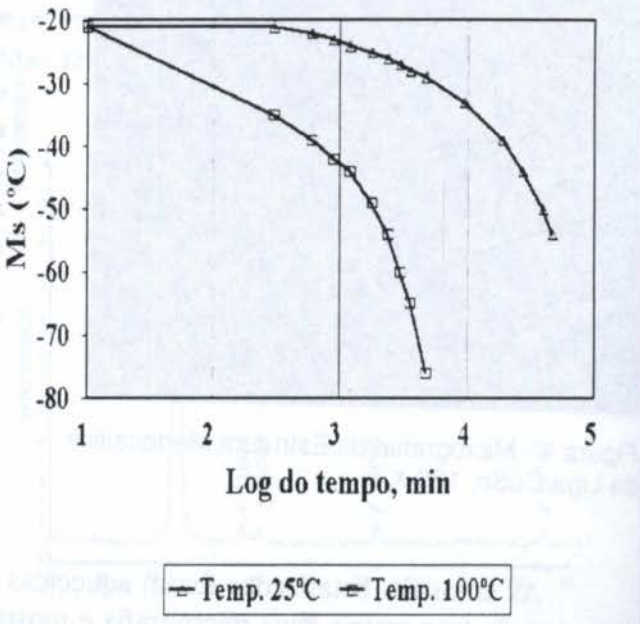


Figura 9 - Variação do Ms x Log Tempo da Liga CuSn Envelhecidas a 25 e 100°C.

Analisou-se a variação do Ms em amostras envelhecidas na fase matriz β_1 por 30 dias nas temperaturas de 25 e 100°C, cujas curvas estão representadas no gráfico da figura 9. Verifica-se que as amostras envelhecidas a temperatura ambiente o Ms diminuiu -21°C para -57°C, enquanto as amostras submetidas a 100°C alcançaram -76°C após 4800 minutos. Estas alterações na temperatura do Ms está relacionada a precipitação que provoca a exaustão dos embriões de martensita (nucleação das plaquetas), acarretando num maior subresfriamento para iniciar a transformação de fase (maior energia de ativação). O efeito do envelhecimento é notadamente superior quanto maior for a temperatura na qual a amostra é armazenada.

O gráfico da variação da dureza Vickers x Log tempo é mostrado na figura 10, na qual podemos examinar que as primeiras mostras apresentaram dureza de 220 HV, mas para aquelas envelhecidas a 25°C alcançaram uma dureza de 280 HV. As amostras envelhecidas a 100°C atingiram uma dureza de 380 HV, que praticamente se estabilizou, no entanto a taxa de endurecimento e cerca de três vezes maior que nas amostras envelhecidas a 25°C.

Na figura 11 apresenta-se a variação do parâmetro de rede da estrutura DO_3 da fase matriz, cujo valor inicial é 2,9820 Å. Nas amostras envelhecidas à temperatura ambiente o valor máximo obtido a = 2,9845 Å. Para as amostras submetidas a 100°C o valor máximo foi de 2,9773 Å, para um período mais curto (cerca de 4800 minutos). O parâmetro de rede inicialmente aumenta devido a perda do grau de ordenamento da fase matriz provocada pela difusão.

Os difratogramas das amostras envelhecidas apresentam diminuição da intensidade e deslocamento do ângulo de Bragg do plano da fase β_1 (110), além do surgimento de algumas linhas, provavelmente referente a fase γ, rica em estanho. A formação destes precipitados é sugerida para explicar a diminuição do parâmetro de rede, pois este é considerado uma função da composição, e uma diminuição de 0,001Å corresponde a um incremento da concentração de 0,3% at% Sn (Kenon, 1972). Portanto, durante o envelhecimento a fase β_1 perde o grau de ordenamento e muda em favor de outras fases termodinamicamente mais estáveis. Verificou-se também que o efeito memória de forma foi degenerado e as amostras passaram a não recuperar a forma inicial após aquecimento a temperatura acima de Af ("perda de memória").

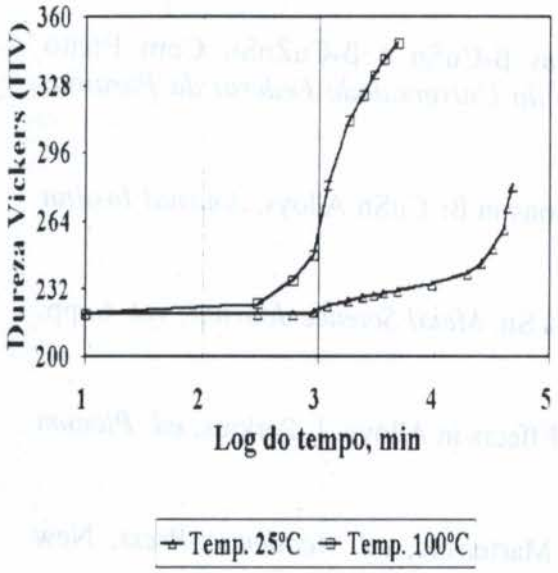


Figura 10 - Variação da HV x Log Tempo da Liga CuSn Envelhecida a 25 e 100°C.

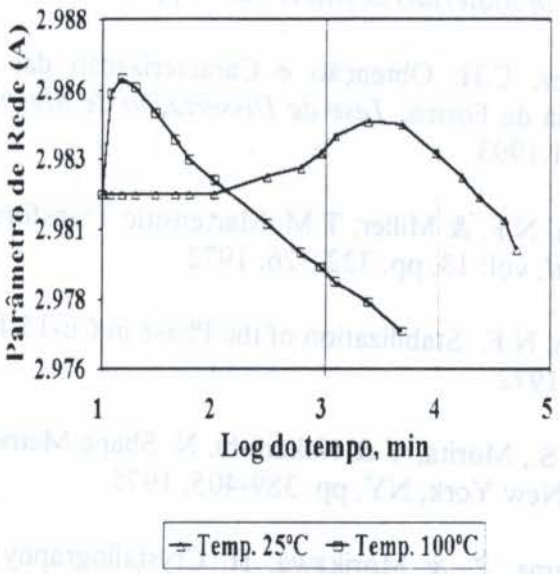


Figura 11 - Variação de A x Log Tempo da Liga CuSn Envelhecida a 25 e 100°C.

4. CONCLUSÕES

As conclusões deste trabalho sobre as ligas β-Cu 24,5% Sn são:

1) Apresenta martensitas termoelástica no processo de betatização a partir de 600°C.

2) A fase β retida de alta temperatura se torna uma fase ordenada metaestável com estrutura cristalina CCC de super-rede DO_3 e parâmetro de rede a = 2,9820Å.

3) A fase martensítica β'_1 possui parâmetros de rede a = 4,5621Å, b = 5,4124Å e c = 39,2695Å, característicos da estrutura ortorrômbica com falha de empilhamento 18R.

4) As temperaturas de transformações de fase são: Ms = -22°C, Mf = -37°C, As = 32°C e Af = 59°C, com histerese de transformação de 54°C.

5) As taxas de aquecimento para obter as curvas de resistividade foram elevadas, em torno de 30°C/min, para obter as temperaturas As e Af.

6) O envelhecimento da fase matriz provoca alterações nas propriedades da dureza (HV), da temperatura do Ms e do parâmetro de rede. A principal causa das alterações é a precipitação do estanho por difusão, provocando o surgimento de novas fases mais estáveis.

7) A exaustão dos embriões das martensitas (nucleação) parecem ser os responsáveis pela diminuição do Ms, ou seja, necessitam de maior energia de ativação.

5. AGRADECIMENTOS

Os autores desejam agradecer o apoio e a gentileza do Prof. Dr. F. Jaime B. Mendonça do Departamento de Cartográfica da UFPE pela revelação das micrografias e do Prof. Hugo S. Villaroel do Departamento de Geologia da UFPE pela elaboração dos difratogramas. Ao projeto RHAE/CNPq por tornar possível a realização desta pesquisa.

6. BIBLIOGRAFIA

Delaey, L., Krishnan, R.V., Tas, H. & Warlimont, H. Review - Thermoelasticity, Pseudoelasticity and the Memory Effects Associated With Martensitic Transformations, *Journal of Materials Science*, vol. 9, pp.1521-1535, 1974.

Gonzalez, C.H. Obtenção e Caracterização das Ligas β-CuSn e β-CuZnSn Com Efeito Memória de Forma, *Tese de Dissertação de Mestrado da Universidade Federal da Paraíba*, pp. 1-71,1993.

Kennon, N.F. & Miller, T.M. Martensitic Transformations in β_1 CuSn Alloys, *Journal Institut of Metal*, vol. 13, pp. 322-326, 1972.

Kennon, N.F. Stabilization of the Phase in Cu-15,1 at% Sn, *Metal Science Journal*, vol. 6, pp. 64-66, 1972.

Miura, S., Morita, Y & Nakanishi, N. Shape Memory Effects in Alloys, J. Perkins, *ed. Plenum Press*, New York, NY, pp. 389-405, 1975.

Nishiyama, Z. & Morikawa, H. Crystallography of Martensite, *ed. Academic Press*, New York, pp. 43-79, 1978.

Oshima, R., Tanimoto, M., Oka, T., Fujita, F.E., Hanadate, Y., Hamada, T. & Miyagi, M. Martensite Transformations and related Properties of Marmem Alloys Ribbons Prepared by the Spinning Roll Method, *Journal of Physic*, vol. 1, pp. C4-749 - C4-754, 1982.

Otsuka, K. & Shimizu, K. Pseudoelasticity and Shape Memory Effects in Alloys, *International Metals Reviews*, vol. 31, pp. 93-114, 1986.

Quadros, N.F. & Gonzalez, C.H. Ligas Com Efeito Memória de forma. As Ligas CuSn e CuZnSn, *Anais do X Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciências dos Materiais*, vol. I, pp. 467-470, 1992.

Stice, J.D. & Wayman, C.M. Observations of Agung Effects in a CuSn Shape Memory Alloy, *Metallurgical Transactions*, vol. 13A, pp. 1687-1693, 1982.

Wayman, C.M. & Harrison, J.D. The Origins of Shape Memory Effects, *Journal of Metals*, vol. 36, pp. 26-28, 1989.

Zhang, Y. & Hornborgen, E. Experimental Methods for the Analysis of Transformations Cycles in Shape Memory Alloys, *Z. Metallkde*, vol. 78, pp. 777-783, 1987.

XIV Brazilian Congress of Mechanical Engineering
Obeid Plaza Hotel Convention Center - Bauru - SP/Brazil
December 08-12th 1997

PAPER CODE: COB1012

FENOMENOLOGIA DO EFEITO MEMÓRIA DE FORMA NAS LIGAS β-CuZnSn / *FENOMENOLOGY ON β-CuZnSn SHAPE MEMORY ALLOYS*

Cezar Henrique Gonzalez, Claudeir Silva de Oliveira & Ney Freitas de Quadros
Departamento de Engenharia Mecânica. Área de Materiais - CTG - UFPE - Recife - Pernambuco - Brasil
Avenida Acadêmico Hélio Ramos, s/n - CDU - CEP 50 740-050 - Fone: (081) 271 8230 - Fax: (081) 271 8232

Abstract

The shape memory effect on a copper based ternary alloy with 32.9wt.% and 4.0wt%Sn (copper balance) was obtained on a induction furnace and submitted to thermal treatments to retain the β-phase. The microstructural caractherization of parent and martensitic phases was done by optical microscopy and the cristalline structure by means of X-rays diffraction. The phase transformation temperatures were determined by resistivity. The influence of thermal cycling and of grain diameter were analysed in relation to these characteristical temperatures.

Keywords

Efeito Memória de Forma, Elasticidade Enantiomorfa, Transformações de Fase, Metalurgia Física / Shape Memory Effect, Enatiomorphous Elasticity, Phase Transformations, Physical Metallurgy.

1. INTRODUÇÃO

As transformações enantiomorfas de fase nas ligas ternárias β-CuZn-base são estudadas com a finalidade de controlar algumas das variáveis dos fenômenos de pseudoelasticidade e efeito memória de forma (EMF). Estas transformações são caracterizadas pela existência de um plano de hábito (enantiomorfo) entre as fases matriz e produto, com orientações definidas antes e após a transformação, sem difusão de longo alcance, através de movimento coordenado de átomos, englobando as reações de maclação e martensítica (Christian, 1981 e Quadros et al., 1993).

A liga base desta pesquisa é a β-CuZn, à qual é adicionada pequena percentagem de um terceiro elemento modificando alguns aspectos das transformações enantiomorfas de fase. Estas modificações podem torná-las revolucionárias em termos de aplicação tecnológica como novos materiais. A liga mais notável exibindo os fenômenos de memória de forma são as NiTi (Nitinol), as quais, devido às suas excelentes qualidades mecânicas, resistência à corrosão, altas condutividades térmica e elétrica já são largamente utilizadas pela indústria como atuadores para robótica, conectores, termostatos e outros. As ligas ternárias de base CuZn necessitam de estudos científicos e tecnológicos para torná-las competitivas em relação às ligas Nitinol. As principais dificuldades para que isto aconteça são causadas pela grande influência do envelhecimento sobre as suas características mecânicas e microestruturais, acarretando uma baixa estabilidade sob ciclos de deformação e térmico, apresentando baixa resistência à fadiga sob estes ciclos, tornando restrito, ao menos até 1990, o seu emprego tecnológico em escala industrial. No entanto com certos tratamentos e certas adições as indústrias francesas, por exemplo

a TREFIMETAUX, estão produzindo comercialmente ligas a base de cobre com efeito memória de forma (Clément et al., 1991)

Nas pesquisas com as ligas com base em CuZn realizadas por Pops (1966) foram adicionados os seguintes elementos: Ni, Ag, Au, Cd, In, Ge, Sn, Si, Sb. Verificou-se que a adição de qualquer um destes elementos causa variações sobre as temperaturas de transformação de fase. Desenvolveu-se uma fórmula empírica para determinar o Ms (temperatura inicial de transformação martensítica) destas ligas, dada pela seguinte expressão:

Ms (K) = 3280-80Zn+8Ni-30Ag-12Au-140 Cd-90 Ga-145 In-80 Ge -175 Sn-120 Si (at%)

No comportamento superelástico o material é deformado obtendo-se um alongamento composto pela deformação elástica clássica e pelas transformações de fase. Após a retirada da carga o alongamento retorna a zero, produzindo um circuito fechado tensão-deformação (Otsuka et al., 1986). A investigação deste comportamento em amostras mono e policristalinas de β-CuZnSn mostraram que estas ligas alongam cerca de 2 a 8% por transformações de fase induzidas por tensão na direção [110] com planos de hábito {110} como no caso das transformações termoelásticas (Pops, 1970 e Eisenwasser et al., 1972).

As propriedades de fadiga das ligas β-CuZnSn foram comparadas as das ligas CuZnAl e CuAlNi. Esta última mostrou fratura intergranular em pouco ciclos mesmo submetida a baixas tensões. Há evidências de que o comportamento da liga CuZnAl seja equivalente ao da liga CuZnSn. Verificou-se que a fratura nos primeiros ciclos da liga contendo estanho é transgranular e a partir de cerca de 360 ciclos torna-se intergranular, devido à formação da martensita induzida por tensão que concentra tensões nos contornos de grãos (Brown, 1981 e Brown, 1982). Verificou-se que o tamanho de grão influencia as temperaturas de transformações e conseqüentemente a fadiga desses materiais, devido ao progressivo aumento de tensão para produzir os mecanismos de memória de forma. A fragilidade também está relacionada à estrutura da fase matriz que, nestas ligas de base CuZn, podem ser a super-rede B2, (tipo CsCl), ou DO3, (tipo Fe_3Al). Esta última possui parâmetro de rede duas vezes maior que a B2, assim como o seu vetor de Burgers da discordância, dificultando a propagação das discordâncias quando submetida a esforços, promovendo concentração de tensões nos contornos de grãos (Shimizu et al., 1987).

Neste trabalho analisa-se as transformações de fase que ocorrem na liga β-CuZnSn com efeito memória de forma, caracterizando-a microestruturalmente, empregando microscopia ótica e difratometria de raios-x, e fisicamente pela determinação das suas temperaturas de transformação de fase através de medições de resistividade em função da temperatura. Analisam-se a influência dos ciclos térmicos e do tamanho de grão sobre as temperaturas de transformação de fase.

2. PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

As ligas foram obtidas com composição nominal em peso de Cu-32,9wt% Zn-4,0wt% Sn, empregando-se metais com impureza máxima 0,01%. Os metais foram acondicionados em tubo de quartzo de 11 mm de diâmetro e fundidos em forno de indução a 1100°C. Alguns problemas de oxidação dos lingotes e volatilização de zinco foram contornados com a utilização de fluxos antioxidantes, os quais formam uma camada protetora sobre o banho.

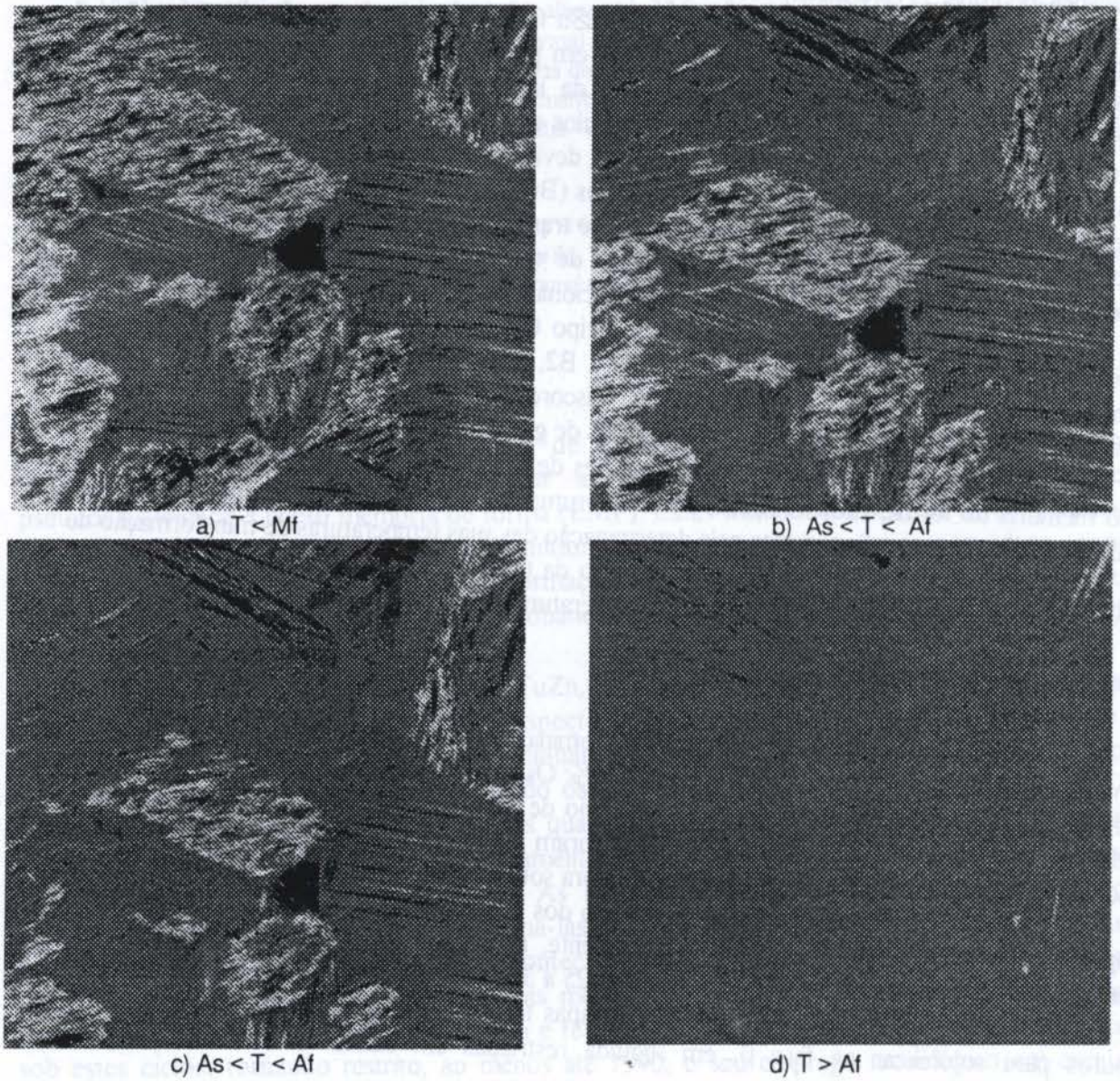
O tratamento térmico de homogeneização dos lingotes foi realizado em forno de mufla à temperatura de 820°C por 24 horas. Posteriormente, as ligas foram submetidas a laminação a quente numa temperatura de 650°C, com cerca de 25 a 30 passes, produzindo-se chapas com 0,5 a 3,0 mm de espessura. Após o último passe as chapas foram aquecidas a 830°C por cerca de 10 minutos para solubilizar na fase β, em seguida resfriadas em banho de salmoura a -16°C, ("betatização").

As amostras metalográficas foram confeccionadas por embutimento a frio e polimento mecânico com pasta de diamante e atacadas quimicamente. A análise microestrutural foi realizada por microscopia ótica com luz polarizada e contraste de interferência Normarski. Para determinação das fases e dos parâmetros de rede das estruturas cristalinas foi empregado a difração de raios-x com radiação Kα-Cu.

As temperaturas de transformação de fase foram determinadas por medição de resistividade pelo método dos quatro terminais, com variação de temperatura de -100 a 100°C (Zhang et al., 1987). Foram realizados vários ciclos térmicos para analisar a variação das temperaturas de transformação de fase (A_s, A_f, M_s e M_f) e a tendência destas com relação ao tamanho de grãos das amostras da liga laminada. Os tamanhos de grãos foram determinados pelos métodos da metalografia quantitativa.

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Na figura 1 apresentam-se as micrografias de uma seqüência de transformações de fase da liga β-CuZnSn.



a) T < Mf

b) As < T < Af

c) As < T < Af

d) T > Af

Figura 1 - Micrografias da Seqüência de Transformação de Fase na Liga β-CuZnSn. 120X.

Para registrar esta fenomenologia a amostra foi resfriada abaixo da temperatura Mf e foram seqüencialmente registradas as modificações da sua microestrutura durante o aquecimento. A amostra na figura 1a está completamente na fase martensítica ($T < M_f$), na qual pode-se verificar a morfologia da martensita em forma de "V", formadas por grupos de auto-acomodação. Estas martensitas tem características termoelásticas (Gonzalez, 1993). Quando a temperatura da amostra atinge o As inicia-se a transformação reversa e as martensitas começam a desaparecer, como mostram as figuras 1b e 1c ($A_s < T < A_f$). A figura 1d mostra a micrografia da liga após atingir a temperatura de transformação Af, na qual todas as martensitas desaparecem ($T > A_f$), passando a amostra a fase matriz (austenítica).

As estruturas cristalinas das fases matriz e martensítica foram determinadas através dos difratogramas apresentados nas figuras 2 e 3, respectivamente. A fase matriz apresentou os planos da fase β_2 (110), (200) e (211), determinado uma estrutura CCC ordenada de super-rede do tipo B2, com parâmetro de rede a = 2,9461Å, estando de acordo com a literatura (Pops et al., 1970). O difratograma da fase martensítica indicou os seguintes planos (112), (201), (009), (114), (204), (115) e (205), característicos da fase martensítica de estrutura ortorrômbica com falha de empilhamento 9R, cujos parâmetros de rede obtidos foram: a = 2,6125Å, b = 4,3381Å e c = 4,6554Å. Algumas pesquisas indicam que as ligas a base de cobre apresentam uma monoclinicidade em sua estrutura cristalina da ordem de 0,5 a 2,5°, assim a estrutura da fase martensítica é a M9R (Lee et al., 1990 e Gonzalez, 1993).

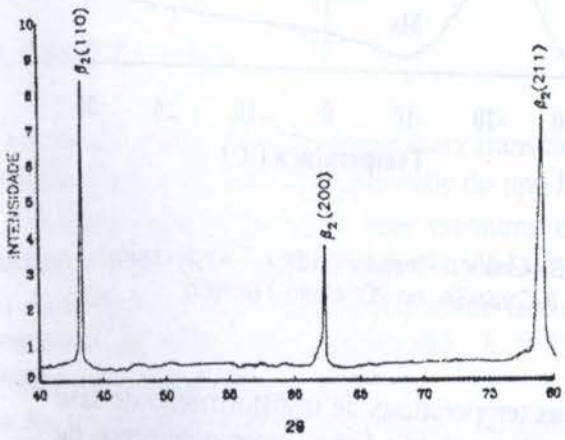


Figura 2 - Difratograma da Estrutura da Fase da Liga β-CuZnSn.

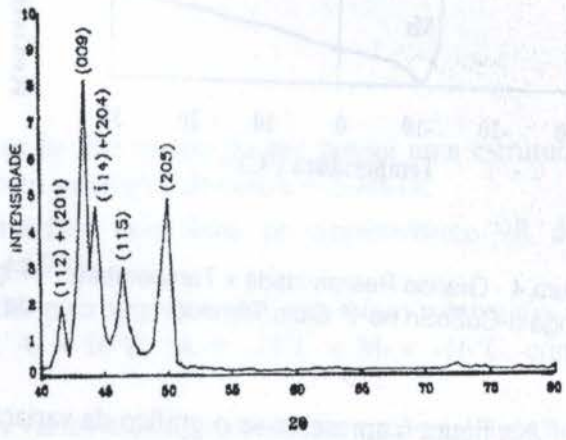


Figura 3 - Difratograma da Estrutura da Fase Matriz Martensítica da Liga β-CuZnSn.

A curva típica de resistividade obtida pelo método dos quatro terminais é apresentada na figura 4, indicando as seguintes temperaturas de transformação: $A_s = 13°C$, $A_f = 16°C$, $M_s = -11°C$ e $M_f = -16°C$, com histerese de transformação ($A_s - M_s$) de 24°C. Utilizando a expressão desenvolvida por Pops (1966) a temperatura do M_s desta liga deve ser -9,5°C, portanto muito próximo ao resultado estabelecido. As amostras foram submetidas a vários ciclos térmicos de transformações de fase, nos quais se verificou as variações das temperaturas características. A figura 5 mostra a curva da amostra após o 20° ciclo térmico no qual determinou-se as seguintes temperaturas: $A_s = 12°C$, $A_f = 15°C$, $M_s = -10°C$ e $M_f = -24°C$, com histerese de transformação ($A_s - M_s$) de 22°C. Durante os ciclos as temperaturas de As diminuiu e M_s aumentou, resultando numa diminuição da histerese. Este fato está relacionado à formação de martensitas com orientações preferenciais que facilitam as transformações de fase. Verificou-se também a estabilização das temperaturas características após o 15° ciclo térmico (Gonzalez, 1993).

Várias amostras foram laminadas obtendo-se lâminas de diferentes espessuras e tamanhos de grãos, que foram submetidas a medições de resistividade, com o objetivo de observar a influência do tamanho de grão nas temperaturas de transformação de fase.

Os resultados apresentados nas figuras 4 e 5 são de uma amostra que não foi submetida a processo de deformação. Uma amostra laminada de espessura final 0,65 mm apresentou as seguintes temperaturas características: A_s = 22°C, A_f = 37°C, M_s = -27°C e M_f = -53°C, com histerese de transformação (A_s - M_s) de 49°C. Esta diferença nas temperaturas devem-se à influência do tamanho de grãos que constituem barreiras para as transformações de fase. Verifica-se que a temperatura do M_s diminuiu e a de As aumentou, evidenciado que o aumento de contornos de grãos (barreiras) afetam o comportamento do efeito memória.

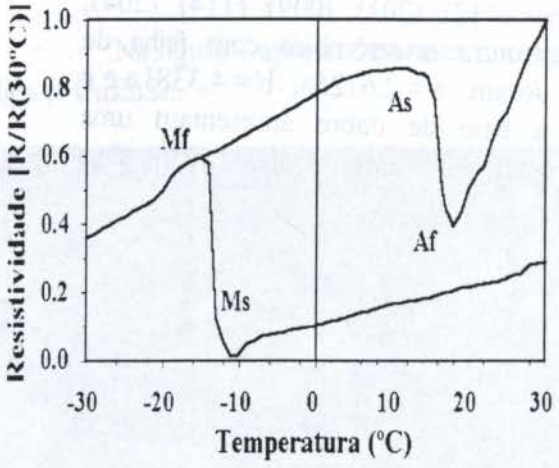


Figura 4 - Gráfico Resistividade x Temperatura da Liga β-CuZnSn no 1° Ciclo Térmico.

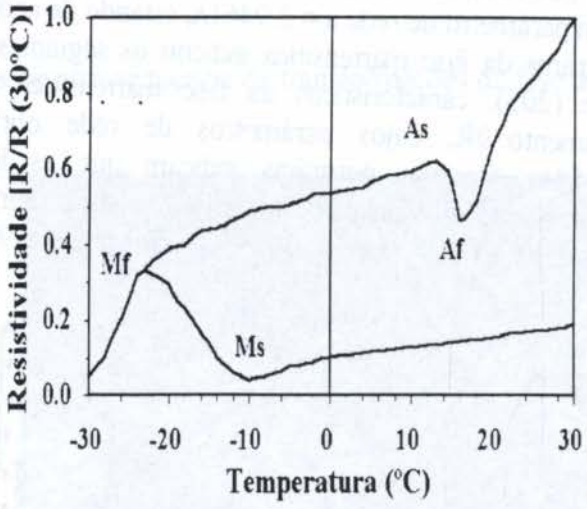


Figura 5 - Gráfico Resistividade x Temperatura da Liga β-CuZnSn no 20° Ciclo Térmico.

Na figura 6 apresenta-se o gráfico da variação das temperaturas de transformação de fase versus diâmetro médio dos grãos. Observa-se que a temperatura do Ms diminui com o aumento da relação, enquanto a de As aumenta. Esta tendência associa-se à dificuldade da movimentação da interface matriz-martensita imposta pelos contornos de grãos (Shimizu et al., 1987). Verifica-se ainda um aumento considerável da histerese de transformação (cerca de 25°C), ou seja, eleva-se a força motriz necessária à transformação nas ligas de tamanho de grão menor (Gonzalez, 1993).

As amostras da liga β-CuZnSn apresentaram os comportamentos de pseudoelasticidade e efeito memória de forma reversível, que se estabilizaram a partir do 16° ciclo. Algumas amostras tiveram sua microestruturas examinadas após vários ciclos térmicos e de deformação. Na figura 7 mostra-se a micrografia de uma das amostras na qual se verificam trincas nos contornos de grão. Observa-se claramente a propagação da trinca de maneira intergranular. Este tipo de trinca é altamente indesejável nas aplicações tecnológicas. Segundo a bibliografia, adições de outros elementos químicos e a adequação dos processos de deformação plástica para produzir orientações com texturas preferenciais devem ser a solução para melhoras as características das propriedades mecânicas das ligas β-CuZnSn (Brown, 1982).

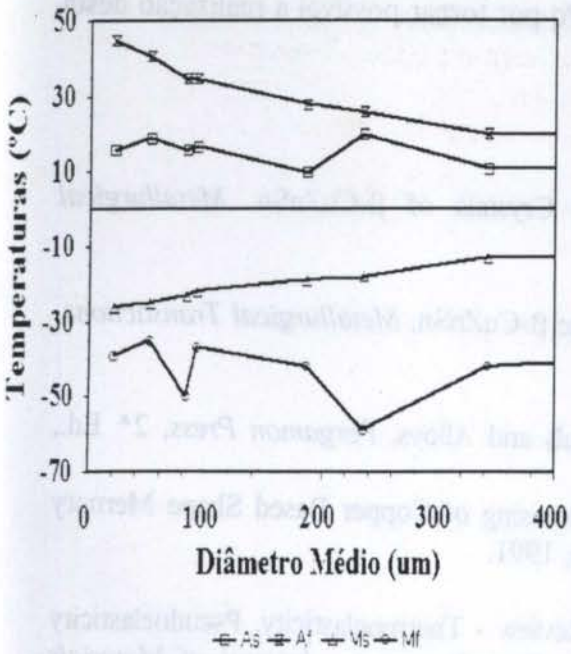


Figura 6 - Temperaturas de Transformações de Fase x Diâmetro Médio do Tamanho de Grão nas Ligas β-CuZnSn Laminadas.

Figura 7 - Micrografia da Liga β-CuZnSn Laminada Após Vários Ciclos Térmicos. 120X

4. CONCLUSÕES

) A fase β retida de alta temperatura transforma-se na fase matriz β_2 que possui uma estrutura ristalina ordenada CCC de super-rede do tipo B2, com parâmetro de rede a = 2,9461A.

2) A fase martensítica β'_2 tem estrutura ortorrômbica com falha de empilhamento 9R de parâmetros de rede a = 2,6125A, b = 4,3381A e c = 4,6554A.

3) As temperaturas de transformações de fase obtidas para amostras que não foram submetidas a processos de deformação plástica são: A_s = 13°C, A_f = 16°C, M_s = -11°C e M_f = -16°C, com histerese de transformação de 24°C.

4) As temperaturas de transformação variam após vários ciclos, mas ocorre uma estabilização destes valores a partir de um determinado número de ciclos. Nas amostras da liga estudada a estabilização ocorreu a partir do 15° ciclo térmico. Esta estabilização ocorre devido a nucleação e o crescimento de martensitas preferenciais.

5) As temperaturas de transformações de fase obtidas para uma amostra laminada de espessura de 0,65mm são: A_s = 22°C, A_f = 37°C, M_s = -27°C e M_f = -53°C, com histerese de transformação de 49°C.

6) As variações das temperaturas de transformação de fase devem-se a diminuição do tamanho de grão. Os contornos de grãos constituem-se em barreiras à movimentação da interface de transformação matriz/martensítica, que provoca o aumento na histerese de transformação.

7) As fraturas observadas nas amostras das ligas β-CuZnSn laminadas são intergranulares.

5. AGRADECIMENTOS

Os autores desejam agradecer o apoio e a gentileza do Prof. Dr. Francisco Jaime B. Mendonça do Departamento de Engenharia Cartográfica da UFPE pela revelação das micrografias e do Prof. Hugo S. Villaroel do Departamento de Geologia da UFPE pela

elaboração dos difratogramas e ao projeto RHAE/CNPq por tornar possível a realização desta pesquisa.

6. BIBLIOGRAFIA

Brown, L.C. The Fadigue of Pseudoelastic Single Crystals of β-CuZnSn. *Metallurgical Transactions*, vol. 12A, pp. 343-345, 1981.

Brown, L.C. The Fadigue of Pseudoelastic Polycrystaline β-CuZnSn, *Metallurgical Transactions*, vol. 13A, pp. 25-31, 1982.

Christian, J.W. The Theory of Transformations in Metals and Alloys, *Pergamon Press*, 2ª Ed., London, pp. 1-20, 1981.

Clément, G., Naudot, P. & Welter, J.M. Industrial Processing of Copper Based Shape Memory Alloys, *Journal de Physique*, vol. 1, pp. C4-109 -C4-116, 1991.

Delaey, L., Krishnan, R.V., Tas, H. & Warlimont, H. Review - Thermoelasticity, Pseudoelasticity and The Memory Effects Associated With Martensitic Transformations, *Journal of Materials Science*, vol. 9, pp. 1521-1535, 1974.

Eisenwasser, J.D. & Brown, L.C. Pseudoelasticity and Strain Memory Effect in CuZnSn Alloys, *Metallurgical Transactions*, vol. 3A, pp. 1359-1363, 1972.

Gonzalez, C.H. Obtenção e Caracterização das Ligas β-CuSn e β-CuZnSn Com Efeito Memória de Forma, *Tese de Dissertação de Mestrado da Universidade Federal da Paraiba*, pp.1-71, 1993.

Lee, E. & Kim, Y.G. Precipitation Kinetics in Some CuZnAl Martensite Shape Memory Alloys, *Scripta Metallurgical*, vol. 24, pp. 745-749, 1990.

Otsuka, K. & Shimizu, K. Pseudoelasticity and Shape Memory Effects in Alloys, *International Metals Reviews*, vol. 31, pp. 93-114, 1986.

Pops, H. Martensite in Ternary β-CuZn Based Alloys, *TMS - AIME*, vol. 236, pp. 1532-1537, 1966.

Pops, H. Stress-Induced Pseudoelasticity in Ternary CuZn Based Beta Prime Phase Alloys, *Metallurgical Transactions*, vol. 1, pp. 251-258, 1970.

Quadros, N.F. & Gonzalez, C.H. Ligas Com Efeito Memória de Forma. As ligas CuSn e CuZnSn, *Anais do X Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciências dos Materiais*, vol. I, pp. 467-470, 1992.

Shimizu, K. & Tadaki, T. Shape Memory Alloys, *Ed. Funakubo*, Gordon & Breach, pp. 1-60, 1987.

Zhang, Y. & Hornborgen, E. Experimental Methods For The Analysis of Transformations Cycles in Shape Memory Alloys, *Z. Metallkde*, vol. 78, pp. 777-783, 1987.