

ESTRATÉGIA DE CONTROLE ÓTIMO PARA ROBÔS SUBMARINOS TIPO ROV EM ATIVIDADES DE INSPEÇÃO DE RISERS

William Pinto Hernandez, wpinto@ufrj.br¹

Ivan Mauricio Salcedo Rincon, ivanmsr@ufrj.br²

Daniel Castello, castello@mecanica.coppe.ufrj.br³

^{1,2,3}COPPE/Universidade Federal do Rio de Janeiro, Av. Horácio Macedo 2030, Centro de Tecnologia, Bloco G, sala 101, Cidade Universitária.

Resumo: Os veículos remotamente operados têm se apresentado como a principal ferramenta utilizada em operações submarinas que ultrapassam o limite de mergulho para o homem, sendo de especial uso em tarefas de monitoramento do solo marinho, resgate, medições batimétricas e localização. Na indústria do petróleo e gás offshore, estes veículos representam um papel vital já que permitem a construção e manutenção dos equipamentos envolvidos no processo de extração e transporte dos hidrocarbonetos até a superfície do mar. Atividades de inspeção, supervisão e reparação de risers e estruturas de plataforma, assim como dos equipamentos instalados no solo marinho como árvores de natal e manifolds, são executadas por meio dos manipuladores instalados nos ROVs de trabalho e inspeção. A literatura tem apresentado abordagens de controle não linear para tarefas de posicionamento dinâmico e rastreamento de trajetórias em veículos submarinos, embora, pouco enfoque tenha sido dado as técnicas de controle linear. Com o objetivo de prover uma ferramenta que permita uma análise mais simples do ponto de vista matemático, este trabalho apresenta uma aproximação de controle através de uma técnica ótima linear, a qual oferece um alto grau de robustez, com resultados bem sucedidos na área aeroespacial e de foguetes. Desta forma, foram realizados testes simulados controlando um modelo dinâmico de ROV em casos usuais de posicionamento em atividades de inspeção de risers.

Palavras-chave: ROV, Controle Feedback, Controle Ótimo Linear, Regulador Quadrático Linear, Observador de Luenberger

1. INTRODUÇÃO

A Indústria Brasileira do petróleo e gás tem sido impulsada nos últimos anos principalmente pela descoberta de novos reservatórios de petróleo em águas profundas. Em maio de 2012, a Petrobras confirmou uma nova grande reserva no pré-sal da Bacia de Campos, com volume de petróleo recuperável de 700 milhões de barris e 545 milhões de barris de gás equivalentes. Isto representa um incremento nas operações de inspeção, tanto para as plataformas já existentes, quanto para os projetos de construção de futuras plataformas.

O petróleo é transportado desde o leito do mar para a superfície, utilizando tubulações especiais chamadas de *Risers*. Devido a que as explorações estão indo cada vez mais longe das costas, os novos reservatórios se encontram em águas cada vez mais profundas (superiores de 1000m). Pelo fato de um mergulhador profissional atingir apenas uma profundidade máxima de 300 metros, as operações de inspeção de risers são realizadas utilizando ROVs (*Remotely Operated Vehicles*). Estes veículos são controlados por meio de um cabo umbilical que fornece a potência elétrica, assim, como transmite os comandos de controle enviados por um operador desde a sala de controle, localizado no navio na superfície.

Os ROVs são na atualidade, os robôs majoritariamente utilizados em operações submarinas. Na indústria do Petróleo e gás offshore, são empregados para tarefas de instalação de equipamentos tais como árvores de natal e manifolds. Já, em tarefas de supervisão e inspeção, os objetos a serem analisados, são tanto os equipamentos alocados no leito marinho, quanto os risers. As vezes, dependendo do tipo de dano, podem-se realizar atividades de reparação.

A importância de inspecionar os risers é a de verificar o estado estrutural destas tubulações, pelo fato deles estar sujeitos a esforços externos, como correntezas submarinas, bem como, esforços internos devidos ao transporte dos hidrocarbonetos, que geram deformações nas camadas que formam o riser (e.g. gaiola de passarinho). Também, o fato de estarem submersos em água salgada e transportar hidrocarbonetos, acarretam problemas, devidos à corrosão. As consequências na tubulação vão desde problemas ambientais por vazamentos, até a perda total do riser por quebra, o que gera a detenção das atividades de extração do petróleo, traduzido em grandes perdas de dinheiro e atraso na produção.

A literatura tem apresentado diversas aproximações de controle por retroalimentação para ROVs utilizando técnicas

não lineares. Fossen and Sagatun (1991), apresentam uma técnica de controle adaptativo para um robô submarino com um arranjo de propulsores otimizado. Li *et al.* (2012) expõe um controle robusto adaptativo para rastreamento de referências num sistema de cinco graus de liberdade de um ROV. Pinto (2012), por sua vez, apresenta uma abordagem de controle dos seis graus de liberdade de um ROV utilizando a técnica de modos deslizantes. Embora as simulações realizadas nestes trabalhos mostrem que as estratégias de controle não linear geram bons resultados, a análise de estabilidade do sistema controlado pode se tornar uma tarefa complicada. Além disso, algumas técnicas não estabelecem uma relação direta entre os sinais de entrada e as variáveis de estado do sistema.

Este trabalho foi projetado com o objetivo de prover uma ferramenta de controle que permita realizar uma análise mais simples desde o ponto de vista matemático, e também, que forneça um grau de robustez para compensar as variações paramétricas e as incertezas na modelagem. Para isto, foram levadas em consideração as principais manobras realizadas pelos ROVs nas operações de inspeção de risers, como exposto por Gomes *et al.* (2003).

As técnicas de controle linear oferecem uma metodologia completa para analisar os sistemas e para sintonizar os controladores. A principal desvantagem destas abordagens é a compensação a variações paramétricas nas plantas. Contudo, as técnicas de *Controle Ótimo Linear* foram desenvolvidas como uma tentativa de superar as limitações do controle linear, e ao mesmo tempo, oferecer um grau de robustez para poder abranger não só sistemas lineares, mas, sistemas não lineares também.

O *Regulador Quadrático Linear* (LQR - Linear Quadratic Regulator) é uma técnica de controle ótimo utilizada amplamente na literatura para projetos de controle na área aeroespacial, especialmente para posicionamento dinâmico de quadrotoros, VANTs (Veículo Aéreo Não Tripulado) e helicópteros, como apresentado por (Lungu *et al.*, 2012; Teimoori *et al.*, 2012; Yi-Rui and Yangmin, 2012).

Em resumo, este artigo apresenta um projeto de controlador LQR, para controlar os seis graus de liberdade de um ROV, sendo sintonizado utilizando a *Regra de Bryson*, e simulado em casos típicos de posicionamento dinâmico e seguimento de referências.

2. MODELO MATEMÁTICO

Os ROVs têm sido estudados durante as últimas três décadas. Na literatura podem ser encontrados diversos modelos e enfoques, como o projeto e avaliação do desempenho do veículo, simulação e treinamento de operadores, projeto e avaliação de sistemas de controle, dentre outros. Neste trabalho foi considerado o modelo adotado por (Ishidera *et al.*, 1985; Hsu *et al.*, 2000; Tsusaka *et al.*, 1986), o qual descreve de forma matricial o movimento nos seis graus de liberdade, para um veículo submarino se movimentando em baixas velocidades, aproximando os efeitos hidrodinâmicos agindo no veículo, de funções não lineares mais simples do que o modelo exposto por Fossen (1994). A continuação está descrito o modelo adotado:

2.1 Sistema de Referências

Para atribuir nomes aos seis graus de liberdade e às diferentes grandezas que agem sobre um ROV, foi adotada a convenção definida em SNAME (1950), e resumida na Tab. 1.

Tabela 1: Notação de variáveis para veículos submarinos.

Grau de Liberdade	Nome	Posição e Orientação	Velocidade Linear e Angular	Força e Momento
Movimento no Eixo x	Avanço	x	u	X
Movimento no Eixo y	Deriva	y	v	Y
Movimento no Eixo z	Arfagem	z	w	Z
Rotação sobre o Eixo x	Balanço	ϕ	p	K
Rotação sobre o Eixo y	Caturro	θ	q	M
Rotação sobre o Eixo z	Guinada	ψ	r	N

Nesta convenção, precisa-se definir dois sistemas de coordenadas, chamados de *Sistema Inercial* $x_I y_I z_I$ e de *Sistema Móvel* $x_O y_O z_O$. O sistema inercial permanece sem rotacionar em relação a um ponto fixo, no caso dos ROVs é utilizado o navio onde está a sala de operações do robô. Por sua vez, o sistema móvel é definido como fixo ao veículo. Estes sistemas de coordenadas servem para determinar os valores de rotação do veículo, assim, como as velocidades e forças que experimenta. Assim, as colunas das velocidades e dos esforços na Tab. 1, são definidas no sistema móvel, enquanto a posição e orientação são definidas no sistema inercial. A Figura 1 ilustra os dois sistemas coordenados no ROV utilizado neste trabalho.

Para estabelecer a relação entre ambos os sistemas de coordenadas, foram utilizadas duas matrizes de transformação. A primeira, baseada no conceito de matrizes de rotação, escolhendo o sistema de *Ângulos de Euler XYZ*, também chamados de *Ângulos RPY* (*Roll, Pitch e Yaw*). Após as rotações sucessivas, obtém-se a matriz $R_1(\eta_2)$, expressa na Eq. (1), onde

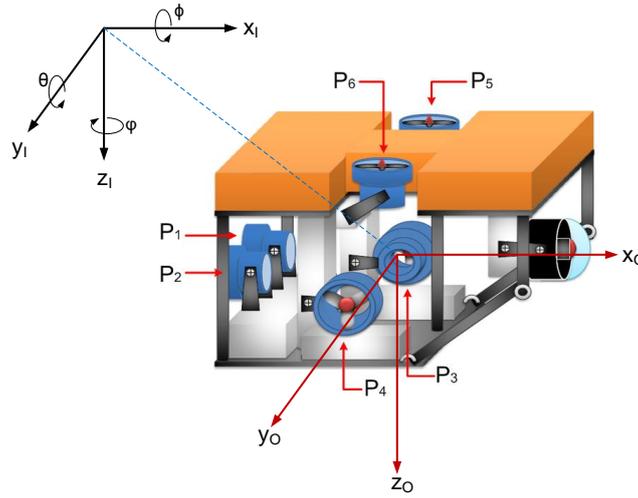


Figura 1: Sistemas de Referências Inercial e Móvel para o ROV.

$\eta_2 = [\phi, \theta, \psi]^T$, é o vetor de velocidades rotacionais definido no sistema móvel.

$$R_1(\eta_2) = \begin{bmatrix} \cos \theta \cos \psi & \sin \phi \sin \theta \cos \psi - \cos \phi \sin \psi & \cos \phi \sin \theta \cos \psi + \sin \phi \sin \psi \\ \cos \theta \sin \psi & \sin \phi \sin \theta \sin \psi + \cos \phi \cos \psi & \cos \phi \sin \theta \sin \psi - \sin \phi \cos \psi \\ -\sin \theta & \sin \phi \cos \theta & \cos \phi \cos \theta \end{bmatrix} \quad (1)$$

A segunda matriz de transformação é utilizada para relacionar o vetor de velocidades angulares ($v_2 = [p, q, r]^T$), com o vetor de razão de variação dos ângulos de Euler (η_2). Devido ao fato que v_2 não pode ser integrado diretamente para obter as coordenadas angulares, porém, η_2 é representado por coordenadas generalizadas, definindo $\dot{\eta}_2 = R_2(\eta_2) v_2$. A partir desta relação, é obtida a expressão para $R_2(\eta_2)$.

$$R_2(\eta_2) = \begin{bmatrix} 1 & \sin \phi \tan \theta & \cos \phi \tan \theta \\ 0 & \cos \phi & -\sin \phi \\ 0 & \frac{\sin \phi}{\cos \theta} & \frac{\cos \phi}{\cos \theta} \end{bmatrix} \quad (2)$$

2.2 Dinâmica do ROV

O modelo adotado neste trabalho é baseado na segunda lei de Newton, considerando a ação de esforços devidos à *Massa Adicional* (E_A), esforços *Inerciais* (E_I), esforços devidos ao *Arrasto Hidrodinâmico*, esforços devidos à *Restauração* (E_{GB}) e esforços devidos à *Propulsão* (E_P). Adicionalmente, é incluído o termo ε_{ext} para agrupar os efeitos desconsiderados na modelagem, tais como efeitos ambientais e perturbações externas. Neste trabalho não foram incluídos efeitos gerados pelo cabo umbilical, já que foi considerado que os sistemas de ROVs atuais utilizam gaiolas para descer até uma determinada profundidade, diminuindo o esforço gerado.

$$M_{RB} \dot{v} = -E_A(\dot{v}) - E_I(v) + E_H(v) + E_{GB}(\eta) + E_P + \varepsilon_{ext} \quad (3)$$

2.2.1 Matriz de Inércia

A matriz M_{RB} descrita na Eq. (3) relaciona os componentes de inércia do veículo para cada grau de liberdade. Esta matriz é expressa na Eq. (4).

$$M_{RB} = \begin{bmatrix} m & 0 & 0 & 0 & mz_G & -my_G \\ 0 & m & 0 & -mz_G & 0 & mx_G \\ 0 & 0 & m & my_G & -mx_G & 0 \\ 0 & -mz_G & my_G & I_{xx} & -I_{xy} & -I_{xz} \\ mz_G & 0 & -mx_G & -I_{yx} & I_{yy} & -I_{yz} \\ -my_G & mx_G & 0 & -I_{zx} & -I_{zy} & I_{zz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M_{RB1} & M_{RB2}^T \\ M_{RB2} & M_{RB3} \end{bmatrix} \quad (4)$$

Onde, m corresponde à massa total do corpo em kilogramas, $r_G = [x_G, y_G, z_G]^T$ é o vetor das coordenadas (em metros), do centro de gravidade com relação à origem do sistema móvel, I_{xx} , I_{yy} e I_{zz} são os momentos de inércia em $Kg \cdot m^2$, $I_{xy} = I_{yx}$, $I_{yz} = I_{zy}$ e $I_{zx} = I_{xz}$ são os produtos de inércia em $Kg \cdot m^2$, e M_{RB1} , M_{RB2} e M_{RB3} são submatrizes em $\mathbb{R}^{3 \times 3}$ definidas a partir da matriz M_{RB} .

Utilizando o *Teorema de Steiner*, foi escolhida a origem do sistema móvel (O_O) para coincidir com as coordenadas do centro de gravidade, transformando a matriz de inércia à matriz diagonal da Eq. (4).

2.2.2 Massa Adicional

Esses esforços são definidos como as forças e momentos de pressão induzida, devidos a um movimento harmônico forçado, e proporcionais à aceleração do corpo. Desta forma, o esforço devido à massa adicional é descrito como $E_A = M_A \dot{v}$. A matriz $M_A \in \mathbb{R}^{6 \times 6}$ representa a inércia adicional do corpo, que no caso de ROVs é assumida como uma matriz diagonal de valores constantes, determinados mediante testes de laboratório para cada protótipo de robô. A partir da matriz M_A , são definidas as submatrizes M_{A_1} , M_{A_2} e M_{A_3} , de forma similar ao realizado com a matriz M_{RB} .

2.2.3 Efeitos Inerciais

Estes efeitos são os esforços gerados pelas forças centrípetas e de Coriolis, definidos pelo vetor $E_I = [F_I, T_I]^T$, onde F_I e T_I são a força e o momento inerciais respectivamente.

$$F_I = v_2 \times \left[M_{RB_1} v_1 + M_{A_1} v_{1R} + (M_{RB_2} + M_{A_2})^T v_2 \right] + M_{A_1} (v_2 \times v_{1w}) \quad (5)$$

$$T_I = v_2 \times \left[M_{RB_2} v_1 + M_{A_2} v_{1R} + (M_{RB_3} + M_{A_3}) v_2 \right] + v_1 \times \left(M_{RB_2}^T v_2 \right) + v_{1R} \times \left(M_{A_1} v_{1R} + M_{A_2}^T v_2 \right) + M_{A_1} (v_2 \times v_{1w}) \quad (6)$$

Nas Equações (5) e (6), v_{1R} é a velocidade relativa do veículo em relação à correnteza de água, e v_{1w} é a velocidade da correnteza representada no sistema de coordenadas móvel.

2.2.4 Efeitos devidos ao Arrasto Hidrodinâmico

Nesta abordagem, os esforços devidos ao arrasto hidrodinâmico são considerados como uma resistência que oferece o fluido ao avanço do corpo, sendo proporcionais à velocidade relativa de deslocamento. Nas Equações (7) e (8) são apresentadas as fórmulas para calcular respectivamente as forças e momentos devido a este efeito para cada um dos graus de liberdade.

$$F_H = \frac{\rho}{2} |v_{1R}|^2 \nabla_R^{\frac{2}{3}} [C_X(\alpha, \beta), C_Y(\beta, \gamma), C_Z(\gamma, \alpha)]^T \quad (7)$$

$$T_H = \frac{\rho}{2} \left\{ |v_{1R}|^2 \nabla_R [C_K(\gamma), C_M(\alpha), C_N(\beta)]^T + \nabla_R^{\frac{5}{3}} [C_{PP}|p|, C_{QQ}|q|, C_{RR}|r|]^T \right\} \quad (8)$$

Onde, ρ é a densidade do fluido expressa em $Kg \cdot m^3$, e ∇_R corresponde ao volume de referência do corpo dado em m^3 . As variáveis $C_X(\alpha, \beta)$, $C_Y(\beta, \gamma)$, $C_Z(\gamma, \alpha)$, $C_K(\gamma)$, $C_M(\alpha)$, $C_N(\beta)$, C_P , C_Q e C_R são chamados de coeficientes hidrodinâmicos. Estes coeficientes dependem da seção transversal do veículo que confronta a correnteza de água, assim, os valores são função do ângulo de ataque α , ângulo de deriva β e ângulo de ataque lateral γ , os quais determinam a orientação relativa do veículo respeito à correnteza do fluido (Vide Eq. (9)).

$$\alpha = \arctan \frac{w_R}{u_R}, \quad \beta = \arctan \frac{v_R}{u_R}, \quad \gamma = \arctan \frac{w_R}{v_R} \quad (9)$$

Os coeficientes $C_X(\alpha, \beta)$, $C_Y(\beta, \gamma)$ e $C_Z(\gamma, \alpha)$ são função de dois ângulos de ataque, sendo calculados através das Equações (10), (11) e (12). Os coeficientes em função de só um ângulo de ataque, são obtidos através de interpolação nas curvas geradas como resultado de testes de laboratório. Em Nomoto and Hattori (1986) são apresentadas as curvas dos coeficientes hidrodinâmicos para o ROV *Dolphin 3K*.

$$C_X(\alpha, \beta) = C_X(\alpha) \left| \frac{C_X(\beta)}{C_X(\beta|_{\beta=0^\circ})} \right| \quad (10)$$

$$C_Y(\beta, \gamma) = C_Y(\beta) \left| \frac{C_Y(\gamma)}{C_Y(\gamma|_{\gamma=0^\circ})} \right| \quad (11)$$

$$C_Z(\gamma, \alpha) = C_Z(\gamma) \left| \frac{C_Z(\alpha)}{C_Z(\alpha|_{\alpha=90^\circ})} \right| \quad (12)$$

As seguintes equivalências devem ser consideradas: $C_X(\alpha|_{\alpha=0^\circ}) = C_X(\beta|_{\beta=0^\circ})$, $C_Y(\beta|_{\beta=90^\circ}) = C_Y(\gamma|_{\gamma=0^\circ})$, e $C_Z(\gamma|_{\gamma=90^\circ}) = C_Z(\alpha|_{\alpha=90^\circ})$.

Esta abordagem assume que este efeito é dissipativo (i.e. $F_H \cdot v_{1R} < 0$ para $v_{1R} \neq 0$). Hsu *et al.* (2000) estabelece como condição suficiente para garantir a dissipatividade que o sinal de cada componente de v_{1R} seja oposto à correspondente componente do arrasto F_H . Para satisfazer esta condição pode-se considerar as seguintes equivalências:

$$\text{sgn}(u_R) = -\text{sgn}(C_X(\alpha)) \quad , \quad \text{sgn}(v_R) = -\text{sgn}(C_Y(\beta)) \quad , \quad \text{sgn}(w_R) = -\text{sgn}(C_Z(\gamma)) \quad (13)$$

2.2.5 Efeitos devidos à Restauração

Este efeito é composto pelas forças e momentos gerados pela ação da gravidade e pela flutuação. Deve-se ressaltar que estes esforços são definidos no sistema inercial, por tal motivo devem-se pre-multiplicar pela matriz inversa de $R_1(\eta_2)$ para serem trasladados ao sistema móvel. O esforço devido à gravidade ou peso ($W = [0, 0, mg]^T$), age no centro

de gravidade r_G do corpo. De forma similar, o empuxo gerado pela flutuação ($B = [0, 0, \rho g \forall_T]^T$), age no centro de flutuação do corpo $r_B = [x_B, y_B, z_B]^T$, onde g é a aceleração da gravidade em m/s^2 , e \forall_T é o volume total do corpo dado em m^3 . Assim, a força F_{GB} e o momento de restauração T_{GB} , são descritos como segue:

$$F_{GB} = R_1^{-1}(\eta_2)(W - B) \quad , \quad T_{GB} = r_G \times (R_1^{-1}(\eta_2)W) - r_B \times (R_1^{-1}(\eta_2)B) \quad (14)$$

2.2.6 Efeitos devidos à Propulsão

Neste trabalho foi considerado o arranjo de seis propulsores, distribuídos como se vê na Fig. 1. O modelo adotado para simular o comportamento do arranjo de propulsores foi a abordagem quase-estática, apresentada por Goulart (2007). A força de propulsão (F_{prop}) e o momento axial de reação (T_{prop}) gerados por cada hélice são calculados como segue:

$$F_{prop} = C_F \frac{\rho}{8} \left[v_{in}^2 + (0.7\pi n_p D_{hel})^2 \right] \pi D_{hel}^2 \quad , \quad T_{prop} = C_T \frac{\rho}{8} \left[v_{in}^2 + (0.7\pi n_p D_{hel})^2 \right] \pi D_{hel}^3 \quad (15)$$

Onde, C_F e C_T são coeficientes de empuxo e torque em função do ângulo de ataque (σ). v_{in} é a velocidade da corrente de água passando através da hélice, expressa em m/s . Para simplificar assume-se esta velocidade como a componente de v_{1W} que possui a mesma orientação (desconsiderando o sentido) do propulsor. n_p é a velocidade em rpm de rotação da hélice, e, D_{hel} é o diâmetro da hélice, dado em metros.

Os coeficientes de empuxo e torque são considerados constantes neste trabalho, e, foram calculados através das seguintes expressões:

$$C_F = \frac{8F_{propmax}}{0.7\rho\pi^3 n_p^2 D_{hel}^4} \quad , \quad C_T = \frac{8T_{propmax}}{0.7\rho\pi^3 n_p^2 D_{hel}^5} \quad (16)$$

Os subscritos "max" implicam que são os valores máximos admissíveis para o modelo de propulsor a se utilizar.

Definem-se o vetor $R_P = [x_{r_p}, y_{r_p}, z_{r_p}]^T$ que indica a posição relativa do propulsor à origem do sistema móvel, e, o vetor P_P que estabelece a orientação em que a força do propulsor é gerada. Para este fim, foram utilizadas coordenadas esféricas, tal como se apresenta na Fig. 2.

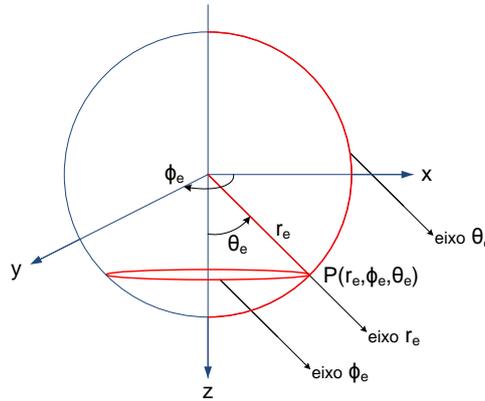


Figura 2: Sistema de Coordenadas Esféricas.

Para transformar as coordenadas esféricas em cartesianas, usa-se a Eq. (17), onde r_e é igual a 1.

$$\begin{bmatrix} x_{p_p} \\ y_{p_p} \\ z_{p_p} \end{bmatrix} = |r_e| \begin{bmatrix} \sin \theta_e \cos \phi_e \\ \sin \theta_e \sin \phi_e \\ \cos \theta_e \end{bmatrix} \quad (17)$$

Denominando k o número de propulsores do veículo, são descritas a seguir, as expressões para calcular a força (F_P) e o momento (T_P) totais de propulsão:

$$F_P = \sum_{i=1}^k F_{prop_i} P_{P_i} \quad , \quad T_P = \sum_{i=1}^k [T_{prop_i} P_{P_i} + R_{P_i} \times (F_{prop_i} P_{P_i})] \quad (18)$$

O arranjo de propulsores empregado neste trabalho, é o conjunto de seis thrusters apresentado na Fig. 1, onde, os propulsores P_1 e P_2 geram propulsão no eixo x_O , P_3 e P_4 em y_O , e, P_5 e P_6 em z_O .

3. LINEARIZAÇÃO DO MODELO DINÂMICO

A teoria de Controle Ótimo foi desenvolvida para ser aplicada em sistemas lineares, por isto, o modelo apresentado na Seção 2. foi linearizado, utilizando o Método de Aproximação de Taylor. O procedimento de linearização é definido em Bech *et al.* (2006).

O primeiro passo consiste em selecionar as *Entradas do Sistema* e as *Variáveis de Estado* para o projeto de controle. Após a seleção, deve-se escolher um ponto de operação, tal que o ROV possa se manter nessa posição enquanto não existam esforços externos que o forcem a sair dela. Neste trabalho as velocidades de rotação dos propulsores n_{p_i} se escolheram como entradas do sistema, as variáveis de estado selecionadas foram: $x(t) = [u, v, w, p, q, r, \phi, \theta, \psi, x, y, z]^T$. Os valores para $x(t)$ no ponto de operação foram escolhidos como zero, i.e., manter o ROV erguido sem desvios na orientação.

Escolhidos os valores para $x(t)$ no ponto de operação ($x_0(t)$), deve-se calcular os valores para que as entradas satisfaçam esta condição, utilizando as equações não lineares do modelo.

Segundo a aproximação de Taylor, uma variável é definida como o somatório de dois valores ($x(t) = x_0(t) + x_\delta(t)$), onde o valor no ponto de operação é descrito com o subscrito 0, e o valor de variação devida a um pequeno deslocamento definida com o subscrito δ . Levando em consideração que o ponto de operação selecionado é zero para todas as variáveis de estado, estas são simplificadas como sendo o valor de pequeno deslocamento.

A linearização das equações dinâmicas para os esforços devido à inércia, ao arrasto hidrodinâmico e a restauração, foi realizada utilizando as aproximações da Tab. 2.

Tabela 2: **Aproximação de Taylor para variáveis de valor pequeno.**

Expressão Não Linear	Aproximação Linear
$a \cdot \sin \Phi(t)$	$a \cdot \Phi_\delta(t)$
$a \cdot \cos \Phi(t)$	a
$a \cdot x(t) + b$	$a \cdot x_\delta(t)$
$x(t) \cdot y(t)$	0

A linearização das equações dos esforços devidos à propulsão, foi realizada assumindo linear uma variação pequena no sinal de entrada. A seleção deste método foi baseada no fato que a maioria de propulsores possuem coeficientes diferentes para ambos os sentidos de rotação, portanto, apresentando duas equações matemáticas diferentes. Isto, torna-se um problema pela dualidade de plantas presentes para o mesmo sistema. A equação linearizada é obtida em relação ao valor de entrada calculado para o ponto de operação de cada propulsor (vide Eq. (19)).

$$\tilde{F}_{prop} = (n_p - n_{p_0}) \left. \frac{F_{prop}}{dn_p} \right|_{n_p=n_{p_0}} + F_{prop_0} \quad (19)$$

4. ESTRATÉGIA DE CONTROLE

O projeto de controlador foi desenvolvido utilizando a teoria do Regulador Quadrático Linear (LQR). O objetivo desta estratégia é encontrar a solução ótima para uma função que estabelece uma relação direta entre as entradas e saídas do sistema, através do sinal de erro das variáveis de estado que o definem. Esta função é chamada de *Índice de Desempenho* ou *Função Custo*, frequentemente associada à letra J . Neste trabalho foi escolhido o *Regulador Quadrático Linear de Horizonte de Tempo Infinito* (LQR-ITH), após considerar que além de alcançar um *Set-point* determinado, o ROV pode permanecer nesta posição por um longo período de tempo (Posicionamento Dinâmico).

$$\begin{aligned} \dot{x}(t) &= Ax(t) + Bu(t) \\ y(t) &= Cx(t) + Du(t) \end{aligned} \quad (20)$$

Onde, $A \in \mathbb{R}^{n \times n}$ é a *Matriz de Estados*, $B \in \mathbb{R}^{n \times p}$ a *Matriz de Entradas*, $C \in \mathbb{R}^{q \times n}$ a *Matriz de Saída*, $D \in \mathbb{R}^{q \times p}$ a *Matriz de Transmissão Direta*, n o número de estados do sistema, p o número de entradas, e q o número de saídas. Os elementos destas matrizes correspondem aos coeficientes linearizados das equações não lineares, segundo o procedimento apresentado na Seção 3.

Para o *Sistema Linear de Estados* da Eq. (20), define-se o índice de desempenho para o LQR-ITH, definido por como segue:

$$J = \int_0^\infty [x^T(t) Q x(t) + u^T(t) R u(t)] dt \quad (21)$$

Onde, $Q \in \mathbb{R}^{n \times n}$ e $R \in \mathbb{R}^{p \times p}$, são chamadas de *Matrizes de Ponderação*, porque permitem acelerar ou desacelerar a ação de controle sobre um determinado estado. Ambas as matrizes são definidas positivas. Uma condição suficiente para garantir isto, é escolher as matrizes como diagonais com valores maiores de zero. Isto faz que cada componente da diagonal pondere somente um estado ou entrada.

4.1 Solução do Regulador Ótimo

O controlador LQR é uma técnica de controle por retroalimentação de estados, assim, a solução do regulador consiste em encontrar a matriz de retroalimentação F da seguinte lei de controle:

$$\begin{aligned} u(t) &= -Fx(t) \\ u(t) &= -R^{-1}B^T Px(t) \end{aligned} \quad (22)$$

A solução de F deve resolver o problema de minimização da função de desempenho J (Vide Eq. (21)). Isto é obtido determinando a matriz P da Eq. (22), como resultado de resolver a *Equação de Ricatti Matricial Algébrica* (ERMA), expressa na Eq. (23). Este procedimento foi calculado em MATLAB, já que inclui um comando para resolver este problema.

$$A^T P + PA - PBR^{-1}B^T P + Q = 0 \quad (23)$$

4.2 Sintonização do Controlador LQR

A seleção de valores para os elementos das matrizes Q e R é livre, sob a condição de mantê-las positivas definidas. No entanto, a faixa de valores e combinações a se utilizar são infinitas, considerando que $q_{i,i} \in \mathbb{R}^+ \forall 0 < i \leq n$, e $r_{i,i} \in \mathbb{R}^+ \forall 0 < i \leq p$. Por isto, uma tentativa para aproximar as matrizes de valores de sintonização, é dado pelo *Método de Bryson*, apresentado por Rivera (2013).

$$q_{i,i} = \frac{1}{x_{i,max}^2}, \forall 0 < i \leq n; \quad r_{i,i} = \frac{1}{u_{i,max}^2}, \forall 0 < i \leq p \quad (24)$$

Onde o subscrito "max" representa o valor máximo admissível que a variável de estado e/ou entrada pode assumir.

4.3 Saturadores e Observador de Estados

O controlador LQR regula o valor dos estados do sistema para o valor de referência, assim que um estado sair do valor no ponto de regulação, o controlador gerará uma ação proporcional à magnitude do erro. Quando é gerada uma referência, o erro inicial pode ser grande o bastante para causar um sinal de controle que ultrapasse os valores máximos nos atuadores. Para evitar este problema, foram implementados saturadores nas entradas de controle, observando que o controlador consegue compensar e seguir a referência, embora gere uma resposta mais lenta.

Nos sistemas reais nem sempre é possível medir todos os estados de um sistema, motivo pelo qual neste trabalho foi implementado um *Observador de Luenberger*, apresentado por Luenberger (1971). O observador estima os valores dos estados não mensuráveis a partir dos estados mensuráveis e as entradas do sistema.

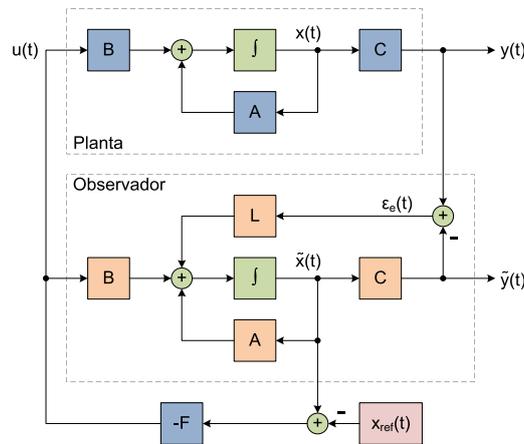


Figura 3: Sistema de Controle com Observador Luenberger.

A Figura 3 mostra o diagrama de blocos do controlador LQR implementado junto com o observador Luenberger. Este observador está dividido em duas seções. O primeiro, o *Bloco Predictor*, o qual é uma réplica da planta do sistema. A segunda parte do observador é chamada de *Bloco de Correção*. Este bloco retroalimenta o erro entre os valores de saída da planta e a saída do observador. A matriz L permite ponderar o erro, com o objetivo de acelerar a convergência entre as respostas da planta e do observador.

$$AK + KA^T - KC^T R_e^{-1} CK + Q_e = 0 \quad (25)$$

De forma similar ao procedimento do controlador LQR, a matriz L foi calculada utilizando a teoria de otimização. Através da ERMA apresentada na Eq. (25), é calculada a matriz K que minimiza a seguinte função de desempenho:

$$J_e = \int_0^\infty [e_e^T(t) Q_e e_e(t) + u_e^T(t) R_e u_e(t)] dt \quad (26)$$

Onde, e_e é o erro de estimação dos estados. As matrizes $Q_e \in \mathbb{R}^{n \times n}$, e $R_e \in \mathbb{R}^{q \times q}$ são matrizes positivas definidas de ponderação de forma similar a Q e R do controlador.

Desta forma, L é calculada:

$$L = KC^T R_e^{-1} \quad (27)$$

5. RESULTADOS E CONCLUSÕES

O processo de sintonização do controlador é apresentado por Salcedo (2013). A seguir, são destacados os resultados mais relevantes, obtidos nas simulações realizadas. A Figura 4 apresenta a resposta do controlador LQR para uma referência $\eta_{1_{set}} = [1, 0, 0]^T$. Ressalta-se a rápida ação de controle exercida sobre os atuadores para levar o estado *Avanço* ao novo setpoint.

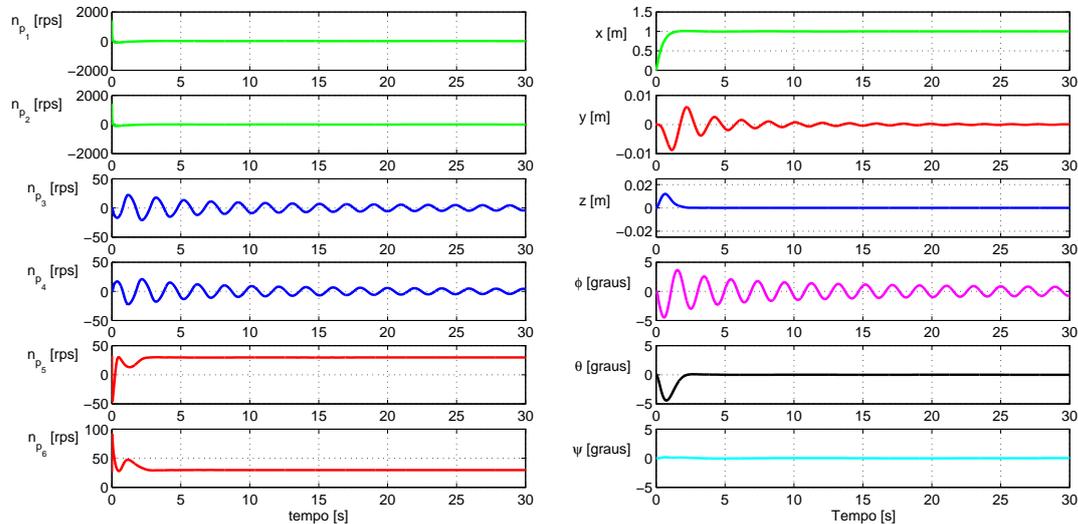


Figura 4: Resposta Controlador LQR sem ação de Saturadores. Referência $\eta_{1_{set}} = [1, 0, 0]^T$.

A resposta inicialmente ultrapassa a velocidade máxima de rotação ($n_{p_{max}} = 50rps$), dos propulsores P_1 e P_2 , responsáveis pelo deslocamento linear no eixo x_O . Para solucionar este problema, foram implementados saturadores nas entradas dos propulsores. A resposta para a mesma referência é mostrada na Fig. 5.

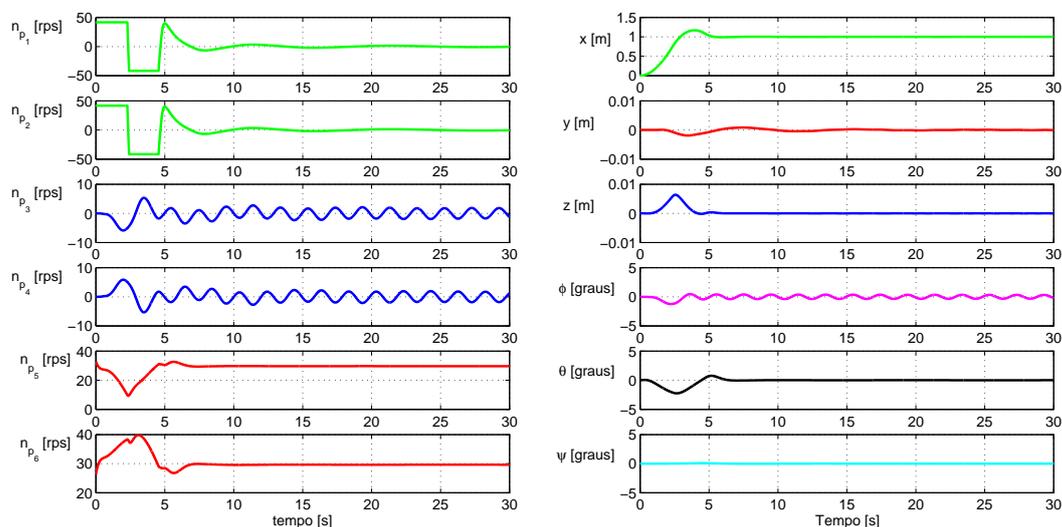


Figura 5: Resposta Controlador LQR com ação de Saturadores. Referência $\eta_{1_{set}} = [1, 0, 0]^T$.

Na Figura 5 observa-se que o controlador consegue superar a limitação nos propulsores, imposta pelos saturadores, mantendo a ação de controle para o ROV. Embora a resposta seja mais lenta, o controlador consegue realizar a mudança da referência em um tempo razoável.

Depois de concluídas as simulações nos diferentes graus de liberdade incluindo saturadores, foram realizadas simulações incluindo o observador de estados projetado.

A Figura 6 apresenta o resultado do controlador trabalhando junto com o observador para a referência trabalhada nas anteriores simulações. Neste trabalho assumiu-se que os estados mesuráveis eram a posição inercial e os ângulos de Euler ($x_{men}(t) = [x, y, z, \phi, \theta, \psi]^T$).

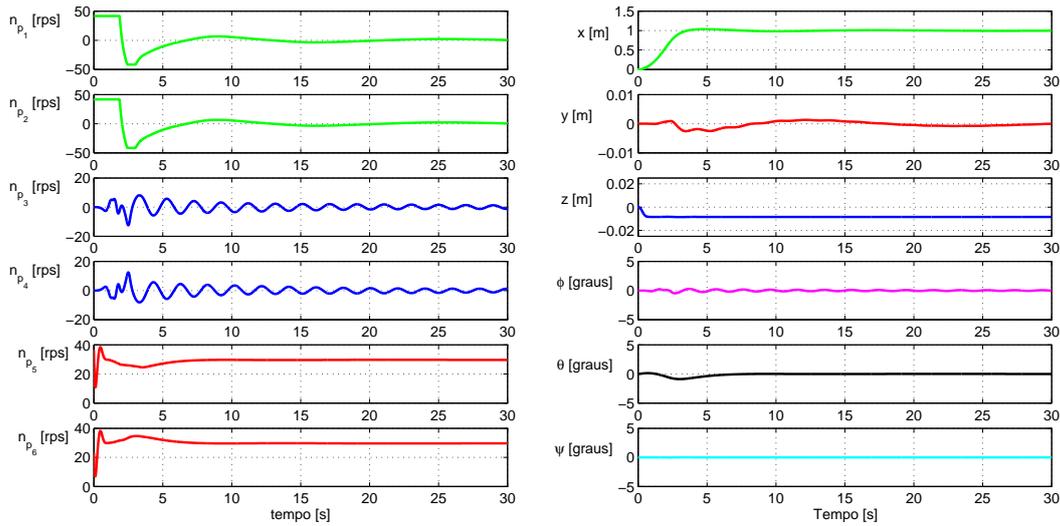


Figura 6: Resposta Controlador LQR com Observador Luenberger. Referência $\eta_{1_{set}} = [1, 0, 0]^T$.

Finalmente, foi verificado o comportamento do controlador sujeito a perturbações externas e variações paramétricas. A Figura 7 apresenta a simulação com uma velocidade de correnteza de água constante $v_{1_{cor}} = [0.3, 0.3, 0.3]^T$, e aumento na massa do veículo de 10%.

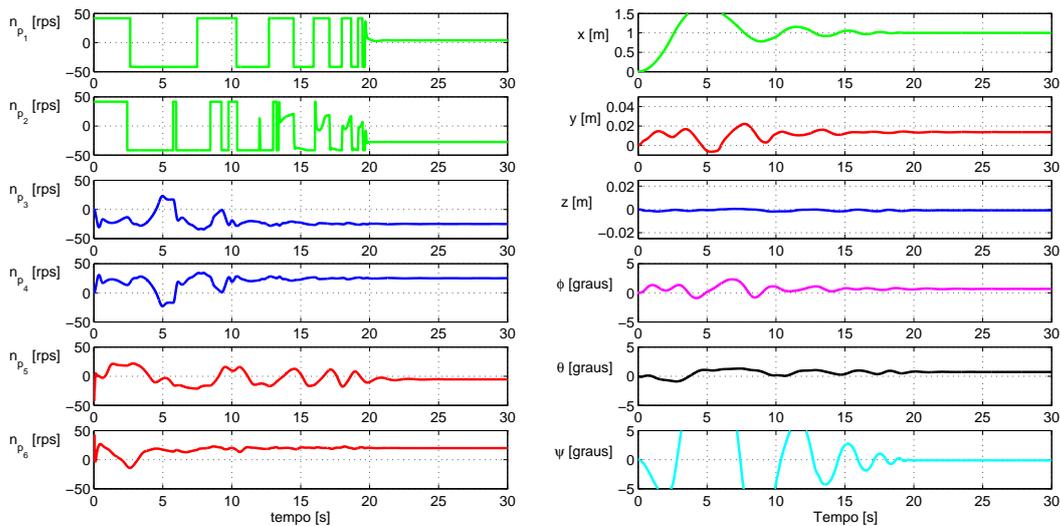


Figura 7: Resposta Controlador LQR com Observador Luenberger, sujeito a perturbações externas e variações paramétricas. Referência $\eta_{1_{set}} = [1, 0, 0]^T$.

O controlador LQR apresentou-se como uma ferramenta de controle capaz de controlar um sistema hidrodinâmico não linear, e com sistemas altamente acoplados, assim, como mostrou um grau de robustez perante variações paramétricas e esforços externos. Por sua vez, os saturadores se mostraram efetivos para limitar a ação dos atuadores, mantendo-os em uma faixa de valores reais. Finalmente, a análise matemática presente neste trabalho foi similar à realizada em sistemas de controle linear, facilitando o processo de sintonização do controlador.

6. REFERÊNCIAS

- Bech, U., Vandborg, M. and Siegmund, M., 2006. *Nonlinear Modeling and Optimal Control of a Miniature Autonomous Helicopter*. Dissertação de M.Sc., Aalborg University, Aalborg, Dinamarca.
- Fossen, T.I. and Sagatun, S.I., 1991. "Adaptive control of nonlinear underwater robotic systems". In *Robotics and Automation, 1991. Proceedings., 1991 IEEE International Conference on*. Sacramento, CA., USA, Vol. 2, pp. 1687–1694.
- Fossen, T., 1994. *Guidance and control of ocean vehicles*. Wiley, Chichester, U.K. 5 p.

- Gomes, R., Sousa, J. and Pereira, F., 2003. "Integrated maneuver and control design for rovs operations". In *OCEANS 2003. Proceedings*. San Diego, CA., USA, Vol. 2, pp. 703–710.
- Goulart, C., 2007. *Modelagem, simulação e controle de um veículo submarino de operação remota*. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- Hsu, L., Costa, R., Lizarralde, F. and Cunha, J., 2000. "Avaliação experimental de um simulador para veículos submarinos de operação remota". *Revista Controle & Automação*, Vol. 11, pp. 82–93.
- Ishidera, H., Tsusaka, Y., Ito, Y., Oishi, T., Chiba, S. and Maki, T., 1985. "Motion simulation of a remotely operated vehicle (ROV)". *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, pp. 157–168.
- Li, Z., Yang, C., Ding, N., Bogdan, S. and Ge, T., 2012. "Robust adaptive motion control for underwater remotely operated vehicles with velocity constraints". *International Journal of Control, Automation and Systems*, Vol. 10, pp. 421–429.
- Luenberger, D., 1971. "An introduction to observers". *IEEE Transactions on Automatic Control*, Vol. 16, pp. 596–602.
- Lungu, R., Ispas, S., Iancu, M. and Lungu, M., 2012. "Optimal control of helicopter motion". In *International Conference on Applied and Theoretical Electricity (ICATE)*. Romanian Ministry of Education, Research, Youth and Sport. University of Craiova, Craiova, Rumania, Vol. 1, pp. 1–5.
- Nomoto, M. and Hattori, M., 1986. "A deep ROV "DOLPHIN 3K": design and performance analysis". *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, Vol. 11, pp. 373–391.
- Pinto, W., 2012. *Modelagem dinâmica de um robô submarino semi-autônomo (tipo ROV) para inspeção de "risers"*. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- Rivera, J., 2013. *Modelagem e Controle de um Helicóptero Coaxial em Escala Reduzida*. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- Salcedo, I., 2013. *Estratégia de Controle Ótimo para Robôs Submarinos Tipo ROV em Operações de Inspeção de Risers*. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- SNAME, 1950. "Nomenclature for treating the motion of a submerged body through a fluid". Technical report, The Society of Naval Architects and Marine Engineers.
- Teimoori, H., Pota, H., Garratt, M. and Samal, M., 2012. "Helicopter flight control using inverse optimal control and backstepping". In *12th International Conference on Control, Automation, Robotics & Vision (ICARCV)*. Guangzhou, China, Vol. 1, pp. 978–983.
- Tsusaka, Y., Ishidera, H. and Itoh, Y., 1986. "MURS-300 MK II: A remote inspection system for underwater facilities of hydraulic power plants". *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, Vol. 11, pp. 358–363.
- Yi-Rui, T. and Yangmin, L., 2012. "Design of an optimal flight control system with integral augmented compensator for a nonlinear uav helicopter". In *10th World Congress on Intelligent Control and Automation (WCICA)*. Beijing, China, pp. 3927–3932.

7. RESPONSABILIDADE AUTORAIS

OPTIMAL CONTROL STRATEGY FOR A ROV-LIKE ROBOTS IN OPERATIONS OF INSPECTION OF RISERS

William Pinto Hernandez, wpinto@ufrj.br¹

Ivan Mauricio Salcedo Rincon, ivanmsr@ufrj.br²

Daniel Castello, castello@mecanica.coppe.ufrj.br³

^{1,2,3}COPPE/Universidade Federal do Rio de Janeiro, Av. Horácio Macedo 2030, Centro de Tecnologia, Bloco G, sala 101, Cidade Universitária.

Abstract: Remotely operated vehicles have been presented as the main tool in underwater operations, which are developed deeper than human's diving limit, being specially used in activities such as monitoring of the seabed, rescue, bathymetry, and localization. In the Oil & Gas offshore industry, these kind of vehicles represent an important role, as they allow the construction and maintenance of equipment related in the process of extraction and carrying of hydrocarbons to the sea's surface. Activities such as inspection, supervision, and repairing of risers, platforms, and equipment installed in the seabed such as christmas' trees and manifolds, are developed using manipulators located on work class and inspection ROVs. Literature has presented approaches of nonlinear control for tasks of dynamic positioning and tracking of trajectories for underwater vehicles, unlike, few approaches using linear control. With the aim of providing a tool that allows a simpler mathematical analysis, this article presents a control approach using a linear optimal technique, which offers a high degree of robustness, with successful results in aerospace and rockets. Thus, there were made simulated tests controlling a ROV's dynamical model under typical cases of positioning in activities of inspection of risers.

Keywords: ROV, Control Feedback, Optimal Linear Control, Linear Quadratic Regulator, Luenberger Observer

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo deste trabalho.