# AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL DA MODELAGEM E SIMULAÇÃO DA DINÂMICA DE UM VEÍCULO SUBMARINO DE OPERAÇÃO REMOTA

Liu Hsu\* e-mail: liu@coep.ufrj.br Fernando Lizarralde\*\* e-mail: fernando@coep.ufrj.br Ramon R. Costa\* e-mail: ramon@coep.ufrj.br José Paulo Vilela Soares da Cunha\*\*\* e-mail: jpaulo@ieee.org

\* Programa de Engenharia Elétrica — COPPE/UFRJ
Cx.P. 68504 — 21945-970 — Rio de Janeiro — RJ — Brasil
\*\* Departamento de Engenharia Eletrônica — EE/UFRJ
Cx.P. 68504 — 21945-970 — Rio de Janeiro — RJ — Brasil
\*\*\* Departamento de Eletrônica e Telecomunicações — FEN/UERJ
Rua São Francisco Xavier 524 — sala 5036A — 20559-900 — Rio de Janeiro — RJ — Brasil

**RESUMO** – Este artigo descreve detalhadamente a modelagem da dinâmica de veículos submarinos de operação remota (ROVs). Apresenta-se um simulador desenvolvido para ROVs denominado SOL (Simulador On-Line). Vários tópicos relacionados ao modelo dinâmico utilizado na implementação deste simulador, e não tratados adequadamente na literatura, são aqui revisados. Uma parte substancial deste trabalho é dedicada à descrição detalhada do procedimento utilizado para a identificação do modelo dinâmico dos propulsores, a partir de testes experimentais em tanque de água. Para comprovar o realismo alcançado com o SOL, são apresentadas algumas simulações e seus resultados são comparados com os resultados obtidos experimentalmente com um ROV numa piscina, nas mesmas condições.

**Palavras-Chave:** Robô Submarino, ROV, modelagem, identificação experimental, simulação.

**ABSTRACT** – This article describes the dynamic modeling of Remotely Operated Underwater Vehicles (ROVs). An ROV simulator (SOL) is presented. Dynamic modeling of ROVs is revised, including special issues uncovered in the literature. Great emphasis is devoted to thruster model identification based on water tank tests. To evaluate simulator realism, results of pool tests carried out with an ROV are compared to simulations in similar conditions.

**Keywords:** Underwater Robot, ROV, modeling, experimental identification, simulation.

## Nomenclatura e Definições Básicas

• Letras Romanas (Símbolos):

 $A_{ij}$  – massa adicional

<sup>0</sup>Artigo submetido em 14/06/99

1a. Revisão em 13/10/99

Aceito sob recomendação do Ed. Cons. Prof. Dr. Paulo Sérgio P. Silva

 $C_C$  – coef. de arraste do cabo umbilical

 $C_k, C_m, C_n, C_p, C_q, C_r, C_x, C_y, C_z$ - coeficientes hidrodinâmicos (funções)

 $C_Q^\ast, C_T^\ast-$  coeficientes de momento e de empuxo da hélice (funções)

- D- diâmetro da hélice
- $d_C$  diâmetro do cabo umbilical
- F- Força

 $F_{pi}$  – força (empuxo) da *i*-ésima hélice

g- aceleração da gravidade

 $I_{a\,i}$  – corrente de armadura do motor do *i*-ésimo propulsor

 $I_{ci}$  – corrente de comando do motor do *i*-ésimo propulsor

 $I_x, I_y, I_z, I_{xy}, I_{yz}, I_{zx}$  – momentos e produtos de inércia

 $J_p$  – inércia do propulsor

 $K_m$  – constante do torque eletromagnético do motor

L- comprimento do cabo umbilical

m- massa do ROV

M- Momento

 $M_a$  – torque de atrito seco cinemático do motor

 $M_{pi}$  – momento da *i*-ésima hélice

 $M_{Mi}$  – torque do motor da *i*-ésima hélice

n-número de hélices

 $n_{pi}$  – velocidade angular da *i*-ésima hélice (em rps)

 $\mathcal{O}-$  origem do sistema de coordenadas fixo ao ROV (sistema móvel)

 $\mathcal{O}_e$  – origem do sistema de coordenadas inercial

 $p_i - i$ -ésimo propulsor

 $\mathbf{P} := [x_e, y_e, z_e]^T$ – posição do ROV dada pelas coordenadas inerciais de  $\mathcal{O}$ 

 $\mathbf{P_{pi}}$  – vetor unitário que define a direção do empuxo da *i*-ésima hélice (no sistema móvel)

 $\mathbf{R}_{\mathbf{B}}-$  centro de flutuação do ROV (representado no sistema móvel)

 $\mathbf{R}_{\mathbf{G}} := [x_G, y_G, z_G]^T$  – centro de gravidade do ROV (representado no sistema móvel)

 $\mathbf{R}_{pi}$  – centro de empuxo da *i*-ésima hélice (representado no sistema móvel)

$$sgn(S) := \begin{cases} +1 & se & S > 0\\ 0 & se & S = 0\\ -1 & se & S < 0 \end{cases}$$

t- tempo

 $\mathbf{T}$  – matriz de transformação (vide (8))

 $\mathbf{U} := [U_x, U_y, U_z]^T$  – velocidade de translação do ROV representada no sistema móvel

 $\mathbf{U}_{\mathbf{R}} := \mathbf{U} - \mathbf{U}_{\mathbf{W}} = [U_{Rx}, U_{Ry}, U_{Rz}]^T$ - velocidade do ROV em relação à correnteza

 $\mathbf{U}_{\mathbf{W}}\left(\mathbf{V}_{\mathbf{W}}\right)-$  velocidade da correnteza representada no sistema móvel (inercial)

 $v_{wi}$  – velocidade de incidência da água na *i*-ésima hélice

x,y,z-eixos do sistema de coordenadas fixo ao ROV (sistema móvel)

 $x_e, y_e, z_e-$ eixos do sistema de coordenadas inercial (também coordenadas inerciais de  $\mathcal{O}$ )

- Letras Gregas (Símbolos):
  - $\alpha-$ ângulo de ataque
  - $\beta$  ângulo de deriva
  - $\gamma$  ângulo de ataque lateral
  - $\varphi$  ângulo do umbilical na fixação ao ROV, c.f. Figura 3
  - $\phi$  ângulo de jogo
  - $\theta$  ângulo de arfagem
  - $\psi$  ângulo de rumo
  - $\rho$  massa específica da água

 $\Omega:=[\Omega_x,\ \Omega_y,\ \Omega_z]^T-$ velocidade angular do ROV representada no sistema móvel

 $\sigma-$  "hydrodynamic pitch angle", c.f. (Kapsenberg 1985)

 $\nabla(\nabla_R)$  – volume (de referência) deslocado pelo ROV

 $\Delta-$  largura da zona morta do acionamento eletrônico do motor

• Subscritos:

B (flutuação); C (cabo umbilical); G (gravidade);

H (hidrodinâmico); I (inércia); p (propulsores).

## 1 Introdução

Veículos submarinos de operação remota (ROVs) executam tarefas importantes na exploração de petróleo em águas profundas. ROVs vêm sendo também utilizados em operações (inspeção de barragens, operações de salvamento, aplicações militares, etc.) em que a intervenção de mergulhadores é perigosa ou impossível (Goheen & Jefferys 1990).

Tipicamente os ROVs operam conectados a uma embarcação de superfície através de um cabo umbilical. Por esse cabo, o ROV recebe a energia necessária para sua operação e se comunica com o operador enviando sinais de vídeo e recebendo sinais de comando.

Embora ROVs venham sendo utilizados há bastante tempo, a operação desses veículos continua sendo uma tarefa difícil, longa e cansativa para o operador. A principal causa dessa dificuldade é a complexidade do comportamento dinâmico do ROV. Em geral, os graus de liberdade do ROV são altamente interativos, o que dificulta ao operador a coordenação do comando dos seis graus de liberdade do veículo.

Uma opção que simplifica consideravelmente a operação destes veículos é o controle automático de posição. O controlador de posição seria o nível mais baixo de um sistema hierárquico, no qual o piloto executaria apenas funções de níveis mais elevados (e.g., planejamento de missão, desvio de obstáculos, etc.).

De um modo geral, deseja-se que o controlador de posição desacople a resposta dinâmica dos graus de liberdade do ROV (e.g., o ângulo de rumo pode ser alterado sem alterar a posição e viceversa). Também é desejável uma boa resposta aos comandos do operador em termos de rapidez, precisão e ausência de sobrepasso. O projeto desse sistema de controle é uma tarefa complexa. A modelagem do ROV é uma ferramenta importante a ser utilizada para a avaliação por simulação de sistemas de controle (Cunha 1992, Cunha, Costa & Hsu 1995). A simulação e o controle de ROVs vêm sendo alguns dos principais temas de pesquisas desenvolvidos nos últimos anos pelo GSCAR (Grupo de Simulação e Controle em Automação e Robótica da COP-PE/UFRJ).

Os modelos existentes para a dinâmica de submarinos convencionais parecem inadequados para aplicação direta aos ROV's pelas seguintes razões:

- (a) Em geral, os submarinos convencionais se movimentam para a frente, enquanto que os ROVs se movimentam em todas as direções.
- (b) Os comportamentos hidrodinâmicos de submarinos convencionais e de ROVs são bastante diferentes, pois as faixas de velocidades de operação são de 20 nós ( $\approx 10 \ m/s$ ) para os primeiros, enquanto que os ROVs não superam os 4 nós ( $\approx 2 \ m/s$ ).
- (c) Os movimentos dos ROVs são comandados através de seus propulsores, enquanto que os submarinos convencionais são comandados por *lemes*.

Neste artigo revisa-se o estudo da modelagem da dinâmica de um ROV (Dominguez 1989). O modelo estabelecido é baseado num levantamento bastante abrangente daqueles existentes na literatura (Kapsenberg 1985, Ishidera, Tsusaka, Ito, Oishi, Chiba & Maki 1986, Nomoto & Hattori 1986, Russel 1984). Aqui acrescenta-se a modelagem da dinâmica dos propulsores com base em resultados experimentais obtidos em testes em tanque de água. A resposta dinâmica dos propulsores pode influenciar significativamente o desempenho do sistema de controle do ROV.

Com base nesse modelo para ROVs foi desenvolvido o simulador denominado SOL (Simulador On-Line). Este simulador é uma ferramenta importante para o projeto de sistemas de controle para ROV, pois implementa um modelo bastante realista da dinâmica de um ROV. Este artigo se divide em duas partes. Primeiro, na seção 2 é apresentado um modelo dinâmico do ROV para seis graus de liberdade. Este modelo inclui alguns aspectos não tratados com clareza na literatura. A seção 3 descreve detalhadamente a modelagem da dinâmica dos propulsores. Na segunda parte, a seção 4 apresenta detalhes do simulador SOL. A comparação de resultados de simulação com resultados experimentais obtidos no desenvolvimento de um sistema de controle de posição permite avaliar o realismo do simulador. O trabalho finaliza com algumas conclusões.

#### 2 Modelagem do ROV

Diversos modelos dinâmicos para ROVs foram propostos na literatura. Suas aplicações são as mais variadas, tais como: concepção, projeto e avaliação do desempenho do veículo, projeto e avaliação de seu sistema de controle, planejamento de tarefas, treinamento de operadores, etc. O modelo adotado neste trabalho é uma versão revisada e corrigida do que foi desenvolvido em (Dominguez 1989). Esse modelo possui as seguintes características principais:

- (a) Representa os seis graus de liberdade do ROV.
- (b) O modelo hidrodinâmico é a parâmetros concentrados.
- (c) Os efeitos inerciais empregam o conceito de massas adicionais.
- (d) Os efeitos hidrodinâmicos incluem a corrente marinha.
- (e) São incluidos os efeitos da gravidade e da flutuação.
- (f) O cabo umbilical é modelado de forma simplificada, requerendo pouco esforço computacional.

Para se definir o sistema de coordenadas, na Fig. 1 é apresentado um diagrama esquemático de um ROV específico. No entanto, a modelagem a seguir é válida para ROVs genéricos. Definese a posição do ROV ( $\mathbf{P} := [x_e \ y_e \ z_e]^T$ ) como as coordenadas inerciais do ponto  $\mathcal{O}$  em relação ao ponto  $\mathcal{O}_e$ . A atitude do ROV é representada por:  $\phi$  é o ângulo de jogo (*roll*);  $\theta$  é o ângulo de arfagem (*pitch*);  $\psi$  é o ângulo de rumo (*heading*).



Figura 1: Vistas esquemáticas do ROV e sistemas de coordenadas.

## 2.1 Equações do movimento

Para as equações do movimento emprega-se a formulação descrita em (Nomoto & Hattori 1986). Aqui, considera-se o caso

84 Revista Controle & Automação /Vol.11 no.2/Mai., Jun., Jul. e Agosto 2000

particular em que a velocidade da corrente marinha  $V_W$  é constante (vide (Silvestre, Lemos, Sequeira & Sentieiro 1990)):

$$\begin{bmatrix} \dot{\mathbf{U}} \\ \dot{\Omega} \end{bmatrix} = I_{ma}^{-1} \begin{bmatrix} \mathbf{F}_{\mathbf{H}} + \mathbf{F}_{\mathbf{GB}} + \mathbf{F}_{\mathbf{P}} + \mathbf{F}_{\mathbf{C}} - \mathbf{F}_{\mathbf{I}} \\ \mathbf{M}_{\mathbf{H}} + \mathbf{M}_{\mathbf{GB}} + \mathbf{M}_{\mathbf{P}} + \mathbf{M}_{\mathbf{C}} - \mathbf{M}_{\mathbf{I}} \end{bmatrix}$$
(1)

onde:

$$I_{ma} = \begin{bmatrix} (\mathcal{M}_{\mathbf{T}} + \mathcal{A}_{\mathbf{T}}) & (\mathcal{M}_{\mathbf{RT}} + \mathcal{A}_{\mathbf{RT}})^T \\ (\mathcal{M}_{\mathbf{RT}} + \mathcal{A}_{\mathbf{RT}}) & (\mathcal{M}_{\mathbf{R}} + \mathcal{A}_{\mathbf{R}}) \end{bmatrix}$$
(2)

$$\mathcal{M}_{\mathbf{T}} = \begin{bmatrix} m & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 \\ 0 & 0 & m \end{bmatrix}; \ \mathcal{M}_{\mathbf{RT}} = m \begin{bmatrix} 0 & -z_G & y_G \\ z_G & 0 & -x_G \\ -y_G & x_G & 0 \end{bmatrix}$$
(3)

$$\mathcal{M}_{\mathbf{R}} = \begin{bmatrix} I_x & I_{xy} & I_{zx} \\ I_{xy} & I_y & I_{yz} \\ I_{zx} & I_{yz} & I_z \end{bmatrix}; \ \mathcal{A}_{\mathbf{T}} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{13} \\ A_{21} & A_{22} & A_{23} \\ A_{31} & A_{32} & A_{33} \end{bmatrix}$$
(4)

$$\mathcal{A}_{\mathbf{RT}} = \begin{bmatrix} A_{41} & A_{42} & A_{43} \\ A_{51} & A_{52} & A_{53} \\ A_{61} & A_{62} & A_{63} \end{bmatrix}; \ \mathcal{A}_{\mathbf{R}} = \begin{bmatrix} A_{44} & A_{45} & A_{46} \\ A_{54} & A_{55} & A_{56} \\ A_{64} & A_{65} & A_{66} \end{bmatrix}$$
(5)

As variáveis com subscritos H, GB,  $P \in C$  são forças e momentos que agem sobre o ROV (c.f. Nomenclatura).

A força inercial  $\mathbf{F}_{I}$  e o momento inercial  $\mathbf{M}_{I}$  são dados por:

$$\mathbf{F}_{\mathbf{I}} = \Omega \times [\mathcal{M}_{\mathbf{T}} \mathbf{U} + \mathcal{A}_{\mathbf{T}} \mathbf{U}_{\mathbf{R}} + (\mathcal{M}_{\mathbf{RT}} + \mathcal{A}_{\mathbf{RT}})^T \Omega] + \mathcal{A}_{\mathbf{T}} (\Omega \times \mathbf{U}_{\mathbf{W}})$$
(6)

$$\mathbf{M}_{\mathbf{I}} = \Omega \times [\mathcal{M}_{\mathbf{R}\mathbf{T}}\mathbf{U} + \mathcal{A}_{\mathbf{R}\mathbf{T}}\mathbf{U}_{\mathbf{R}} + (\mathcal{M}_{\mathbf{R}} + \mathcal{A}_{\mathbf{R}})\Omega] + \mathbf{U} \times (\mathcal{M}_{\mathbf{R}\mathbf{T}}^{\mathbf{T}}\Omega) + \mathbf{U}_{\mathbf{R}} \times [\mathcal{A}_{\mathbf{T}}\mathbf{U}_{\mathbf{R}} + \mathcal{A}_{\mathbf{R}\mathbf{T}}^{\mathbf{T}}\Omega] + \mathcal{A}_{\mathbf{R}\mathbf{T}}(\Omega \times \mathbf{U}_{\mathbf{W}})$$
(7)

Os elementos  $A_{ij}$  (vide (4) e (5)) são massas adicionais, as quais representam o armazenamento de energia cinética no fluido que é deslocado pelo ROV (Silvestre et al. 1990).

O conjunto de equações de estado é formado por (1) e:

$$\dot{\mathbf{P}} = \begin{bmatrix} c\psi c\theta & -s\psi c\phi + c\psi s\theta s\phi & -s\psi s\phi + c\phi s\theta c\psi \\ s\psi c\theta & c\psi c\phi + s\phi s\theta s\psi & -c\psi s\phi + c\phi s\theta s\psi \\ -s\theta & c\theta s\phi & c\theta c\phi \end{bmatrix} \mathbf{U} = \mathbf{T}\mathbf{U}$$
(8)

$$\begin{bmatrix} \dot{\psi} \\ \dot{\theta} \\ \dot{\phi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & s\phi \ tg\theta & c\phi \ tg\theta \\ 0 & c\phi & -s\phi \\ 0 & s\phi/c\theta & c\phi/c\theta \end{bmatrix} \Omega \tag{9}$$

onde  $c(\cdot) = cos(\cdot)$ ;  $s(\cdot) = sin(\cdot)$ . A transformação na equação (9) é singular em  $\theta = \pm 90^{\circ}$ . No entanto, na maioria dos casos, a distância entre o centro de flutuação e o centro de gravidade é suficientemente grande para se poder assumir que o ângulo  $\theta$ permanece pequeno, evitando-se, assim, as complicações causadas pela singularidade.

A seguir, os demais efeitos (hidrodinâmico, cabo umbilical, gravidade e flutuação) são modelados de forma idêntica à desenvolvida em (Cunha 1992, Cunha, Dominguez, Costa & Hsu 1991, Dominguez 1989).

#### 2.1.1 Efeitos da gravidade e da flutuação

As forças e momentos causados pela gravidade e pela flutuação são expressos da seguinte maneira:

$$\mathbf{F}_{\mathbf{GB}} = \mathbf{T}^{-1} [0 \ 0 \ (mg - \rho g \nabla)]^T$$
(10)

$$\mathbf{M}_{\mathbf{GB}} = \mathbf{R}_{\mathbf{G}} \times \left(\mathbf{T}^{-1}[0 \ 0 \ mg]^{T}\right) - \mathbf{R}_{\mathbf{B}} \times \left(\mathbf{T}^{-1}[0 \ 0 \ \rho g \nabla]^{T}\right)$$
(11)

#### 2.1.2 Efeitos hidrodinâmicos

Os efeitos hidrodinâmicos são modelados por (Ishidera et al. 1986):

$$\mathbf{F}_{\mathbf{H}}^{\mathbf{T}} = \frac{\rho}{2} |\mathbf{U}_{\mathbf{R}}|^2 \nabla_R^{2/3} [C_x(\alpha, \beta) \ C_y(\beta, \gamma) \ C_z(\alpha, \gamma)] (12)$$
$$\mathbf{M}_{\mathbf{H}}^{\mathbf{T}} = \frac{\rho}{2} \left[ |\mathbf{U}_{\mathbf{R}}|^2 \nabla_R [C_k(\gamma) \ C_m(\alpha) \ C_n(\beta)] + \nabla_R^{5/3} [C_p \Omega_x \ |\Omega_x| \ C_q \Omega_y \ |\Omega_y| \ C_r \Omega_z \ |\Omega_z|] \right] (13)$$

onde os ângulos  $\alpha = tg^{-1}(U_{Rz}/U_{Rx}); \ \beta = tg^{-1}(U_{Ry}/U_{Rx}); \ \gamma = tg^{-1}(U_{Rz}/U_{Ry})$ ; definem a direção e o sentido da velocidade do ROV em relação à água.

Os coeficientes  $C_p$ ,  $C_q$  e  $C_r$  (que determinam o amortecimento do movimento de rotação) são obtidos usualmente a partir de testes em tanque de prova. Os coeficientes  $C_x$ ,  $C_y$ ,  $C_z$ ,  $C_k$ ,  $C_m$ e  $C_n$  são funções não-lineares dos ângulos  $\alpha$ ,  $\beta \in \gamma$  e podem ser obtidos a partir de dados gerados em testes num túnel de vento e são similares às curvas apresentadas em (Ishidera et al. 1986) (vide (Dominguez 1989)). No caso das funções  $C_x$ ,  $C_y$  e  $C_z$ , que dependem de dois ângulos, as medições foram realizadas apenas para algumas combinações angulares, que resultaram nas seguintes curvas:

$$C_{x\alpha}(\alpha) := C_x|_{U_{Ry}=0}$$
;  $C_{x\beta}(\beta) := C_x|_{U_{Rz}}$  (14)

$$C_{z\alpha}(\alpha) := C_z|_{U_{Ry}=0} \quad ; \quad C_{y\beta}(\beta) := C_y|_{U_{Rz}}$$
 (15)

$$C_{y\gamma}(\gamma) := C_y|_{U_{Rx}=0}$$
;  $C_{z\gamma}(\gamma) := C_z|_{U_{Rx}}$  (16)

Para obter as funções completas de duas variáveis, em (Dominguez 1989) foi desenvolvida uma fórmula de interpolação que está baseada nas seguintes propriedades:

- (a) O arraste é um efeito dissipativo (i.e., F<sub>H</sub>.U<sub>R</sub> < 0 (|U<sub>R</sub>| ≠ 0)). Uma condição suficiente para a dissipatividade<sup>1</sup> é que o sinal de cada componente da velocidade relativa seja oposto ao sinal da componente de arraste correspondente, i.e.: sgn(U<sub>Rx</sub>) = -sgn(C<sub>x</sub>); sgn(U<sub>Ry</sub>) = -sgn(C<sub>y</sub>); sgn(U<sub>Rz</sub>) = -sgn(C<sub>z</sub>);
- (b) As seguintes equivalências são válidas:  $C_{x\alpha}(0^{\circ}) = C_{x\beta}(0^{\circ}); C_{y\beta}(90^{\circ}) = C_{y\gamma}(0^{\circ}); C_{z\gamma}(90^{\circ}) = C_{z\alpha}(90^{\circ});$
- (c) Neste caso particular, as seguintes equivalências também são válidas:  $sgn(U_{Rx}) = -sgn(C_{x\alpha}); sgn(U_{Ry}) = -sgn(C_{y\beta}); sgn(U_{Rz}) = -sgn(C_{z\gamma}).$

#### As seguintes fórmulas de interpolação satisfazem as proprieda-

des acima:

$$C_x(\alpha,\beta) = C_{x\alpha}(\alpha) \left| C_{x\beta}(\beta) / C_{x\beta}(0^\circ) \right|$$
(17)

$$C_y(\beta,\gamma) = C_{y\beta}(\beta) \left| C_{y\gamma}(\gamma) / C_{y\gamma}(0^\circ) \right|$$
(18)

$$C_{z}(\alpha,\gamma) = C_{z\gamma}(\gamma) \left| C_{z\alpha}(\alpha) / C_{z\alpha}(90^{\circ}) \right|$$
(19)

#### 2.1.3 Efeitos do cabo umbilical

O elo entre o ROV e a embarcação de apoio é composto por um cabo que liga a embarcação à garagem (onde o ROV é alojado durante as operações de lançamento e recolhimento) e um cabo umbilical que liga o ROV à garagem (vide Fig. 2).



Figura 2: ROV durante uma missão. Note o cabo umbilical e a corrente marinha  $(V_W)$ .

Modelos de umbilical baseados em técnicas de elementos finitos requerem um grande esforço computacional. No entanto, para a simulação e para a validação do projeto de sistemas de controle, podem ser utilizados modelos bastante simplificados. Em (Kapsenberg 1985), assume-se que a configuração do umbilical é uma parábola no plano  $(x_a, y_a)$  definido pelo vetor velocidade da correnteza e pela linha que liga as extremidades desse cabo, conforme é apresentado na Fig. 3. Assim, a força exercida pelo umbilical no ROV pode ser calculada a partir da configuração do cabo umbilical e de seus coeficientes de arraste. O preço a pagar pela simplicidade deste modelo é que a inércia do cabo umbilical é desprezada, embora, possa ser importante.



Figura 3: Representação parabólica do cabo umbilical.

Para desenvolver as equações do modelo do cabo umbilical, assume-se o seguinte:

- (a) a garagem está estacionária;
- (b) o cabo é conectado à garagem na origem  $\mathcal{O}_e$  do sistema inercial (sem perda de generalidade);

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup>A dissipatividade é uma propriedade importante, uma vez que outras fórmulas de interpolação resultaram em comportamentos instáveis, que não têm significado físico.

(c) a velocidade da corrente marinha tem a mesma direção e sentido contrário ao do eixo  $y_e$  (sem perda de generalidade).

Uma parametrização adequada do umbilical é a seguinte:

$$x_a = \tau x_{ca}; \ y_a = \tau^2 y_{ca} + (2y_{ca} - k)(\tau - \tau^2), \ 0 \le \tau \le 1$$
(20)

onde os coeficientes  $x_{ca}$ ,  $y_{ca}$  e k definem a parábola.

O comprimento do umbilical (L) é ajustado por comandos dados pelo operador do ROV, sendo mantido fixo por bastante tempo. Esse comprimento pode ser obtido a partir de (20) e é dado por:

$$L = \frac{1}{4(k-y_{ca})} \left( x_{ca}^2 \ln \left[ \frac{k + \sqrt{x_{ca}^2 + k^2}}{2y_{ca} - k + \sqrt{x_{ca}^2 + (2y_{ca} - k)^2}} \right] - (2y_{ca} - k)\sqrt{x_{ca}^2 + (2y_{ca} - k)^2} + k\sqrt{x_{ca}^2 + k^2} \right)$$
(21)

Para calcular a força exercida pelo cabo, resolve-se a equação (21) na incógnita k, o que pode ser feito pelo método de Newton-Raphson. Uma solução válida deve satisfazer  $k \ge 0$  o que equivale a  $\frac{dy_a}{d\tau}\Big|_{\tau=1} \ge 0$ .

A força  $F_C$  e o momento  $M_C$  exercidos pelo umbilical são calculados pelas seguintes expressões:

$$|\mathbf{F}_{\mathbf{C}}| = \left| \frac{\rho C_C d_C x_{ca} \left| \mathbf{V}_{\mathbf{W}} \right|^2 L}{4(k - y_{ca})} \right|; \ \varphi = tg^{-1} \left( \frac{k}{x_{ca}} \right) (22)$$
$$\mathbf{M}_{\mathbf{C}} = \mathbf{R}_{\mathbf{C}} \times \mathbf{F}_{\mathbf{C}}$$
(23)

No desenvolvimento da equação (22) assumiu-se que a componente do arraste tangencial ao umbilical é desprezível.

#### 3 Modelo dos Propulsores

A modelagem dos propulsores deve ser particularizada para cada ROV, pois os mesmos podem ter detalhes construtivos bastante diversificados (características das hélices<sup>2</sup>, tipo de acionamento das hélices: hidraúlico ou elétrico, etc.).

Nesta seção descreve-se a modelagem dos propulsores do ROV denominado Tatuí, construído pela CONSUB/Rio de Janeiro. Os parâmetros do modelo foram determinados experimentalmente em tanque de água.

No modelo para ROVs desenvolvido em (Dominguez 1989) cada propulsor era modelado apenas pela sua resposta estática. Nesta seção propõe-se um modelo dinâmico para os propulsores (Cunha 1992). Esta dinâmica pode ter influência significativa no desempenho do sistema de controle do ROV.

#### 3.1 Modelo estático do propulsor

O modelo estático das hélices é descrito em (van Lammeren, van Manen & Oosterveld 1969, Kapsenberg 1985), i.e., o empuxo  $(F_{pi})$  e o momento axial  $(M_{pi})$  produzidos por cada hélice são

dados por:

$$F_{pi} = C_T^*(\sigma) \frac{\rho}{8} \left[ v_{wi}^2 + (0, 7\pi n_{pi}D)^2 \right] \pi D^2 \qquad (24)$$

$$M_{pi} = C_Q^*(\sigma) \frac{\rho}{8} \left[ v_{wi}^2 + (0, 7\pi n_{pi}D)^2 \right] \pi D^3$$
 (25)

onde  $\sigma = tg^{-1}[v_{wi}/(0, 7\pi n_{pi}D)].$ 

A ação do conjunto de propulsores é dada por:

$$\mathbf{F}_{\mathbf{p}} = \sum_{i=1}^{n} F_{pi} \mathbf{P}_{\mathbf{p}i}$$
(26)

$$\mathbf{M}_{\mathbf{p}} = \sum_{i=1}^{n} \left[ M_{pi} \mathbf{P}_{\mathbf{p}i} + \mathbf{R}_{\mathbf{p}i} \times (F_{pi} \mathbf{P}_{\mathbf{p}i}) \right]$$
(27)

Na formulação acima são feitas as seguintes simplificações principais:

- (a) O acoplamento cruzado devido à interferência do fluxo de água de um propulsor noutro propulsor é desprezado.
- (b) A componente axial da velocidade da água que entra num propulsor  $(v_{wi})$  é aproximadamente igual à componente da velocidade relativa (à água) do ROV  $(\mathbf{U}_{\mathbf{R}})$  paralela ao eixo de rotação da hélice (i.e., o eixo definido pelo vetor  $\mathbf{P}_{pi}$ ).

O circuito eletrônico instalado no interior do propulsor controla o ângulo de disparo dos tiristores que acionam o motor. Os tiristores estão conectados de forma que a inversão da polaridade da corrente de comando inverta a polaridade da conexão da bobina de campo do motor, possibilitando a reversão do seu sentido de rotação. O torque estático disponível no eixo deste tipo de motor (campo série) é dado aproximadamente pela seguinte expressão (e.g., (Krause, Wasynczuk & Sudhoff 1995)):

$$M_{Mi} = K_M^* I_{ai}^2 - M_a^*$$
(28)

$$K_M^* = K_M sgn(I_{ci}); \quad M_a^* = M_a sgn(n_{pi})$$
 (29)

onde:  $K_M > 0$  é a constante de torque eletromagnético do motor e;  $M_a > 0$  é o torque de atrito seco cinemático.

Nesta expressão inclui-se o atrito cinemático, porém não se considera nem a não-linearidade dos materiais magnéticos usados no motor nem o atrito estático (que só atua na partida do motor).

O acionamento eletrônico é modelado de forma aproximada, supondo-se que este produz uma corrente de armadura proporcional à corrente de comando<sup>3</sup>, ou seja:

$$I_{ai} = \begin{cases} 0 & se & |I_{ci}| < \Delta/2\\ I_{ci} & se & |I_{ci}| \ge \Delta/2 \end{cases}$$
(30)

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup>No jargão naval, hélice é um substantivo masculino. Para se evitar o desconforto do leitor, neste artigo preferiu-se tratar esse substantivo no gênero feminino, como é usual.

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup>Neste modelo despreza-se a dinâmica elétrica, a não-linearidade do circuito de acionamento e as resistências de armadura e de campo do motor. Outros modelos mais completos foram estudados (e.g., acionamento gerando tensão proporcional ao sinal de comando, modelo do motor incluindo as resistências de armadura e de campo). Porém, os parâmetros ficam difíceis de serem estimados a partir dos ensaios realizados. Este fato motivou a adoção do modelo (30) que se mostrou simples e capaz de reproduzir um comportamento estático bastante fiel ao do motor avaliado, conforme a comparação entre resultados experimentais e os estimados pelo modelo na Fig. 6.

onde a faixa  $|I_{ci}| < \Delta/2$  (p.u.)<sup>4</sup> é a zona morta do acionamento eletrônico.

Para obter uma expressão analítica para a característica estática do motor, considera-se que em regime o torque gerado pelo motor  $(M_{Mi})$  é igual ao torque de reação da hélice  $(M_{pi})$ . Sendo assim, obtém-se a seguinte expressão para a velocidade de rotação a partir das equações (37) e (28), válida fora da zona morta do motor:

$$n_{pi} = sgn(I_{ci})\sqrt{(K_M^* I_{ci}^2 - M_a^*)/\beta^*}$$
(31)

#### 3.2 Modelo dinâmico do propulsor

A dinâmica dos propulsores de um ROV tem grande influência no desempenho do sistema de controle, pois acarreta um atraso efetivo na atuação da malha de controle conforme foi verificado em estudos experimentais realizados em (Yoerger, Cooke & Slotine 1990) e em simulações realizadas em (Cunha 1992, Cunha et al. 1995).

**Retardo do acionamento elétrico**: Identificou-se um retardo bastante significativo na atuação do motor, conforme a análise do diagrama eletrônico do acionador e de diversos testes em que se mediu o retardo do torque do motor em relação a um degrau na corrente de comando. Concluiu-se que cada vez que a corrente de comando do acionamento entra na zona morta, um temporizador no circuito de acionamento é reinicializado e só religa a corrente de armadura após decorrido um tempo de retardo ( $t_d$ ). Aparentemente este dispositivo foi introduzido pelo fabricante do Tatuí para evitar danos aos tiristores durante reversões abruptas da rotação do motor. Este circuito não é usual em outros ROVs.

**Inércia mecânica:** Em (Yoerger et al. 1990) se propôs um modelo para a dinâmica de propulsores controlados por torque. Nesse modelo, toda a energia armazenada no propulsor é cinética e é armazenada em uma inércia (parâmetro concentrado, aqui denominado  $J_p$ ) acoplada ao eixo do propulsor. A inércia  $J_p$ tem a dimensão de momento de inércia e engloba o momento de inércia do rotor, o momento de inércia da hélice e o efeito da energia cinética armazenada no fluido impulsionado pela hélice. A variável de estado do propulsor é a velocidade angular da hélice. Neste trabalho adota-se uma extensão do modelo citado, através da incorporação da equação de estado (32) ao modelo da hélice (24) e (25).

$$\dot{n}_{pi} = \frac{M_{Mi} - M_{pi}}{2\pi J_p} \tag{32}$$

Sua validade é sustentada pelo argumento de que a resposta estática (para o caso em que o torque  $M_{Mi}$  do motor é constante) do modelo dado pelas equações (25) e (32) coincide com a do modelo estático das hélices (25) (a resposta estática foi obtida em experimentos). Em (Parsons & Wu 1985) se adotou um modelo dinâmico semelhante, de primeira ordem, embora o modelo não tenha sido justificado loc. cit..

O modelo aqui adotado possui duas vantagens se comparado ao de (Yoerger et al. 1990): considera a assimetria da resposta estática da hélice e inclui o efeito do fluxo de água axial. Este modelo inclui o proposto em (Yoerger et al. 1990), o qual pode ser obtido fazendo-se nas equações (24) e (25):  $v_{wi}(t) \equiv 0$ ;  $C_T^*(0^\circ) = -C_T^*(180^\circ)$ ;  $C_Q^*(0^\circ) = -C_Q^*(180^\circ)$ .

No caso do modelo dinâmico, a ação do conjunto dos propulsores é dada pela equação da força (26) e a seguinte equação para o momento:

$$\mathbf{M}_{\mathbf{p}} = \sum_{i=1}^{n} \left[ M_{Mi} \mathbf{P}_{\mathbf{p}i} + \mathbf{R}_{\mathbf{p}i} \times (F_{pi} \mathbf{P}_{\mathbf{p}i}) \right]$$
(33)

A diferença entre as equações (27) e (33) é o termo  $M_{pi}$  que é substituido por  $M_{Mi}$  em (33). Isso retrata que é o torque do motor que age sobre o ROV, ao passo que no caso do modelo estático, o torque da hélice  $M_{pi}$  é usado na equação do momento (27), pois assume-se para simplificar que  $M_{pi}$  coincide com o torque do motor.

## 3.3 Obtenção experimental dos parâmetros

Os parâmetros dos modelos descritos nas seções 3.1 e 3.2 foram obtidos experimentalmente em um tanque de água do tipo canal com seção transversal de 1  $m \times 1 m$  e 40 m de comprimento.

Nos testes, o propulsor foi instalado em uma base de montagem que o mantém fixo e que possui duas células de carga a fim de medir o empuxo<sup>5</sup> e torque<sup>6</sup> exercido pelo propulsor. A profundidade do eixo de rotação do propulsor é de aproximadamente 0, 5 m. A velocidade e o sentido de rotação são medidos por dois fotosensores montados em frente à hélice de modo a detetarem a passagem das pás.

Com a finalidade de realizar estes testes foram desenvolvidos especialmente um condicionador de sinais e o *software* SISTEP de aquisição e processamento de dados.

#### 3.3.1 Obtenção dos parâmetros estáticos

Em todos os experimentos estáticos as variáveis foram amostradas a uma taxa de 200 Hz e filtradas digitalmente *off-line* por filtros passa-baixas Butterworth de décima ordem. A freqüência de corte destes filtros foi de 2, 1 Hz para o empuxo, 2, 2 Hz para o torque e 1 Hz para a velocidade.

**Característica de empuxo estático**: Para obter a resposta estática de empuxo e de velocidade de rotação da hélice, foram realizados testes em batelada nos quais a corrente de comando do propulsor foi gradativamente alterada em degraus com duração de 10 s. Foram realizadas quatro bateladas de testes de forma a se obter a característica do propulsor em ambos os sentidos de rotação nas faixas de 3 a 10 mA e de -3 a -10 mA de corrente de comando (segundo o fabricante o acionamento eletrônico possui uma zona morta na faixa entre  $\pm 4$  mA). Em cada batelada foram realizadas medidas para pelo menos quarenta valores da corrente de comando, sendo que em duas bateladas os degraus de corrente são crescentes e nas outras duas estes são decrescentes. A curva característica do empuxo em função da velocidade de rotação está na Fig. 4.

Para a obtenção dos parâmetros do modelo que caracteriza o empuxo das hélices, considera-se que em (24) quando o propulsor está parado em relação à água ( $v_{wi}(t) \equiv 0$ ), a expressão do em-

<sup>&</sup>lt;sup>4</sup>Para facilitar a modelagem do motor elétrico e do seu acionamento adotouse o sistema p.u. (por unidade) para representar algumas das variáveis envolvidas.

<sup>&</sup>lt;sup>5</sup>Força aplicada longitudinalmente no eixo de rotação da hélice.
<sup>6</sup>Montada ortogonalmente àquela que mede o empuxo.



Figura 4: Curva característica do empuxo produzido pela hélice em função da sua velocidade de rotação.

puxo pode ser reescrita como:

$$F_{pi} = \alpha^* n_{pi}^2; \quad \alpha^* = \begin{cases} \alpha^+ & se \quad n_{pi} \ge 0\\ \alpha^- & se \quad n_{pi} < 0 \end{cases}$$
(34)

onde  $\alpha^+, \alpha^-$  são os coeficientes de empuxo da hélice, respectivamente, no sentido direto e no sentido reverso  $(N/rps^2)$ . Aplicando o método dos mínimos quadrados aos dados experimentais calculou-se os seguintes valores para os coeficientes:  $\alpha^+ = 0, 42 \ N/rps^2; \ \alpha^- = -0, 42 \ N/rps^2$ .

A partir dos valores de  $\alpha^+$  e  $\alpha^-$ , da geometria do propulsor (D = 0, 30 m) e da massa específica da água, os coeficientes hidrodinâmicos de empuxo nos sentidos direto e reverso podem ser calculados como:

$$C_T^*(0^\circ) = 8\alpha^+/(\rho 0, 7^2 \pi^3 D^4) = 0,074$$
 (35)

$$C_T^*(180^\circ) = 8\alpha^-/(\rho 0, 7^2 \pi^3 D^4) = -0,074$$
 (36)

A função  $C_T^*(\sigma)$  é obtida por interpolação linear entre os valores calculados em (35) e (36).

**Característica de torque estático**: Para determinar a característica de torque foram realizados seis testes usando pulsos retangulares de corrente de comando de curta duração (5 s). A duração dos experimentos foi restrita para evitar problemas ocorridos com o fluxo de água gerado pelo propulsor que após alguns segundos começa a interferir na medida de torque. Aparentemente este efeito é devido à pequena seção do tanque (1  $m \times 1 m$ ), o que provoca ondas refletidas e turbulência significativas. A curva característica do torque em função da velocidade de rotação é apresentada na Fig. 5.

A característica de torque (25) é análoga à do empuxo e pode ser reescrita como:

$$M_{pi} = \beta^* n_{pi}^2; \quad \beta^* = \begin{cases} \beta^+ & se \quad n_{pi} \ge 0\\ \beta^- & se \quad n_{pi} < 0 \end{cases}$$
(37)

onde:  $\beta^+ > 0$ ,  $\beta^- < 0$  são os coeficientes de torque da hélice, respectivamente, no sentido direto e no sentido reverso  $(Nm/rps^2)$ . A partir dos dados experimentais obtidos calculouse:  $\beta^+ = 0,0092 Nm/rps^2$ ;  $\beta^- = -0,0094 Nm/rps^2$ .



Figura 5: Curva característica do torque estático na carcaça do propulsor em função da velocidade de rotação da hélice.

O coeficiente hidrodinâmico  $C_Q(\sigma)$  é obtido por interpolação linear entre os seguintes valores calculados:

$$C_Q^*(0^\circ) = 8\beta^+/(\rho 0, 7^2\pi^3 D^5) = 0,0069$$
 (38)

$$C_Q^*(180^\circ) = 8\beta^-/(\rho 0, 7^2 \pi^3 D^5) = -0,0071$$
 (39)

**Característica do modelo estático do motor e seu acionamen**to: Os parâmetros do motor foram calculados a partir dos seguintes dados experimentais: a partida do motor  $(n_p \neq 0)$  se dá quando a corrente de controle é  $I_c \approx \pm 0, 26 \ p.u. \ (\pm 5, 2 \ mA)$ ; e para  $I_c = 0,995 \ p.u. \ (19, 9 \ mA)$  mediu-se  $n_p = 19, 3 \ rps$ . Os parâmetros calculados com estes dados são os seguintes:  $K_M = 3, 7 \ Nm, \ M_a = 0, 25 \ Nm$  e  $\Delta = 0, 4 \ p.u.$ 

A Fig. 6 apresenta a característica estática do motor acoplado à hélice, onde se compara os resultados experimentais obtidos na mesma seqüência de testes descrita na característica do empuxo com a característica aproximada (31). Conclui-se que o modelo semi-empírico desenvolvido para o motor e seu acionamento é satisfatório ao menos estaticamente.

#### 3.3.2 Obtenção dos parâmetros dinâmicos

A determinação dos parâmetros dinâmicos foi feita aplicandose ao propulsor degraus de corrente de comando e analisando-se a resposta no tempo do torque e do empuxo. A velocidade de rotação não pôde ser utilizada pois o número de pulsos gerados pelos fotosensores por cada rotação completa da hélice (igual ao número de pás da hélice, i.e., apenas três) se mostrou insuficiente para medidas dinâmicas. Com efeito, em certas condições de operação a hélice atinge a velocidade de regime em menos de uma rotação. Além disso, as freqüências naturais da oscilação mecânica do sistema suporte/célula de carga/propulsor infelizmente são demasiado pequenas ( $\approx 4, 4 Hz e \approx 7, 5 Hz$  dentro da água) devido à excessiva flexibilidade estrutural do conjunto suporte/célula de carga. Isto interfere na medição do empuxo e do torque, pois as escalas de tempo das dinâmicas envolvidas são da mesma ordem de grandeza, dificultando a interpretação da resposta no tempo do propulsor obtida experimentalmente.

Observou-se experimentalmente que o retardo depende do co-



Figura 6: Característica da velocidade estática de rotação em função da corrente de comando do motor.

mando aplicado. Para o desenvolvimento do modelo assume-se  $t_d = 0, 5 \ s$  contados a partir do instante em que a corrente de comando deixa a zona morta do acionamento. Este valor foi escolhido por ser suficientemente conservativo.

Para identificar a inércia do propulsor experimentalmente, analisou-se a resposta do propulsor a degraus de corrente de comando de diversas amplitudes. Pode-se mostrar que uma solução analítica para a equação dinâmica do propulsor ((37) e (32)), quando um degrau de corrente de comando é aplicado em t = 0 s(o que corresponde a um degrau de torque  $M_M$ ) com condição inicial  $n_p(0) = 0$ , é a seguinte:

$$n_p(t) = sgn(\beta^*)\sqrt{M_M/\beta^*} \tanh(t/\tau)$$
 (40)

$$F_p(t) = \alpha^* M_M \tanh^2(t/\tau)/\beta^*$$
(41)

onde o coeficiente de tempo é

$$\tau = 2\pi J_p / \sqrt{M_M \beta^*} \tag{42}$$

notando-se sua dependência em relação ao torque aplicado  $M_M$ , devido à característica não-linear do propulsor.

Define-se o tempo de resposta do propulsor como o tempo que o seu empuxo leva para atingir 90% do seu valor de regime (descontado o tempo de retardo do acionamento). Analisando a equação (41) conclui-se que este tempo é  $t_r = 1,82\tau$ . A partir de experimentos em que se mede o tempo de resposta é possível calcular a inércia  $J_p$  do propulsor usando-se a expressão (42) que resulta:

$$J_p = 0,0875 \ t_r \sqrt{M_M \beta^*} \tag{43}$$

Os degraus foram aplicados ao propulsor em repouso em t = 1 s, conforme a Fig. 7. Nesta figura observa-se também o empuxo e o torque medidos durante os experimentos. A duração de cada ensaio foi limitada a 5 s para se evitar que a agitação da água prejudicasse as medições. Os resultados não foram filtrados digitalmente pois observou-se que os filtros alteravam o tempo de resposta.

Infelizmente a ordem de grandeza do tempo de resposta obtido é a mesma da dinâmica mecânica da célula de carga e dos filtros



Figura 7: Resposta do propulsor a um degrau de 10 mA (0, 5 p.u.). Observa-se o tempo de retardo do acionamento  $(t_d)$  e o tempo de resposta  $(t_r)$ .

analógicos anti-aliasing usados para os sinais medidos. Além disso as vibrações mecânicas presentes nas medidas dificultaram a interpretação dos resultados. Desta forma, não foi possível estabelecer precisamente o tempo de resposta do propulsor, porém identificou-se um limite máximo (bastante conservativo) para o momento de inércia:  $J_p < 0,7 \times 10^{-3} \ kgm^2$ . Esta inércia do propulsor do Tatuí nunca havia sido medida ou calculada anteriormente. No entanto, calculando-se o momento de inércia aproximado do rotor, verifica-se que este valor está bem abaixo do que seria esperado (ao menos dez vezes menor). Provavelmente isto é conseqüência de se ter suposto que o torque independe da velocidade de rotação (vide (28)), embora nos motores do tipo campo série o torque de partida  $(n_p \approx 0)$  é maior que em regime (e.g., (Krause et al. 1995)). Desta forma o momento  $J_p$ obtido não é rigorosamente o parâmetro físico real, mas deve ser interpretado apenas como um coeficiente que permite estimar o comportamento dinâmico do propulsor de modo satisfatório para avaliar o desempenho do sistema de posicionamento dinâmico.

Nota-se um grande sobrepasso na medição do empuxo (vide Fig. 7) que não pode ser explicado por este modelo de primeira ordem. Este comportamento poderia ser resultado da vibração da estrutura em que o propulsor foi montado. (Healey, Rock, Cody, Miles & Brown 1995) propuseram um modelo de segunda ordem que incorpora este efeito que é causado pela dinâmica da água. No entanto, a duração desse sobrepasso (< 0, 1 s) parece insuficiente para influenciar o comportamento do ROV devido à sua grande inércia. Talvez outros ROVs possam ser mais sensíveis a este efeito, o que então justificaria o uso do modelo mais completo.

#### 4 Simulador

O simulador SOL (Fig. 8) é um pacote computacional que permite avaliar o comportamento de ROVs. Foi desenvolvido utilizando-se uma linguagem estruturada (C) para o sistema operacional *UNIX*. A interface com o usuário foi implementada com o pacote gráfico *XView* (padrão *OPEN LOOK* de interfaces gráficas). Por este motivo a execução do SOL deve ser realizada dentro de um sistema *X Windows*.

A interface com o usuário inclui a animação dos movimentos do ROV em três dimensões para facilitar a interpretação dos re-



Figura 8: Simulador SOL.

sultados das simulações. Escolheu-se a representação *wireframe* dos objetos no cenário e do ROV pois sua implementação é simples. Além disso requerer pouco esforço computacional, o que é conveniente para a animação em tempo real.

Devido à característica multi-usuário/multi-tarefa do sistema operacional *UNIX*, o simulador SOL admite a execução de várias tarefas simultaneamente, e.g., enquanto se está realizando uma simulação é possível abrir outras saídas gráficas, alterar parâmetros, ou ainda realizar outras tarefas dentro do *X Windows*.

As principais características do SOL são:

- (a) ROV com seis graus de liberdade.
- (b) Simulação em tempo real ou opcionalmente *off-line* (o tempo de simulação depende do intervalo de integração adotado, permitindo a simulação mais rápida que o comportamento 'real').
- (c) Operação orientada por menus em ambiente X Windows.
- (d) Saída dos resultados em forma númerica, gráfica e animação 3D (as três opções podem ser utilizadas simultaneamente).
- (e) Propulsores modelados pela sua resposta estática ou dinâmica.

- (f) O modelo dinâmico do ROV é bastante geral para permitir a simulação de praticamente qualquer ROV acionado por hélices com velocidade de rotação controlada.
- (g) Pode simular mais de um ROV simultaneamente.

A visualização em tempo real das simulações poderá permitir no futuro o treinamento de operadores, dentre outras aplicações.

O programa foi desenvolvido em uma forma modular, facilitando a sua manutenção e/ou ampliação. A estrutura de dados foi realizada de forma a agrupar dados da mesma classe. No modelo implementado do ROV, as funções que descrevem coeficientes hidrodinâmicos, características dos propulsores, etc., foram representadas através de tabela de dados. Esta opção foi adotada para facilitar a inclusão dos dados no simulador, pois essas variáveis são geralmente obtidas experimentalmente na forma tabular.

A resolução da equação diferencial que governa o movimento do ROV dada por (1), (8) e (9) é realizada utilizando algoritmos de integração do tipo Euler ou Runge-Kutta de quarta ordem. Outros algoritmos poderiam ser incorporados facilmente pois seriam inseridos num módulo isolado já disponível, não requerendo reescrever as equações dinâmicas do ROV.

Em conjunto com o modelo do ROV, o simulador SOL oferece uma série de opções que permitem executar o controle do veículo. As várias opções permitem combinar diferentes tipos de sistemas de medição (modelado pelo ruído aditivo que ele gera), conversão de coordenadas (conversão de erro, força ou aceleração), estimadores de velocidade (exato, filtro *lead*, etc.) e controladores (P-PI, PD, manual, estrutura variável, VS-MRAC – *Variable Structure Model-Reference Adaptive Control*) (vide (Cunha 1992, Cunha et al. 1995)).

## 4.1 Avaliação do realismo do simulador

Um sistema de controle de posição foi testado em piscina utilizando-se o ROV Tatuí (Cunha, Lizarralde, Costa, Hsu, Junior, Junior & Sant'Anna 1994) (vide Figura 11). O ROV foi equipado com um braço mecânico passivo (BMP) para a medição da sua posiçao (Cunha, Scieszko, Costa, Hsu & Sant'Anna 1993). O BMP possui ao menos seis graus de liberdade sem qualquer atuador. Uma extremidade do BMP é instalada a bordo do ROV (ponto  $P_M$ ) e a outra é fixada numa estrutura submarina em torno da qual o ROV deve operar (ponto  $P_E$ ), conforme a Figura 12. A posição e a atitude do ROV em relação ao ponto de fixação à estrutura são calculados a partir dos ângulos medidos nas juntas do BMP.

As Figuras 9 e 10 apresentam o desempenho de um sistema de controle de posição usando um controlador do tipo P-PI. A simulação do rastreamento da trajetória ABCD (Fig. 9) foi feita utilizando-se o modelo completo do ROV excetuando-se o cabo umbilical. O experimento (Fig. 10) foi realizado em condições semelhantes. Ao longo de toda a trajetória o controlador deve manter a profundidade do ROV constante. De A a B o ROV deve se mover ao longo do seu eixo longitudinal mantendo rumo constante; de B a C o ROV realiza um movimento lateral ainda mantendo o mesmo ângulo de rumo; finalmente, de C a D o ROV deve mover-se diagonalmente e simultaneamente girar seu rumo de 30°, o que é uma tarefa bastante difícil devido ao forte acoplamento entre seus graus de liberdade.

Comparando-se os resultados de simulação com os experimentais, verifica-se que são qualitativamente idênticos, o que confirma o realismo do simulador. No entanto, o erro no rastreamento da trajetória é mais pronunciado nos experimentos, o que pode ser atribuido em parte às simplificações assumidas na modelagem. Observou-se que a interferência do cabo umbilical foi grande pois esse era pouco flexível e curto (< 5 m). Assim o cabo atuou como uma mola, o que não foi modelado no simulador.

Outro problema foi o acréscimo de vários acessórios (BMP, flutuadores, etc.) ao ROV que modificaram sua dinâmica em relação à dinâmica nominal ajustada no simulador. Esta é uma situação freqüente que dificulta a modelagem acurada da dinâmica de ROVs em operações reais.

## 5 Conclusões

Neste artigo detalhou-se a modelagem dinâmica de ROVs realizada pelo GSCAR. A modelagem completa do ROV serviu para o desenvolvimento do simulador SOL. Este simulador permite uma avalição bastante realista do comportamento de um ROV, o que possibilitou o desenvolvimento de um sistema de controle automático de posição (Cunha et al. 1995).

Este trabalho descreveu enfaticamente o procedimento de obtenção de um modelo dinâmico dos propulsores. Os resultados obtidos com a inclusão deste efeito no simulador mostraram que



Figura 9: Simulação de rastreamento de trajetória. (a) Vista do plano horizontal. (b) Ângulo de rumo.

se trata de um fator muito significativo sem o qual alguns fenômenos qualitativamente importantes podem permanecer inobservados (e.g., oscilações devidas a ciclos-limites). Dessa forma, recomenda-se sua consideração nos casos em que é necessário se atingir um alto grau de realismo.

A utilização desta modelagem num caso específico deve ser cautelosamente avaliada pois a obtenção dos parâmetros do modelo do ROV e de seus propulsores é muito onerosa, demanda muito esforço de pessoal qualificado e requer equipamentos especializados durante a realização dos ensaios.

## Agradecimentos

Este trabalho foi financiado pelo CENPES/PETROBRAS através do convênio COPPETEC ET-130104.

## Referências

Cunha, J. P. V. S. (1992), Projeto e estudo de simulação de um sistema de controle a estrutura variável de um veículo sub-



Figura 10: Rastreamento de trajetória obtido experimentalmente. (a) Vista do plano horizontal. (b) Ângulo de rumo.

marino de operação remota, Master's thesis, Programa de Engenharia Elétrica, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.

- Cunha, J. P. V. S., Costa, R. R. & Hsu, L. (1995), 'Design of a high performance variable structure position control of ROV's', *IEEE J. Oceanic Eng.* **20**(1), 42–55.
- Cunha, J. P. V. S., Dominguez, R. B., Costa, R. R. & Hsu, L. (1991), Design of a new high performance VS position control of ROVs, *in* 'Proc. Int. Offshore and Polar Eng. Conf.', Edinburgh.
- Cunha, J. P. V. S., Lizarralde, F. C., Costa, R. R., Hsu, L., Junior, R. S., Junior, D. W. & Sant'Anna, A. C. M. (1994), Sistema de posicionamento dinâmico para um veículo submarino de operação remota, *in* 'Anais do 10° Congresso Brasileiro de Automática', Vol. 2, Rio de Janeiro.
- Cunha, J. P. V. S., Scieszko, J. L., Costa, R. R., Hsu, L. & Sant'Anna, A. C. C. M. (1993), Short range position measurement systems for underwater vehicle dynamic positioning, *in* 'Proc. OCEANS'93', Vol. 2, Victoria, pp. 484– 489.



Figura 11: O ROV Tatuí no tanque de testes. Está assinalado um dos elos do braço mecânico passivo (BMP).



Figura 12: Esquema do braço mecânico passivo (BMP) utilizado para medir a posição do ROV nos experimentos.

- Dominguez, R. B. (1989), Simulação e controle de um veículo submarino de operação remota, Master's thesis, Programa de Engenharia Elétrica, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.
- Goheen, K. R. & Jefferys, E. R. (1990), 'Multivariable selftuning autopilots for autonomous and remotely operated underwater vehicles', *IEEE J. Oceanic Eng.* **15**(3), 144– 151.
- Healey, A. J., Rock, S. M., Cody, S., Miles, D. & Brown, J. P. (1995), 'Toward an improved understanding of thruster dynamics for underwater vehicles', *IEEE J. Oceanic Eng.* 20(4), 354–361.
- Ishidera, H., Tsusaka, Y., Ito, Y., Oishi, T., Chiba, S. & Maki, Y. (1986), Simulation and experiment of automatic controlled ROV, *in* 'Proc. 5<sup>th</sup> Int. Off-Shore Mechanical and Artic Eng. Symp.', pp. 260–267.
- Kapsenberg, G. K. (1985), 'A step towards the introduction of simulation techniques in the world of remotely operated underwater vehicles', *Int. Shipbuilding Progress* pp. 92– 98.
- Krause, P. C., Wasynczuk, O. & Sudhoff, S. D. (1995), *Analysis* of *Electric Machinery*, IEEE Press.
- Nomoto, M. & Hattori, M. (1986), 'A deep ROV DOLPHIN 3K: design and performance analysis', *IEEE J. Oceanic Eng.* **11**(3), 373–391.
- 92 Revista Controle & Automação /Vol.11 no.2/Mai., Jun., Jul. e Agosto 2000

- Parsons, M. G. & Wu, J. Y.-C. (1985), 'Limit cycles in diesel/controllable pitch propeller propulsion systems using load control', *Int. Shipbuilding Progress* pp. 246–263.
- Russel, G. T. (1984), A design methodology for nonlinear systems, *in* S. A. Billings, J. O. Gray & D. H. Owens, eds, 'Nonlinear system design', IEE, chapter 8, pp. 129–144.
- Silvestre, C., Lemos, J. M., Sequeira, M. M. & Sentieiro, J. S. (1990), Modelling and adaptive control of a deepwater FSV, *in* '11th IFAC World Congress', Tallinn, Estonia.
- van Lammeren, W. P. A., van Manen, J. D. & Oosterveld, M. W. C. (1969), 'The Wageningen B-screw series', *Trans. SNAME* (330 of the NSMB), 269–317.
- Yoerger, D. N., Cooke, J. G. & Slotine, J. J. E. (1990), 'The influence of thruster dynamics on underwater vehicle behavior and their incorporation into control system design', *IEEE J. Oceanic Eng.* 15(3), 167–178.