

DESENVOLVIMENTO DE UMA TÉCNICA EXPERIMENTAL PARA A DETERMINAÇÃO DO FLUXO DE CALOR EM UM PROCESSO DE SOLDAGEM TIG

Sandro Metrevelle Marcondes de Lima e Silva

Laboratório de Transferência de Calor e Massa e Dinâmica dos Fluidos – LTCM
Faculdade de Engenharia Mecânica – FEMEC, Universidade Federal de Uberlândia – UFU
metrevel@mecanica.ufu.br

Valério Luiz Borges

Laboratório de Transferência de Calor e Massa e Dinâmica dos Fluidos – LTCM
Faculdade de Engenharia Mecânica – FEMEC, Universidade Federal de Uberlândia – UFU
vlborges@mecanica.ufu.br

Louriel Oliveira Vilarinho

Laboratório para o Desenvolvimento de Processos de Soldagem – LAPROSOLDA
Faculdade de Engenharia Mecânica – FEMEC, Universidade Federal de Uberlândia – UFU
L.Vilarinho.2001@cranfield.ac.uk

Américo Scotti

Laboratório para o Desenvolvimento de Processos de Soldagem – LAPROSOLDA
Faculdade de Engenharia Mecânica – FEMEC, Universidade Federal de Uberlândia – UFU
ascotti@mecanica.ufu.br

Gilmar Guimarães

Laboratório de Transferência de Calor e Massa e Dinâmica dos Fluidos – LTCM
Faculdade de Engenharia Mecânica – FEMEC, Universidade Federal de Uberlândia – UFU
gguima@mecanica.ufu.br

Resumo. A medição do calor imposto à chapa durante o processo de soldagem é uma tarefa de alta complexidade. A principal razão deve-se ao fato do arco de soldagem ser uma fonte de calor não uniforme. Para a solução deste problema, muitas aproximações analíticas e numéricas têm sido propostas. Estas análises são divididas dentro de duas categorias, problemas direto e inverso de transferência de calor. Um problema de transferência de calor é considerado direto quando todas as condições de contorno são prescritas em determinado domínio. Entretanto no inverso, informações sobre uma ou mais condições de contorno são desconhecidas, requerendo- assim, para a solução do problema, o conhecimento adicional de temperaturas no interior do domínio. Neste trabalho, propõe-se uma metodologia para o cálculo da taxa de calor, entregue à peça durante um processo de soldagem usando-se o método do gradiente conjugado e da equação adjunta. O modelo teórico foi construído a partir da equação da difusão em uma placa plana. O modelo térmico proposto considera a transferência de calor tridimensional transiente na placa permitindo a variação temporal e espacial da fonte de calor. Para avaliação da técnica, utiliza-se diferentes condições de soldagem para o processo TIG. O calor imposto pelo arco voltaico foi estimado através da medição de temperatura na superfície oposta ao cordão de solda, usando-se dez termopares igualmente espaçados, na linha média da chapa.

Palavras chave: Problemas Inversos, Condução de Calor, Gradiente Conjugado, Otimização, Processo de Soldagem TIG.

1. Introdução

Um dos processos de soldagem largamente empregado, é o processo TIG (Tungsten Inert Gas) que é usado com sucesso para soldagem de aços inoxidáveis e metais não-ferrosos. Usa-se, neste processo, um eletrodo de tungstênio protegido por um fluxo de gás inerte que pode ser argônio (geralmente usado), hélio ou uma mistura destes dois. A união (por soldagem) de duas ou mais peças de trabalho é obtida através de um arco voltaico que é uma fonte de calor móvel e muito intensa. A obtenção da intensidade e forma dessa fonte de calor e dos gradientes de temperatura provocados nas peças de trabalho são, portanto, extremamente importantes para o estudo de processos de soldagem. O objetivo final, nesse caso, é a análise do comportamento de fenômenos físicos de grande interesse prático decorrentes da imposição do calor na peça. Podem-se citar, por exemplo, a largura e a profundidade de penetração da poça de solda, as mudanças microestruturais no metal base termicamente afetado ou as tensões residuais surgidas devido ao processo de soldagem.

Observa-se que nem toda a potência necessária à obtenção do arco voltaico (determinada através da tensão e corrente imposta) é absorvida pela peça. A diferença entre elas se deve às perdas de calor durante o processo, como troca de calor por radiação e convecção com o ambiente ou o efeito Joule no eletrodo. Uma das alternativas para a obtenção do fluxo de calor que efetivamente é entregue à peça é a aplicação de técnicas para a solução de problemas inversos em transferência de calor. A viabilidade desse procedimento se justifica devido ao difícil acesso de medição de temperatura na região de soldagem e às características dessas técnicas para a obtenção do fluxo de calor através do algoritmo e medições em regiões acessíveis da placa soldada. Nota-se a estreita relação existente entre o problema inverso e o fluxo de calor em soldagem, uma vez que medindo-se a temperatura, na face oposta à soldagem, pode-se conhecer o fluxo de calor efetivamente entregue à chapa.

Problemas Inversos em Condução de Calor (IHCP) têm sido recentemente empregado em processos de soldagem para determinação do fluxo de calor (Katz & Rubinsky, (1984); Hsu et al., (1986) e Gonçalves et al., (2002)). Katz e Rubinsky (1984) usam um método de elementos finitos denominado “fronteira de ataque” com uma abordagem unidimensional do problema de transferência de calor em soldagem enquanto Hsu et al., (1986), também através de elementos finitos, consideram um problema bidimensional. Nesse caso, os dados de temperatura medidos através de termopares posicionados na região sólida são usados para determinar através de interpolação de Newton-Raphson, a posição da interface sólido-líquido e a distribuição da temperatura na região sólida da peça de trabalho cujo processo de soldagem é estacionário. Uma abordagem bidimensional porém considerando a fonte de soldagem móvel é apresentada por Gonçalves et al., (2002). Nesse caso, um modelo analítico quasi-estacionário baseado em Rosenthal (1935) é usado para a solução do problema direto enquanto a técnica Simulated Annealing é aplicada para a obtenção do fluxo de calor. Observa-se entretanto que nesse modelo bidimensional a influência da difusão de calor ao longo da espessura da placa é desprezada e a fonte de calor móvel é considerada constante ao longo de todo o processo de soldagem. Embora essas considerações encontrem justificativas práticas em processos de soldagem TIG em placas finas, representam uma limitação a outros processos na soldagem de placas mais espessas.

Neste trabalho, propõe-se a aplicação de uma técnica inversa baseada no gradiente conjugado e na equação adjunta para a obtenção do fluxo de calor em um processo de soldagem TIG em placas de espessuras finitas. O modelo térmico nesse caso, considera a transferência de calor na placa como sendo tridimensional transiente. O campo de temperatura nesse caso se deve a imposição de uma fonte de calor de soldagem com variação espacial e temporal na superfície frontal da placa. A placa soldada é representada por uma amostra de aço inoxidável austenítico AISI 304 instrumentadas com dez termopares fixados na face oposta da amostra. O uso dessas temperaturas em conjunto com a técnica inversa permite a obtenção do fluxo de calor que é imposto na superfície frontal da placa e consequentemente da taxa de calor efetivamente necessária para a realização da soldagem, além do campo de temperatura na placa.

2. Fundamentos Teóricos

2.1. Problema Direto

O problema térmico decorrente do processo de soldagem TIG pode ser representado pela Figura (1). Nesse caso, o campo de temperatura resultante pode ser obtido através da solução da equação da difusão de calor, considerando como excitação térmica uma fonte móvel de calor ao longo da direção y e estando as superfícies remanescentes sujeitas a perdas de calor convectivas.

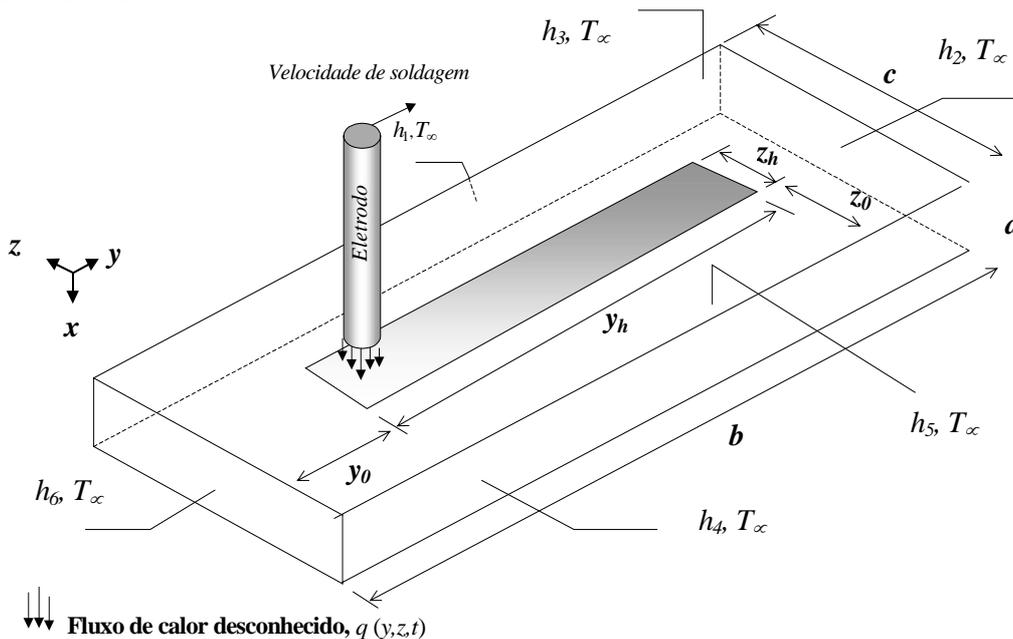


Figura 1 – Modelagem do problema térmico tridimensional

Assim, se uma fonte de calor com uma velocidade constante é imposta a uma placa inicialmente a uma temperatura T_0 e considerando as propriedades térmicas da placa constante, pode-se escrever

$$\frac{\partial^2 T(x, y, z, t)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T(x, y, z, t)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T(x, y, z, t)}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T(x, y, z, t)}{\partial t} \quad (1)$$

na região R ($0 < x < \mathbf{a}$, $0 < y < \mathbf{b}$, $0 < z < \mathbf{c}$) em $t > 0$, sujeito às condições de contorno

$$-k \frac{\partial T(0, y, z, t)}{\partial x} = q(y, z, t) \quad \text{em } S_1 \quad (y_0 \leq y \leq y_1, z_0 \leq z \leq z_1) \quad (2)$$

$$-k \frac{\partial T(0, y, z, t)}{\partial x} = h_3 [T_\infty - T(0, y, z, t)] \quad \text{em } S_2 \quad (y, z \in S \mid (y, z) \notin S_1) \quad (3)$$

$$-k \frac{\partial T(\mathbf{a}, y, z, t)}{\partial x} = h_5 [T(\mathbf{a}, y, z, t) - T_\infty] \quad (4)$$

$$-k \frac{\partial T(x, 0, z, t)}{\partial y} = h_6 [T_\infty - T(x, 0, z, t)] \quad (5)$$

$$-k \frac{\partial T(x, \mathbf{b}, z, t)}{\partial y} = h_2 [T(x, \mathbf{b}, z, t) - T_\infty] \quad (6)$$

$$-k \frac{\partial T(x, y, 0, t)}{\partial z} = h_4 [T_\infty - T(x, y, 0, t)] \quad (7)$$

$$-k \frac{\partial T(x, y, \mathbf{c}, t)}{\partial z} = h_1 [T(x, y, \mathbf{c}, t) - T_\infty] \quad (8)$$

e à condição inicial

$$T(x, y, z, 0) = T_0 \quad (9)$$

Observa-se que S representa a superfície frontal da placa, S_1 (z_h x y_h) a região sujeita à fonte de calor móvel compreendida por $y_0 < y < y_0 + y_h$ e $z_0 < z < z_0 + z_h$ e S_2 a superfície frontal da placa não afetada pela fonte de calor e sujeita a perda de calor por convecção. Ainda, nas equações acima α é a difusividade térmica, k a condutividade térmica, e $h_{1..6}$ são os coeficientes de troca de calor convectivos nas faces da chapa e T_∞ é a temperatura ambiente. A fonte de calor móvel imposta na chapa é representada pelo parâmetro $q(y, z, t)$ cujo o valor da intensidade é permitido variar ao longo da superfície e do tempo.

2.2. Problema Inverso

A técnica de problemas inversos usada neste trabalho baseia-se no método do gradiente conjugado e da equação adjunta proposta inicialmente por Alifanov (1974) e expandida por Jarny et al. (1991). Esta técnica busca através de um processo iterativo de minimização de um funcional o fluxo de calor que flui para a peça a partir de temperaturas medidas na face oposta à zona de afetada pelo processo de soldagem. O funcional a ser minimizado é definido por

$$S_q = \int_{t=0}^{t_f} [Y(t) - T(x_i, t)]^2 dt \quad (10)$$

onde $Y(t)$ é a temperatura medida, $T(x_i, t)$ a temperatura estimada e t_f é o tempo total de medição. O fluxo de calor pode então ser estimado através de um algoritmo computacional que inclui um procedimento iterativo para solução do problema direto, problema inverso, problema de sensibilidade, problema adjunto e a equação gradiente. A obtenção da equação da difusão de calor, a discretização e o procedimento do algoritmo inverso bem como o critério de parada (princípio da discrepância) pode ser encontrado em detalhes em Lima et. al., (2000) e Lima, (2001).

3. Procedimento Experimental

Apresenta-se na Figura (2) o esquema de montagem da bancada experimental usada para a determinação do fluxo de calor no processo de soldagem TIG. A amostra de teste de aço inoxidável AISI 304 possui dimensões de 200 x 50 x 4 mm. Na superfície inferior da amostra são fixados 10 termopares do tipo K (Cromel-Alumel) espaçados de 16,7 mm (Fig. 3) através de descarga capacitiva cujo esquema é mostrado na Fig. (4). A descrição detalhada da montagem desta bancada é apresentada por Vilarinho (2001). Os termopares tipo K são conectados a um sistema de aquisição de dados HP 75000 Series B com voltímetro E1326B. Todas as soldagens são realizadas na posição plana e com deposição sobre a chapa. Adquire-se a tensão e a corrente através de uma placa de aquisição D/A ajustada para adquirir em 12 bits e 10 kHz por canal. A Figura (5) mostra o suporte da placa de teste. Para evitar um possível efeito aleta pela presença dos parafusos usa-se um material isolante entre estes e a superfície.

Para a determinação das componentes do fluxo de calor um conjunto de experimentos é usado para diferentes condições de soldagem como corrente elétrica (40, 70 e 100 A), comprimento do arco (2, 3 e 4 mm), o gás usado (Ar e Ar+25%He) e os ângulos de apontamento do eletrodo (30°, 60° e 70°). O eletrodo usado é o AWS EWTh-2, tungstênio dopado com 2% de tório. A partir de um planejamento estatístico Taguchi (Projeto Robusto), com uma matriz L9, o número de experimentos pode ser reduzido, mantendo-se entretanto a confiabilidade dos dados.

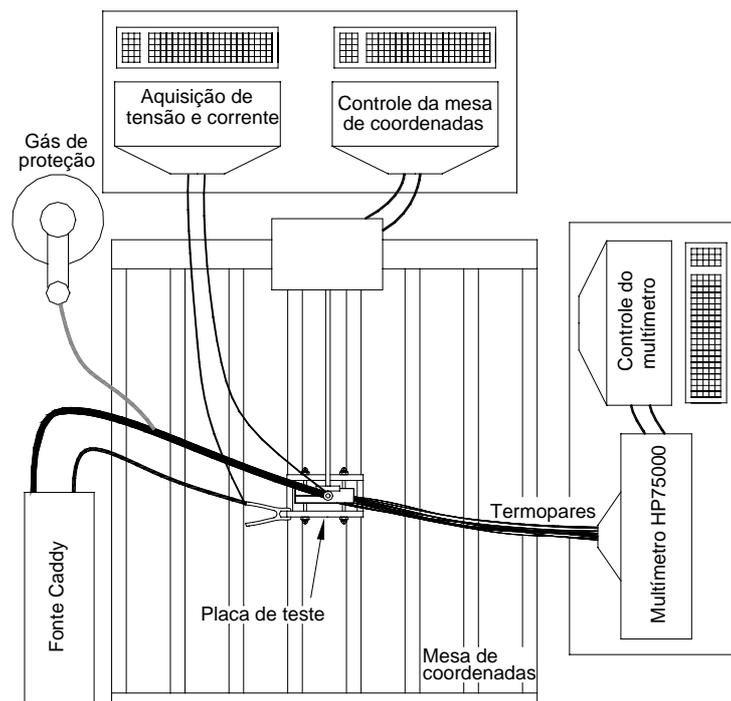


Figura 2 – Esquema de montagem da bancada experimental

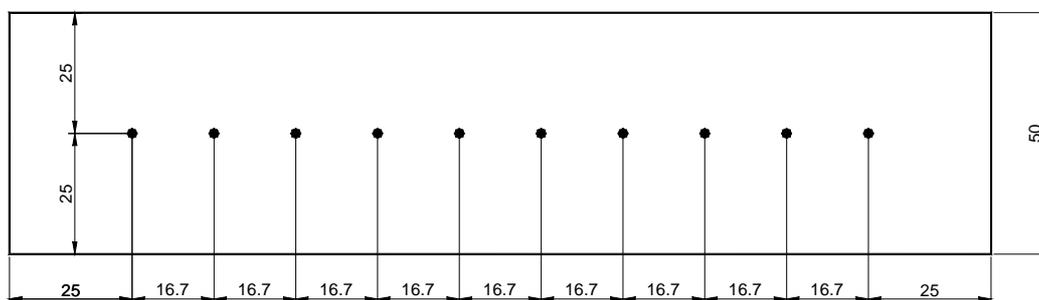


Figura 3 – Posicionamento dos termopares na superfície inferior da amostra

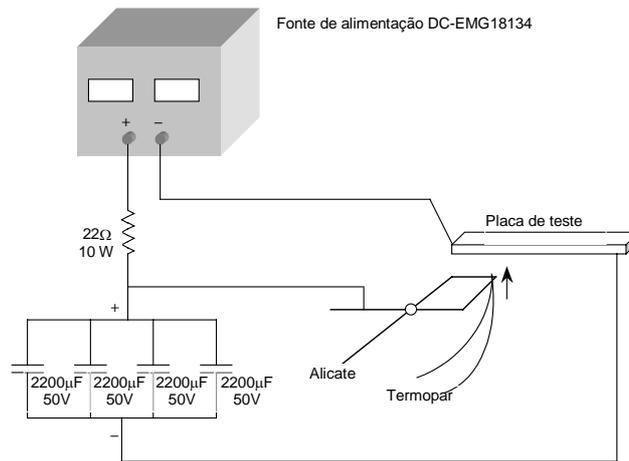


Figura 4 - Esquema para a fixação dos termopares por descarga capacitiva na placa de teste.

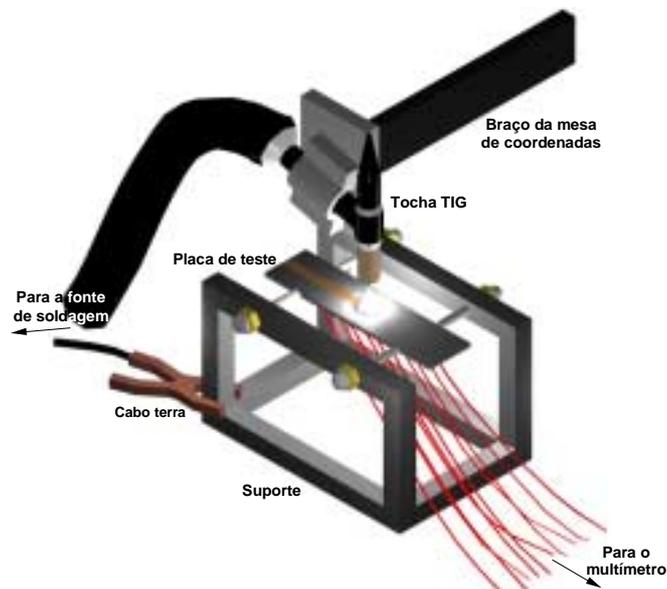


Figura 5 – Representação esquemática dos suportes da chapa de teste

4. Análise de resultados

Para a determinação do fluxo de calor durante o processo de soldagem TIG, foram realizados nove experimentos. As condições experimentais utilizadas para a soldagem estão mostradas na Tab. (1). Esta tabela é resultado de uma matriz L9 de um planejamento estatístico, Taguchi, mostrado no próximo item. Quatro (4) fatores em três níveis (ângulo de apontamento do eletrodo, comprimento do arco (L_a) – distância da chapa à ponta do eletrodo, corrente e gás de proteção) são usados para obtenção da matriz experimental.

Tabela 1 – Condições experimentais utilizadas

Ensaio	Ângulo de apontamento	L_a [mm]	Corrente [A]	Gás de proteção	Largura do cordão [mm]
A01	30°	2	40	Ar	2
A02	30°	3	70	Ar+25%He	3
A03	30°	4	100	Ar+25%He	4
A04	60°	2	70	Ar+25%He	3
A05	60°	3	100	Ar	4
A06	60°	4	40	Ar+25%He	2
A07	90°	2	100	Ar+25%He	4
A08	90°	3	40	Ar+25%He	2
A09	90°	4	70	Ar	3

Observa-se na Tab. (1) que para cada condição experimental obtêm-se uma largura de cordão obtida através do uso de um analisador de imagens Neophot 21. Apresenta-se na Figura 6 a determinação da largura (Fig 6.a) e a vista superior (Fig 6b) do cordão de solda do ensaio A01 (amostra 01). Na Figura (7) são apresentados os sinais de tensão e corrente adquiridos durante o processo de soldagem para esse ensaio.

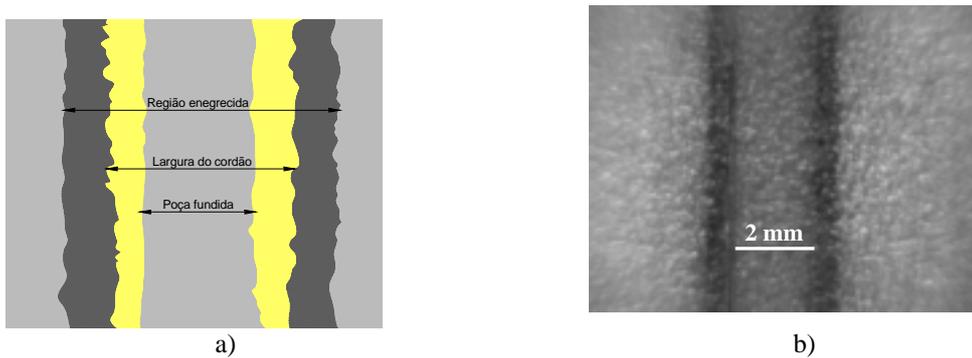


Figura 6 – Largura do cordão de solda: a) esquema de medição b) vista superior

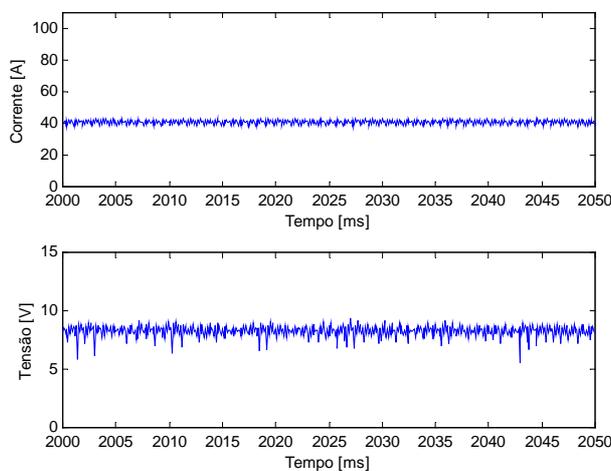


Figura 7 – Oscilograma obtido durante a soldagem

As propriedades térmicas da amostra AISI 304 são aqui consideradas constantes sendo seus valores obtidos da literatura Incropera & DeWitt (1996), sendo a condutividade térmica igual a 14,9 W/mK e difusividade térmica é de $3,95 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$. O coeficiente de transferência de calor por convecção usado é também considerado constante e igual a $h_{1,6} = 15 \text{ W/m}^2\text{K}$ para todas as superfícies. Observa-se que esse valor representa um valor médio considerando-se as condições geométricas, do meio e de temperatura obtido através de correlações empíricas (Incropera & DeWitt, 1996).

Uma malha de 73 x 71 x 50 volumes nas direções respectivas de y, z e x é construída de forma a permitir a coincidência entre o posicionamento de cada termopar e seu respectivo volume de controle. Para cada experimento foi adquirido 1024 pontos, sendo o intervalo de medição das temperaturas igual a 0,38 s. Na Figura (8) apresenta-se os sinais de temperatura medidos na superfície oposta (Fig. 3) para o ensaio A02 (amostra 02). Como para todos os ensaios realizados neste trabalho (Tab. 1) o tempo de aquecimento situa-se em torno de 25 s, somente os 149 primeiros pontos são mostrados, Fig. (8). Neste sentido para a determinação do fluxo de calor somente estes 149 pontos são usados.

Apresenta-se na Fig. (9) a taxa de calor total absorvida (potência efetiva) na superfície obtida a partir das temperaturas experimentais mostradas na Fig. (8). A potência para a condição de soldagem mais severa (ensaio A03) é mostrada na Figura (10).

Observa-se na Fig. (8) que embora as temperaturas máximas fltuem em torno de uma temperatura média, a sua dispersão tem um valor significativo. Essa dispersão por sua vez, é responsável por uma flutuação na potência estimada da ordem de 35 W para o ensaio A03. Uma investigação mais detalhada nessas dispersões podem indicar, no futuro, procedimentos para otimização de processos de soldagem para obtenção de potências efetivas mais estáveis.

A Figura (11) apresenta o campo do fluxo de calor ao longo da superfície de solda, ensaio A03, para os tempos 7,98s, 10,64s, 14,06s, 17,86s. Pode-se observar, nesse caso, o efeito da velocidade da fonte móvel bem como a estabilidade do valor estimado a medida que a fonte de calor se desloca. Observa-se também o efeito simétrico de sua distribuição em relação à direção do movimento da fonte.

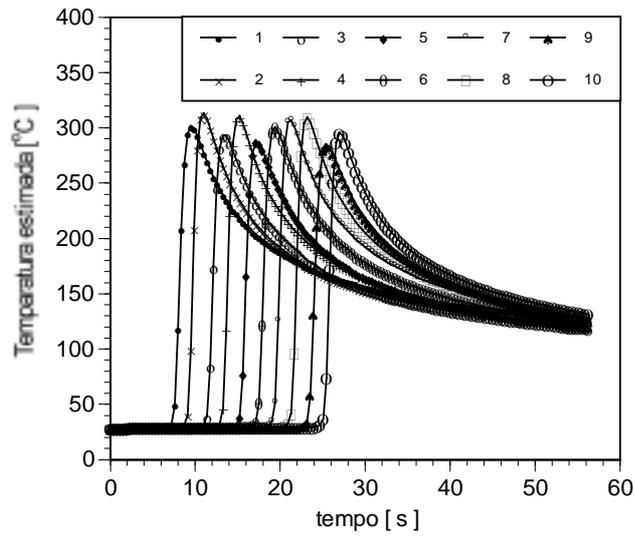


Figura 8 – Perfil de temperatura medido na superfície oposta a soldagem para o ensaio A02

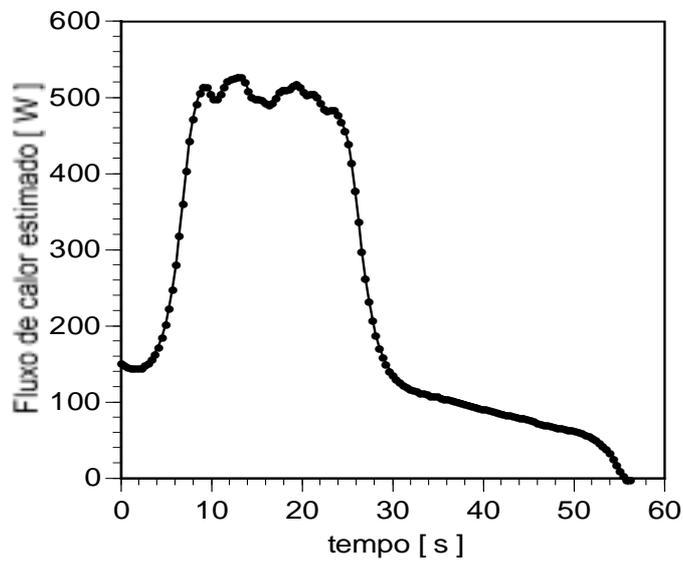


Figura 9 – Fluxo de calor estimado para o ensaio A02

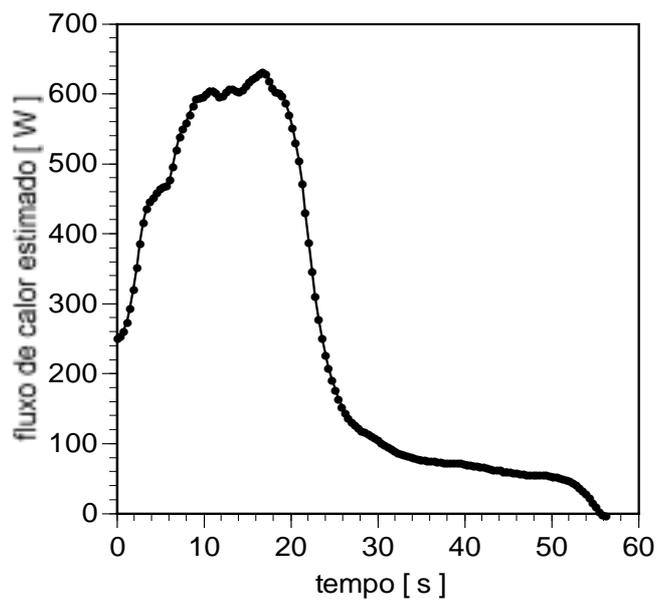


Figura 10 – Fluxo de calor estimado para condição experimental mais severa (ensaio A03)

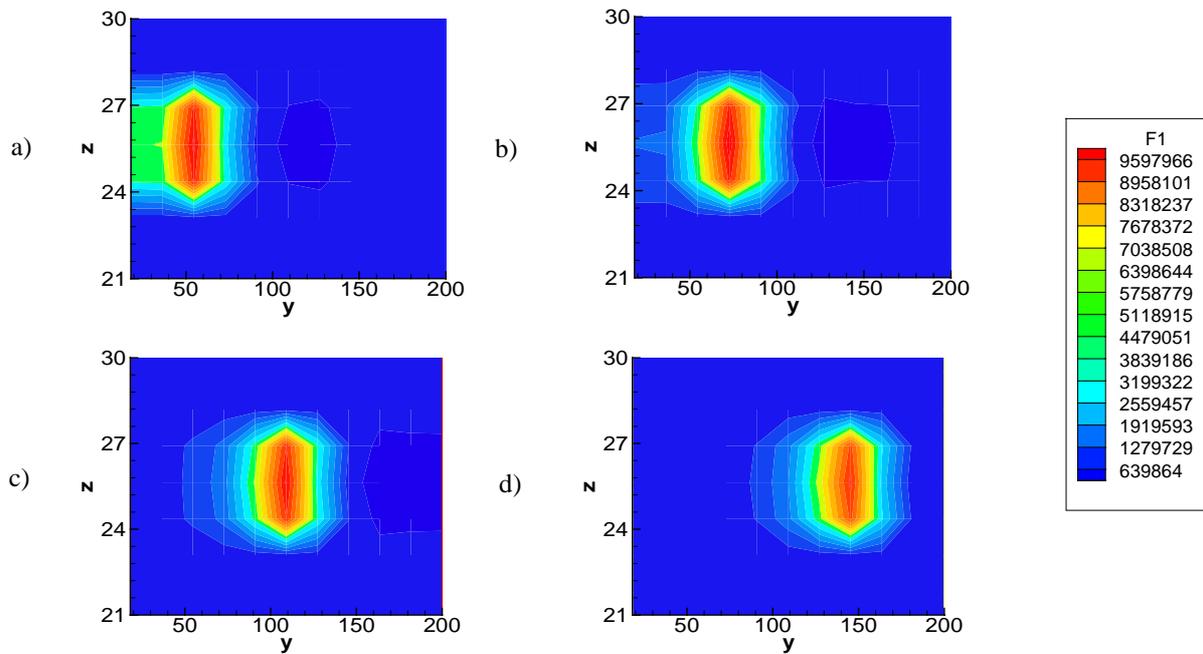


Figura 11 – Campo de fluxo de calor na superfície da placa: a) 7,98s b) 10,64s c)14,06s d) 17,86s.

Para uma observação do comportamento das componentes do fluxo de calor estimado ao longo tempo, apresenta-se na Figura 12 os respectivos fluxos para quatro posições específicas, relativas aos termopares 2, 5, 7 e 8 (veja Fig. 3). Da mesma forma, observa-se o efeito da fonte de calor movendo-se ao longo de y.

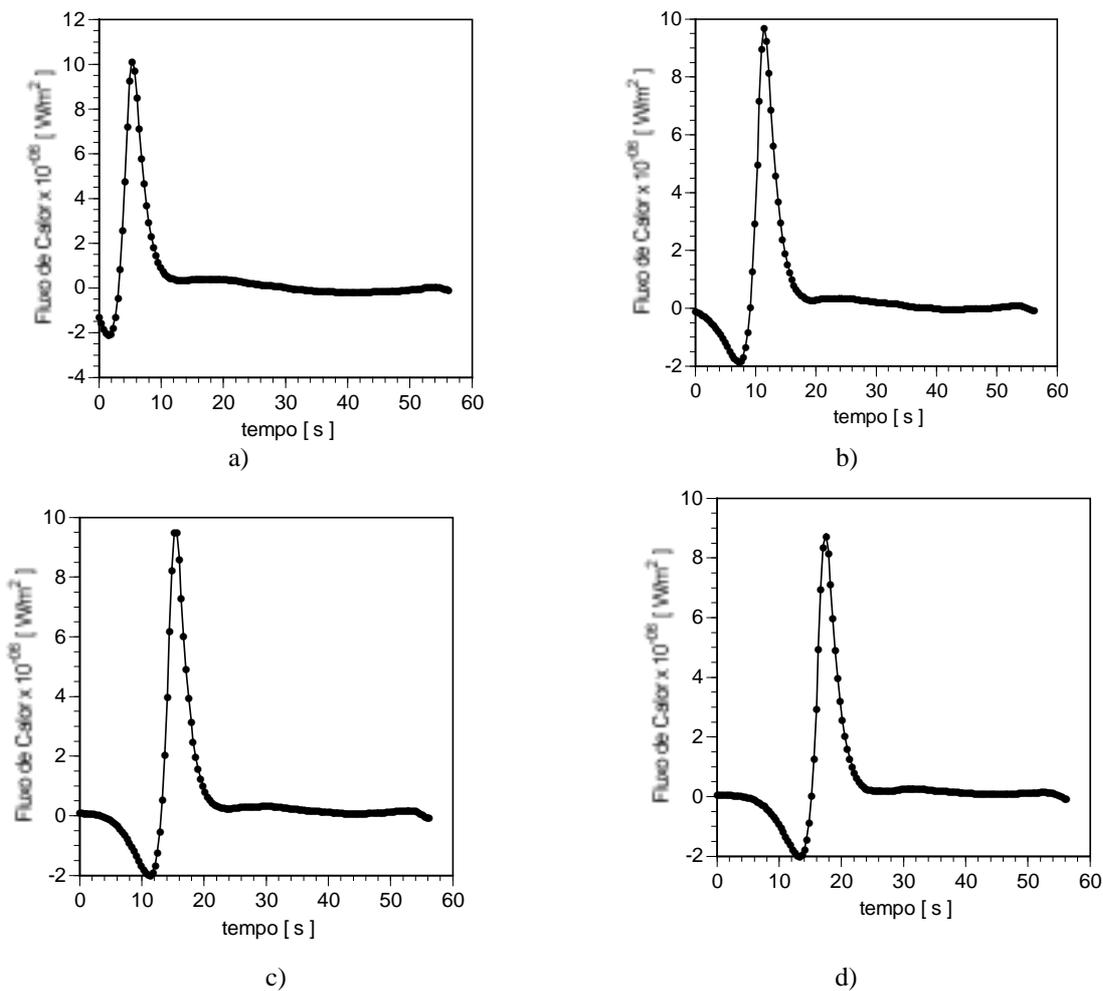


Figura 12 – Componentes de fluxo de calor estimadas em quatro posições diferentes relativas aos termopares 2, 5, 7 e 8

A comparação entre a temperatura estimada e experimental em três posições para a condição de soldagem mais severa é mostrada na Fig. (13). Pode-se verificar nesta figura uma razoável concordância entre os sinais de temperatura experimental e estimado obtendo-se um desvio percentual de 9 %, 3,3 % e 4,4 % na região de pico. Vários fatores podem ser responsáveis por essa discordância. Por exemplo, as hipóteses de valores constantes para as propriedades térmicas e o coeficiente de transferência de calor por convecção assumidas no modelo teórico. Além disso, efeitos como mudança de fase e perdas de calor por radiação não são consideradas. Um modelo teórico que considera todos esses aspectos encontra-se em desenvolvimento. Entretanto os resultados aqui obtidos são promissores uma vez que apontam para a adequacidade da metodologia experimental empregada bem como da necessidade de otimização do modelo térmico.

Observa-se ainda que uso de um modelo discreto (espacial e temporal) para a fonte de calor móvel se apresenta, por sua vez, adequado a análise do fenômeno. Representa, de fato, um avanço relativo ao modelo tridimensional de Rosenthal que considera estado quasi-estacionário e fonte de calor constante. O uso *a priori* da hipótese de potência constante não permite a investigação real da potência efetiva entregue à placa.

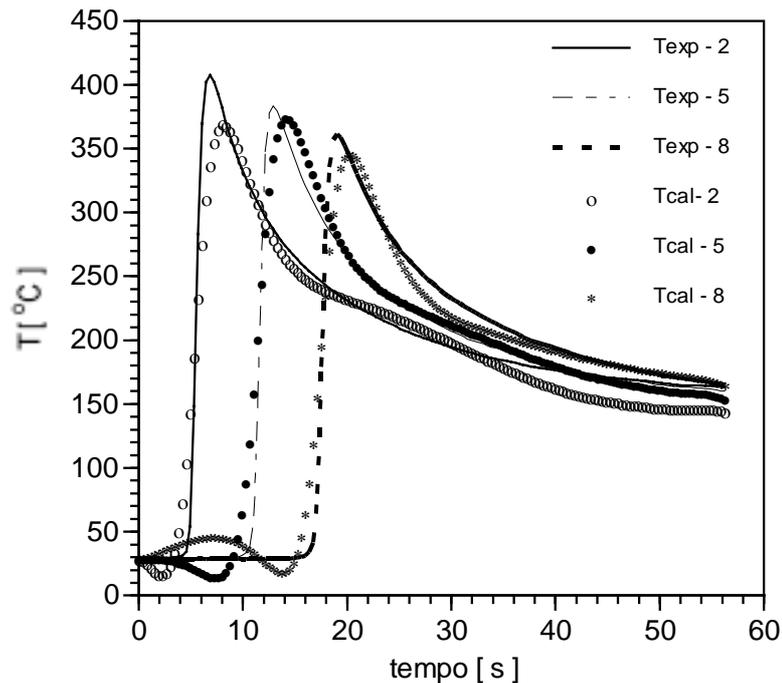


Figura 13 – Comparação entre as temperaturas experimental e estimada na superfície oposta a soldagem

5. Planejamento estatístico

O Planejamento estatístico Taguchi através de uma matriz L9 é empregado nesse trabalho visando reduzir o número de experimentos necessários à obtenção da potência. Observa-se que para o uso deste planejamento torna-se necessária a determinação da taxa de calor para cada condição experimental (Tab. 1). Obtida as potências a partir da técnica de problemas inversos calcula-se a potência média para ser usado no cálculo do rendimento térmico. Cabe salientar que o rendimento térmico no processo de soldagem é calculado pela expressão

$$\eta = \frac{q}{VI} \tag{12}$$

onde V é a tensão, I é a corrente e q a taxa de calor média ou potência efetiva obtida para o processo. Na Tabela (2) são mostrados para cada ensaio, a tensão média medida V_m , a corrente média medida I_m , a potência total calculada P_{total} , a taxa de calor média estimada q e o rendimento calculado η (Eq. 12).

A partir da determinação do rendimento η para cada ensaio (Tab. 2), usa-se a função maior-melhor (“Larger-the-better”) do Planejamento Robusto de Taguchi para a análise dos resultados. Durante a análise, é criada a variável ζ , que se relaciona com o rendimento conforme a equação abaixo

$$\zeta = 8,6859 \ln(\eta) - 3 \times 10^{-06} \tag{13}$$

A Figura (14) traz a variação do rendimento (na forma de ζ) para os quatro fatores de estudo. Observa-se que rendimento máximo deve ser obtido quando o ângulo de ponta do eletrodo for igual a 30°, o comprimento do arco 2

mm, a corrente 40 A e o gás Ar+25%He. Esta combinação é então executada no ensaio A10. Os resultados obtidos são apresentados na Tab. (3).

Tabela 2 – Fluxo de calor e rendimento obtidos para cada ensaio

Ensaio	Ângulo de apontamento	La [mm]	Gás de proteção	I _m [A]	V _m [V]	P _{total} [W]	q (fluxo de calor médio estimado) [W]	η [%]
A01	30°	2	Ar	41	8.2	336	280	83.4
A02	30°	3	Ar+25%He	71	9.8	696	516	74.2
A03	30°	4	Ar+25%He	102	10.8	1102	766	69.5
A04	60°	2	Ar+25%He	71	9.0	639	486	76.1
A05	60°	3	Ar	101	9.6	970	573	59.1
A06	60°	4	Ar+25%He	40	10.6	424	291	68.6
A07	90°	2	Ar+25%He	101	8.5	859	572	66.6
A08	90°	3	Ar+25%He	41	10.4	426	371	86.9
A09	90°	4	Ar	71	9.7	689	496	72.0

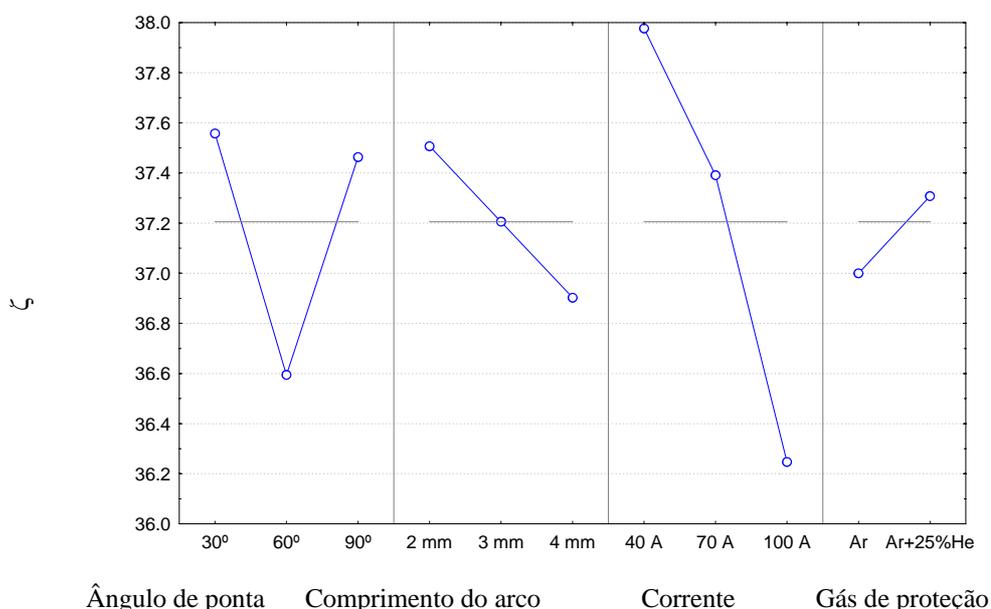


Figura 14 – Resultados obtidos pelo planejamento experimental estatístico de Taguchi

Tabela 3 – Resultados obtidos para o ensaio A10

Ensaio	Ângulo de apontamento	La [mm]	Gás de proteção	I _m [A]	V _m [V]	P _{total} [W]	q (fluxo de calor médio estimado) [W]	η [%]
A10	30°	2 mm	Ar+25%He	41	9,2	375	323	86.2

Observa-se que o rendimento encontrado pelo ensaio A10, 86.2%, é muito próximo do máximo rendimento, 86.9%, obtido considerando-se todos os ensaios anteriores (Tab. 2) o que elimina a necessidade de realização de um maior número de experimentos.

6. Conclusões

O uso de técnicas de problemas inversos em condução de calor para a determinação dos campos térmicos superficiais e rendimento do processo durante soldagens TIG é apresentado. A taxa de calor imposta na superfície da placa de teste é estimada através do método do gradiente conjugado e da equação adjunta. A técnica experimental

mostrou-se adequada apesar da não consideração dos efeitos de mudança de fase e perdas de calor por radiação. Observa-se que os valores encontrados para o rendimento térmico situaram-se na faixa esperada indicando a potencialidade do método como uma alternativa as técnicas baseadas em calorímetros.

7. Agradecimentos

Os autores agradecem aos órgãos de fomento Fapemig (RD-TEC 00050/01 e TEC1228/98), CNPq (Proc. 523122/95), e Capes pelo apoio financeiro. O Eng. Louriel gostaria de agradecer, em especial, à Capes pelo apoio às suas atividades sob o Processo BEX1148/01-0. O apoio técnico do Dr. Eng. Frederico R. S. Lima é por sua vez inestimável.

8. Referências

- Alifanov, O. M., 1974, "Solution of an inverse problem of heat conduction by iterations methods", *Journal of Engineering Physics*, 26, 4
- Gonçalves, V. C., Scotti, A. and Guimarães, G., 2002, "Simulated Annealing Inverse Technique Applied in Welding: A Theoretical and Experimental Approach", 4th International Conference on Inverse Problems in Engineering, Angra dos Reis, Rio de Janeiro, Brazil.
- Hsu, Y., Rubinski, B., and Mahin, K., 1986, "An Inverse Finite Element Method for the Analysis of Stationary Arc Welding Process", *ASME Journal of Heat Transfer*, 108, pp. 734-741.
- Incropera, F. P., and DeWitt, D. P., 1996, "Fundamentals of Heat and Mass Transfer", John Wiley & Sons Inc., 4^o Ed., USA.
- Jarny, Y., Özisik, M. N. and Bardou, J. P., 1991, "A general optimization method using adjoint equation for solving multidimensional inverse heat conduction, International", *Journal of Heat and Mass Transfer*, 34, p.2911-2919
- Katz, M. and Rubinsky, B., 1984, "An Inverse Finite Technique to Determine the Change of Interface Location in One-Dimensional Melting Problem", *Numerical Heat Transfer*, 7, pp. 269-283.
- Lima, F. R. S., Machado, A., Guimarães, G. and Guths, S., 2000, Numerical and Experimental Simulation for Heat Flux and Cutting Temperature Estimation Using Three-dimensional Inverse Heat Conduction Technique, *Inverse Problems in Engineering*, 553-577.
- Lima, F. R. S., 2001, "Modelagem Tridimensional de Problemas Inversos em Condução de Calor: Aplicação em Problemas de Usinagem", Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Brasil.
- Rosenthal, D., 1935, "Etude theorique du régime thermique pendant la soudure à la arc", *Congrès National des Sciences, Comptes Rendus, Bruxelles*, v. 2, p. 1277.
- Vilarinho, L. O., 2001, "Avaliação de Gases de Proteção em Soldagem Através de Técnicas Experimentais e Numéricas", Relatório de Qualificação, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Brasil.

EXPERIMENTAL TECHNIQUE FOR HEAT FLUX ESTIMATION IN GTA WELDING PROCESS

Sandro Metrevelle Marcondes de Lima e Silva

Heat Transfer and Fluid Dynamics Laboratory - LTCM
School of Mechanical Engineering – FEMEC, Federal University of Uberlândia – UFU
metrevel@mecanica.ufu.br

Valério Luiz Borges

Heat Transfer and Fluid Dynamics Laboratory - LTCM
School of Mechanical Engineering – FEMEC, Federal University of Uberlândia – UFU
vlborges@mecanica.ufu.br

Louriel Oliveira Vilarinho

Laboratory for Welding Process Development - LAPROSOLDA
School of Mechanical Engineering – FEMEC, Federal University of Uberlândia – UFU
L.Vilarinho.2001@cranfield.ac.uk

Américo Scotti

Laboratory for Welding Process Development - LAPROSOLDA
School of Mechanical Engineering – FEMEC, Federal University of Uberlândia – UFU
ascotti@mecanica.ufu.br

Gilmar Guimarães

Heat Transfer and Fluid Dynamics Laboratory - LTCM
School of Mechanical Engineering – FEMEC, Federal University of Uberlândia – UFU
gguima@mecanica.ufu.br

Abstract. *The heat input measurement during the welding process is a high-complex task. The main reason is due to the fact that welding arc is a non-uniform heat source. To solve this problem, some analytical and numerical approaches have been proposed. They are divided up two categories, direct and inverse problem of heat transfer. One problem is considered direct when the boundary conditions are prescribed for the outside surface of the domain. In a inverse problem, information concerning one or more boundary conditions are unknown. Thus, a inverse problem requires the temperature knowledge in one determined inside point of the domain, in order to obtain the temperature profile on the unknown surface. In this work, a methodology is proposed to calculate the heat amount delivered to the workpiece during the welding process. In this case, the inverse problem technique is based on the conjugated gradient method with adjoint problem. The theoretical model was built from the diffusion equation over a plate. On the opposite of known models that consider a bidimensional plate with relative speed equal to the heat source, the proposed model considers a tridimensional heat transfer with spatial and temporal heat source variation. To assess the proposed technique, different welding conditions were used during TIG process. The arc heat input was estimated through the temperature measurement in the opposite surface of the weld bead, using ten thermocouples equally spaced on the medium line plate.*

Keywords: *Inverse Problems, Heat Conduction, Conjugate Gradient, Optimization, GTA Welding Process.*