

APLICAÇÃO DE CONTROLE ADAPTATIVO EM UM SISTEMA DE
POSICIONAMENTO DINÂMICO

Ettore Apolonio de Barros
Universidade de São Paulo
DEN-EPUSP CP 61548
05508 - São Paulo - SP - BRASIL

Helio Mitio Morishita
Universidade de São Paulo
DEN-EPUSP CP 61548
05508 - São Paulo - SP - BRASIL

RESUMO

Este trabalho apresenta a aplicação de um controlador adaptativo auto-ajustável de variância mínima generalizada ao Sistema de Posicionamento Dinâmico de uma plataforma semi-submersível considerando-se independentemente os movimentos de avanço, deriva e guinada. A lei de controle é obtida minimizando-se um índice de desempenho onde são ponderados a posição e o esforço de controle. O modelo matemático da plataforma consiste de uma série auto regressiva de média móvel para os movimentos de alta frequência e de equações de manobra para os movimentos de baixa frequência. As forças do vento, corrente e de onda de 2ª ordem são adicionadas através de expressões semi-empíricas. Não foi considerado nenhum filtro explícito para o movimento de alta frequência e o desempenho do controlador é investigado através de simulação dinâmica em um computador digital.

ABSTRACT

This paper deals with the application of a generalized minimum variance self-tuning controller to the Dynamic Position System of a semi-submersible rig, assuming surge, sway and yaw as independent motions. The control law is obtained by the minimization of a performance index in which are weighted the position and the control effort. The mathematical model of the rig consist of an auto regressive moving average model for the high frequency motions and manouvering equations for the low frequency motions. Wind, current and second-order waves forces are included through semi-empirical relations. There is no explicit filtering process to the high frequency motions and the performance of the controller is investigated by dynamic simulation.

Key-words: Dynamic Position System; Self-tuning; Adaptive Control; Semi-submersible Rig; Ocean Engineering.

1. INTRODUÇÃO

A pesquisa e a exploração de recursos oceânicos realizadas através de navios e plataformas semi-submersíveis exigem a manutenção da embarcação em uma determinada posição e apraqueamento. No entanto, a ação de ondas, ventos e correntes marítimas tendem a deslocar a embarcação da posição requerida. Para contrabalançar tais esforços, utilizam-se sistemas de amarração ou de geração de empuxo através de propulsores convenientemente alocados ao longo da embarcação.

Nos sistemas de amarração, estendem-se cabos a partir de diversos pontos da embar-

cação até o fundo do mar. Com o aumento da profundidade, as excursões naturais da embarcação aumentam e a dificuldade em manter-se os cabos estendidos é maior. De fato, a partir de certas profundidades torna-se técnica e economicamente impraticável o uso de sistemas de amarração.

O mesmo não ocorre nos sistemas de posicionamento baseados na ação de propulsores. Ao contrário do sistema de amarração, não há um aumento do custo do sistema em função do aumento da profundidade na qual a embarcação opera. Este tipo de sistema foi desenvolvido inicialmente para pequenas embarcações de apoio às plataformas de prospecção e de produção de petróleo em alto mar, com governo ma-

nual dos propulsores. Posteriormente, ele passou a ser utilizado também em navios e plataformas, porém com controladores automáticos, surgindo então os Sistemas de Posicionamento Dinâmico (SPD). A sua estrutura é relativamente simples pois, em essência, consiste de um sensor de posição, de um controlador e de atuadores que são os propulsores. Entrementes o seu projeto não é imediato porque, além das perturbações ambientais serem de natureza estocástica, as ondas do mar induzem um movimento à embarcação que pode ser considerado como sendo a composição de movimentos de baixa e alta frequência. Como este último componente tem média nula, é usual filtrá-lo, não só para poupar os atuadores, mas também para economizar energia.

O projeto dos SPD de primeira geração fazia uso do controlador PID (proporcional+integral+derivativo) e do filtro de rejeição de banda ("notch filter") para cada um dos movimentos controlados. As principais desvantagens desta abordagem tradicional, segundo Balchen et alii (1980), referem-se ao fato de não se levar em conta o acoplamento entre os movimentos, o que resultaria em uma ação integral lenta por parte do controlador e o tipo de filtro, que restringe a largura de banda do controlador.

Para tentar eliminar as restrições do sistema convencional foram desenvolvidos, a partir da década de 70, novos controladores, baseado na descrição do sistema no espaço de estado e utilizando a teoria de controle ótimo (LQG) multivariável com filtro de Kalman (Balchen et alii, 1980; Grimbale et alii 1978, 1980a,b). O problema detectado nesta abordagem é que, se considerar o modelo dinâmico da plataforma invariante, o controlador não consegue responder as variações das perturbações ambientais e se introduzir o filtro estendido de Kalman sem maiores considerações esbarra com problemas computacionais. As soluções apresentadas são no sentido de utilizar o filtro estendido de Kalman, porém com simplificações para tornar o algoritmo de controle mais rápido (Fung e Grimbale, 1983).

Neste trabalho é apresentado a aplicação de uma outra teoria para o projeto do SPD, que é a do controle adaptativo auto ajustável de variância mínima generalizada. A motivação é que ela é voltada para sistemas com parâmetros desconhecidos - caso do modelo de movimento dos navios e plataformas, já que suas derivadas hidrodinâmicas são difíceis de serem obtidas - e o seu algoritmo é simples.

A maioria dos SPD aplicados em plataformas foram desenvolvidos inicialmente para navios, onde a amplitude dos movimentos de alta frequência são significativas e, consequentemente, necessitam ser filtrados. No caso de plataformas semi-submersíveis, ela é projetada para ser hidrodinamicamente transparente a ondas e, assim, ela tende a ser um filtro passa baixa. Considerando-se

este aspecto, neste trabalho não alocou-se nenhum filtro explícito para o movimento de alta frequência. O desempenho do controlador é discutido com resultados obtidos através de simulação dinâmica em computador digital com dados referentes à plataforma GVA-400Q.

2. TEORIA DO CONTROLADOR

Seja a dinâmica do sistema descrita pela seguinte equação de diferenças:

$$A(z^{-1})y(k) = B(z^{-1})z^{-d}u(k) + C(z^{-1})v(k) + C_r \quad (2.1)$$

onde, A, B e C, são polinômios dados por $A(z^{-1}) = 1 + a_1z^{-1} + \dots + a_nz^{-n}$; $B(z^{-1}) = b_0 + b_1z^{-1} + \dots + b_nz^{-n}$ ($b_0 \neq 0$); $C(z^{-1}) = 1 + c_1z^{-1} + \dots + c_nz^{-n}$ (raízes de $C(z^{-1})$ no interior do círculo unitário); $y(k)$ e $u(k)$ são, respectivamente, os sinais de saída e de controle; $v(k)$ é um ruído branco gaussiano de média nula; d é o atraso do processo e C_r é uma constante.

A variável de controle $u(k)$ é calculada de modo a minimizar uma função de custo quadrática dada por:

$$I = E \{ [P(z^{-1})y(k+d) - R(z^{-1})y_r(k)]^2 + [Q'(z^{-1})u(k)]^2 \} \quad (2.2)$$

onde $y_r(k)$ é o sinal de referência; P, Q' e R são polinômios em z^{-1} , respectivamente, de ordens $d-1$, n_q e n_r ; e E é a expectativa.

Porém, a obtenção de $u(k)$ a partir da expressão (2.2) não é possível pois $y(k+d)$, $y(k+d-1)$, ... são desconhecidos no instante k. Para contornar este problema é introduzido o previsor ótimo de $y(k+j)$, $y^*(k+j/k)$, definido como:

$$y^*(k+j/k) \triangleq y(k+j) - e(k+j) \quad (2.3)$$

onde $e(k+j)$ é o erro de previsão. Pode-se mostrar que $y^*(k+j/k)$ pode ser expresso recursivamente por:

$$C(z^{-1})y^*(k+j/k) = F_j^!(z^{-1})y(k) + E_j^!(z^{-1})B_j(z^{-1})u(k+j-d) + E_j^!(1)C_r \quad \text{para } j \geq d \quad (2.4)$$

onde $F_j^!(z^{-1})$ e $E_j^!(z^{-1})$ são, respectivamente, polinômios de ordens $n-1$ e $j-1$ e determinados a partir da seguinte relação:

$$C(z^{-1}) = E_j(z^{-1})A(z^{-1}) + z^{-1}(F_j^!(z^{-1})) \quad (2.5)$$

Substituindo a equação (2.3) na equação (2.2) e efetuando $\partial I / \partial u(k) = 0$ obtém-se a lei de controle que é dada por:

$$\phi^*(k+d/k) = P(z^{-1})y^*(k+d/k) + Q(z^{-1})u(k) - R(z^{-1})y_r(k) = 0 \quad (2.6)$$

onde $Q(z^{-1}) = q_0^! Q'(z^{-1})/b_0$. Introduzindo a equação (2.4) do previsor ótimo na equação

(2.7) tem-se que a lei de controle também pode ser obtida por:

$$C(z^{-1})\phi^*(k+d/k) = F(z^{-1})y(k) + G(z^{-1})u(k) + H(z^{-1})y_r(k) + \delta = 0 \quad (2.7)$$

onde:

$$F(z^{-1}) = \sum_{j=0}^{d-1} p_j F'_{d-j}(z^{-1})$$

$$G(z^{-1}) = \sum_{j=0}^{d-1} p_j z^{-j} E_j(z^{-1}) B_j(E') + C(z^{-1})Q(z^{-1})$$

$$H(z^{-1}) = -C(z^{-1})R(z^{-1})$$

$$\delta = \sum_{j=0}^{d-1} p_j E_{d-j}(1) c_r$$

A aplicação da equação (2.7) pressupõe o conhecimento dos coeficientes dos polinômios $A(z^{-1})$, $B(z^{-1})$ e $C(z^{-1})$ e de c_r . Quando este não for o caso há duas abordagens: uma é o método explícito ou indireto que estima os parâmetros do processo e, posteriormente, determina $F(z^{-1})$, $G(z^{-1})$, $H(z^{-1})$ e δ através da equação (2.7); o outro é o método implícito ou direto que estima diretamente os coeficientes dos polinômios da equação (2.7). Este é o procedimento a ser adotado neste trabalho e para isto define-se inicialmente $\phi(k+d)$ como:

$$\phi(k+d) = P(z^{-1})y(k+d) + Q(z^{-1})u(k) - R(z^{-1})y_r(k) \quad (2.8)$$

Substituindo a equação (2.3) em (2.8) obtém-se:

$$\phi(k+d) = c^*(k+d/k) + \varepsilon(k+d) \quad (2.9)$$

$$\varepsilon(k+d) = \sum_{i=0}^{d-1} p_i e(k+d-i)$$

Considerando o sistema formado pela equação (2.7) e (2.9) com $C(z^{-1})=1$ tem-se que $\varepsilon(k+i)$ é dado por:

$$\varepsilon(k+i) = \varepsilon^T(k) \theta + \varepsilon(k+d) \quad (2.10)$$

onde $\varepsilon^T(k) = [\varepsilon(k), \varepsilon(k-1), \dots, \varepsilon(k-d+1)]$; $u(k), u(k-1), \dots, u(k-d+1)$; $y(k), y(k-1), \dots, y(k-d+1)$; $y_r(k), y_r(k-1), \dots, y_r(k-d+1)$; δ].

Como $\varepsilon(k+d)$ não é correlacionado com os elementos do vetor $\varepsilon(k)$ pode-se utilizar o método dos mínimos quadrados recursivos para a estimação de parâmetros e obter $\hat{\theta}$ que é a estimativa de θ e determinar a lei de controle através de:

$$\hat{F}(z^{-1})y(k) + \hat{G}(z^{-1})u(k) + \hat{H}(z^{-1})y_r(k) + \hat{\delta} = 0 \quad (2.11)$$

No caso geral tem-se que $C(z^{-1}) \neq 1$, mas neste caso prova-se que a lei de controle

é dada por (2.11) (Clarke e Gawthrop, 1975).

3. MODELO MATEMÁTICO DA PLATAFORMA

Os esforços ambientais que atuam sobre uma estrutura oceânica são divididos em duas categorias; esforços de alta frequência e esforços de baixa frequência. Os esforços de alta frequência são devidos a ondas do mar, sendo linearmente proporcionais à altura de onda e variando com a mesma frequência das ondas. Os esforços de baixa frequência compõem-se da ação do vento, correntes e forças de onda de baixa frequência. Ao ser movimentada em virtude de tais esforços, a estrutura oceânica passa também a ser submetida a reações hidrodinâmicas sob forma de massas adicionais e forças de amortecimento.

Pode-se provar que os movimentos de alta frequência e os de baixa frequência são independentes. Sendo assim, serão desenvolvidos dois modelos separados para a aplicação na simulação dinâmica da plataforma GVA-4000. Os sistemas de coordenadas adotados neste trabalho são mostrados na figura 3.1: o sistema OX_0Y_0 é fixo na Terra e o sistema oxy é fixo no baricentro da embarcação. Também nesta figura estão indicadas as direções de incidência de ondas, correntes e ventos definidas com relação ao eixo X_0 , e as decomposições da velocidade nos eixos x (avanço), y (deriva) e a velocidade de rotação em torno do eixo z (guinada).

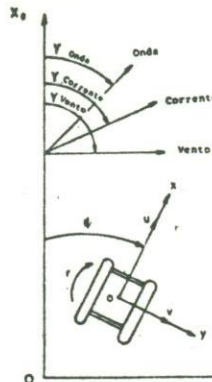


Fig.3.1: Sistema de coordenadas

3.1 Realização do Mar Real

Será admitido o espectro de mar unidimensional I.S.S.C. (International Ship Structures Congress), com altura significativa de 5,6m e período de pico de 12 segundos.

Para a simulação da altura de onda será utilizado um modelo discreto auto-regressivo de média móvel (Kallström, 1983a, b; 1985):

$$\xi(k) + a_1 \xi(k-1) + \dots + a_n \xi(k-n) = \lambda(v(k) + c_1 v(k-1) + \dots + c_n v(k-n)) \quad (3.1)$$

onde $v(k)$ é um ruído branco gaussiano; $\xi(k)$ é a altura de onda medida no instante k ; $a_1, \dots, a_n$ e $b_1, \dots, b_n$ são parâmetros que foram estimados através do método da máxima verossimilhança; e n é a ordem estimada através do critério de informação de Akaike.

3.2 Modelo de Alta Frequência

Também neste caso será adotado um modelo discreto auto-regressivo de média móvel proposto por Kallström (1983a,b; 1985) para a simulação dos movimentos de alta frequência da plataforma:

$$y(k) + a_1 y(k-1) + \dots + a_n y(k-n) = b_1 \xi(k-1) + \dots + b_n \xi(k-n) \quad (3.2)$$

onde $y(k)$ é o deslocamento em um dos graus de liberdade considerados (avanco, por exemplo) no instante k . A variável de entrada é a altura de onda ξ . Os parâmetros $a_1, \dots, a_n$ e $b_1, \dots, b_n$ e a ordem n foram obtidos pelos mesmos métodos citados em (3.1), utilizando-se dados de ensaios com um modelo em escala da plataforma GVA-4000.

3.3 Modelo de Baixa Frequência

Na representação dos movimentos devidos a correntes, ventos, forças de onda de baixa frequência e sistema propulsor, utilizam-se as equações gerais do movimento da embarcação em águas calmas (modelo de manobra). O modelo a ser apresentado baseia-se nos trabalhos de Norrbin (1970) e Kallström (1983a,b; 1985).

As equações dos movimentos de avanço, deriva e guinada são dadas por:

$$(1 - X''_{uu})\dot{u} = (1 - V''_{vv})v_1 r + (Y''_{vv} - X''_{uu})v_c r + X_{vu}/m + X_D/m + X_w/m + T_x/m \quad (3.3)$$

$$(1 - Y''_{vv})\dot{v} = (X''_{uu} - 1)u_1 r + (Y''_{vv} - X''_{uu})u_c r + Y_{vu}/m + Y_D/m + Y_w/m + T_y/m \quad (3.4)$$

$$L(r''_{zz} - N''_{zz})\dot{r} = \frac{1}{L}(Y''_{vv} - X''_{uu})u_1 v_1 + \frac{1}{L}(Y''_{vv} - X''_{uu})(u_c v_c - u_1 v_c - u_c v_1) + N_{vu}/mL + N_w/mL + T_z/mL \quad (3.5)$$

onde m é a massa da plataforma; L é o comprimento dos "pontons"; X''_{uu}, Y''_{vv} e N''_{zz} são derivadas hidrodinâmicas adimensionalizadas segundo o sistema "bis"; $k''_{zz} = k_{zz}/L$ e k_{zz} é o raio de giração em torno do eixo z ; v_c e u_c são, respectivamente, as componentes da corrente nas direções x e y ; $v = v + v_c$ e $u = u + u_c$ e u e v são, respectivamente, as velocidades de avanço e deriva; r é a velocidade angular em torno do eixo z ; T_x, T_y e T_z representam os esforços aplicados pelo sistema propulsor; X e Y são, respectivamente, esforços nas direções x e y ; N é o momento em torno do eixo z ; os índices v , v_c e D referem-se, respectivamente, aos esforços devidos a viscosidade, vento e de deriva de ondas.

Os esforços X , Y e N são calculados por (Kallström, 1983a,b; 1985):

a) Esforço viscoso

$$X_v/m = C_{vx} V_r^2 \cos \gamma_r$$

$$Y_v/m = C_{vy} V_r^2 \cos \gamma_r$$

$$N_v/(mL) = C_{vz} V_r^2 \sin(2\gamma_r + C_r |r| r)$$

onde C_{vx} , C_{vy} , C_{vz} e C_r são constantes; V_r é a velocidade relativa entre a corrente e a plataforma e γ_r é o ângulo entre a corrente e o aproamento.

b) Esforços devido ao vento

$$X_w/m = C_{wx} V_w^2 \cos(\gamma_w - \psi)$$

$$Y_w/m = C_{wy} V_w^2 \sin(\gamma_w - \psi)$$

onde C_{wx} e C_{wy} são constantes; V_w é a velocidade do vento; γ_w é o ângulo de incidência do vento e ψ o aproamento da plataforma.

c) Esforços de deriva devida a ondas

$$X_D/m = -C_{dx} (\zeta - z)^2 \cos(\gamma_{onda} - \psi)$$

$$Y_D/m = -C_{dy} (\zeta - z)^2 \sin(\gamma_{onda} - \psi)$$

onde C_{dx} e C_{dy} são constantes e γ_{onda} é a direção da onda.

3.4 Integração dos Modelos

Os movimentos totais da plataforma são dados pela soma dos deslocamentos provenientes de cada modelo. Os deslocamentos de baixa frequência são obtidos através da integração das equações:

$$\dot{X}_0 = u_1 \cos \psi - v_1 \sin \psi \quad (3.6)$$

$$\dot{Y}_0 = u_1 \sin \psi - v_1 \cos \psi \quad (3.7)$$

$$\dot{\psi}_0 = r \quad (3.8)$$

Os deslocamentos totais são obtidos com o acréscimo das parcelas de alta frequência

$$X_T = X_0 + X_{hf} \quad (3.9)$$

$$Y_T = Y_0 + Y_{hf} \quad (3.10)$$

$$\psi_T = \psi_0 + \psi_{hf} \quad (3.11)$$

onde o índice hf significa alta frequência.

4. APLICAÇÃO DO ALGORÍTIMO DE CONTROLE

4.1 Estrutura do Controlador

O modelo da plataforma admitido pelo controlador foi obtido através da linearização das equações (3.3) a (3.8) e considerando os movimentos de alta frequência como perturbações somadas ao sinal de deslocamento em baixa frequência (Barros, 1989). Além disso, o acoplamento entre os movimen

tos não foi considerado.

O modelo discreto resultante é dado pela expressão (2.1), onde, para cada um dos movimentos controlados, $u(k)$ é o esforço aplicado pelo sistema propulsor (T_x, T_y ou T_z), $y(k)$ é o deslocamento total da plataforma e $c(z^{-1})v(k)$ é o movimento de alta frequência mais o ruído de leitura.

A função de custo quadrática a ser minimizada é do tipo:

$$I = E\{|p_0 y(k+d)|^2 + |(q_0 - q_1 z^{-1})u(k)|^2\}$$

com $0 < q_1 < q_0$. O sinal de referência foi admitido nulo por se tratar de um problema de regulação.

O intervalo de amostragem foi fixado procurando reproduzir o sinal de baixa frequência do movimento da plataforma, que se situa na faixa de 0 a 0,25 rad/s, e ao mesmo tempo, fazê-lo coincidir com o intervalo de atuação dos propulsores. Como a frequência máxima recomendada para os atuadores é de 0,63 rad/s, adotou-se para o intervalo de amostragem 12 segundos (frequência=0,52 rad/s) para contemplar os dois requisitos descritos acima.

Os valores dos coeficientes de $P(z^{-1})$ e $Q(z^{-1})$ foram obtidos através de testes preliminares visando a obtenção de uma tolerância de aproximadamente ± 2 graus para o aproamento e ± 5 metros para os deslocamentos em avanço e deriva nas condições ambientais de operação. Costuma-se sugerir ± 2 graus para o aproamento e $\pm 3\%$ da profundidade de operação para os movimentos de translação no plano horizontal (Grimble, et alii, 1980). Adotou-se portanto, um limite conservador para os movimentos de translação, pois espera-se que as profundidades de operação sejam bem maiores do que 200 metros.

4.2 Resultados e Análise de Desempenho do Controlador

Diversos testes foram realizados com o intuito de se avaliar o desempenho do algoritmo proposto. Destacam-se neste trabalho os testes realizados através da variação do parâmetro q_1 . Quando q_1 se aproxima de zero, o desvio em regime permanente aumenta, principalmente se a plataforma for perturbada por esforços constantes de valor significativo. Isto é intrínseco ao índice de desempenho adotado. Tal desvio poderia ser reduzido introduzindo o termo integral adotando $q_1 = q_0$. Porém os resultados de simulação mostraram que isto provoca oscilações excessivas, tanto na variável de saída como no controle. O exame, então, da função de transferência de todo o sistema de controle mostrou que a plataforma já é um sistema com baixo amortecimento e a introdução do termo integral provoca na equação característica uma redução ainda maior no tempo de amortecimento, deslocamento o módulo dos polos para o círculo unitário e daí pro-

vocando a instabilidade. Uma solução de compromisso foi obtida adotando-se $q_1 = 0,3$, cujos gráficos de movimentos e esforços correspondentes são apresentados respectivamente nas Figs. 4.1 e 4.2. O teste apresentado foi realizado para as seguintes condições: $\gamma_{onda} = 225^\circ$; $\gamma_{corrente} = 190^\circ$; $|v_c| = 1$ m/s e sem o vento. Nos resultados apresentados foram eliminados os primeiros 500 segundos para desprezar o transitório provocado pelo erro inicial da estimação dos parâmetros. Os resultados mostrados na Fig. 4.1 revelam que o controlador atende aos requisitos de controle embora não elimine um certo desvio médio, mormente no movimento de avanço, ele é decorrente do esforço constante provocado pela corrente e porque q_1 é diferente de q_0 . A Fig. 4.2 mostra a evolução dos esforços e uma comparação com os resultados apresentados em Kallström (1983) revelam que elas são aceitáveis.

Também merecem destaque os testes relacionados à filtragem dos movimentos de alta frequência. O controlador proposto não efetua nenhuma filtragem explícita dos movimentos de alta frequência conforme as abordagens convencionais dos SPD. Com o intuito de se avaliar as consequências deste procedimento, eliminou-se os movimentos de alta frequência dos deslocamentos medidos, ou seja, o controlador passa a receber: $y(k) = y_L(k) + v(k)$ onde, y_L é o deslocamento em baixa frequência e $v(k)$ é o ruído de leitura. Os resultados com esta condição, para o movimento de avanço, estão mostrados nas Figs. 4.3 e 4.4 e comparando com os resultados das Figs. 4.1a e 4.2a pode-se notar que as diferenças são pequenas, particularmente no que tange à modulação do sinal de controle.

Com relação a este resultado cabe comentar um aspecto relacionado ao preditor ótimo. A estimativa do sinal de saída leva em conta as perturbações estocásticas através do termo $C(z^{-1})$. A resposta aos movimentos de alta frequência pode explicar o fato das curvas de deslocamento da Fig. 4.1a serem mais "lisas" do que as curvas da Fig. 4.3. No entanto, com a frequência de amostragem utilizada pelo controlador, 0,52 rad/s, não se responde diretamente aos movimentos de alta frequência, que estão compreendidos na faixa de 0,3 a 0,5 rad/s, devido ao fenômeno de "aliasing".

5. CONCLUSÕES

As características de pequeno amortecimento de baixa frequência da plataforma no plano horizontal influenciaram significativamente o desempenho do controlador com relação ao índice de custo quadrático admitido pela lei de controle. Chegou-se desta forma a restrições ao ganho da parcela integral do controlador.

Outra característica importante para o desempenho do controlador é a pequena amplitude dos movimentos de alta frequência, o que é inerente ao projeto de uma plataforma

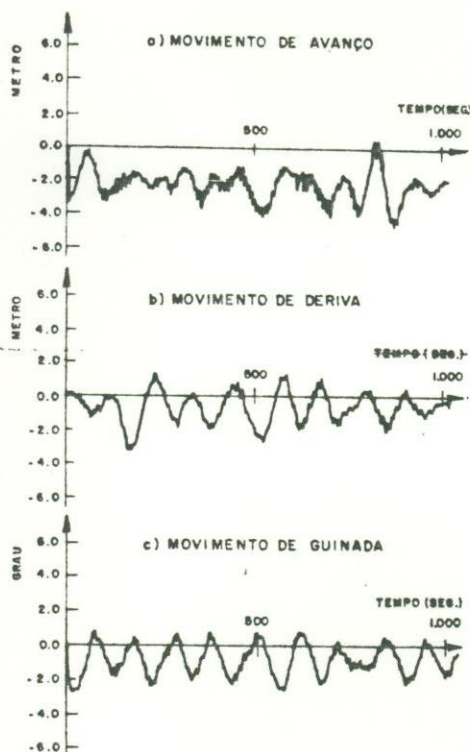


Fig.4.1: Movimentos da plataforma

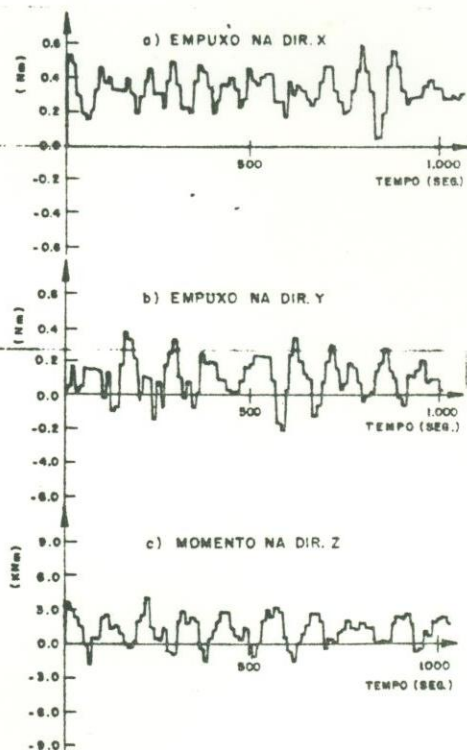


Fig.4.2: Esforços dos propulsores



Fig.4.3: Movimento de avanço sem alta frequência

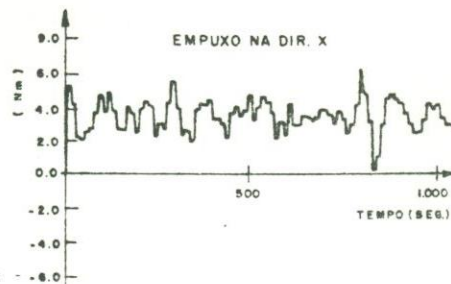


Fig.4.4: Esforço do propulsor sem alta frequência

semi-submersível. Isto, aliado à escolha de um intervalo de amostragem adequado, resultou na ausência de grandes variações do sinal de controle apesar do controlador responder às perturbações de alta frequência. O mesmo possivelmente não ocorreria no caso de navios, onde as amplitudes de tais movimentos costumam ser bem maiores.

Os resultados obtidos sugerem que a vantagem do uso de filtros sofisticados como os de Kalman não é tão grande ao se tra-

tar de plataformas semi-submersíveis. No mínimo, pode-se pensar em filtros mais simples como os de restrição de banda, sem perdas consideráveis com relação ao filtro de Kalman.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- BALCHEN, J.G. et alii (1980). "A dynamic positioning system based on Kalman filtering and optimal control". Modeling, Identification and Control, Oslo, 1(3):135-63.

- BARROS, E.A. (1989). "Aplicação de um controlador auto-ajustável ao sistema de posicionamento dinâmico de uma plataforma semi-submersível". São Paulo, 1989, 131p. Dissertação (Mestrado) - Universidade de São Paulo, Escola Politécnica.
- CLARKE, D.W. & GAWTHROP, P.J. (1975). "Self tuning controller". Proceedings of the Institution of Electrical Engineers, London, 22(9):929-34.
- FUNG, P.T.K. & GRIMBLE, M.J. (1983). "Dynamic ship positioning using a self-tuning Kalman filter". IEEE Transactions on Automatic Control, New York, AC-28(3):339-49.
- GRIMBLE, M.J. (1978). "Relationship between Kalman and notch filters used in dynamic ship positioning systems". Electronics Letters, Stevenage, 14(13):339-400.
- GRIMBLE, M.J. et alii (1980a). "The dynamic positioning control systems using stochastic optimal control theory". Optimal Control Applications and Methods, Manchester, 1:167-202.
- GRIMBLE, M.J. (1980b). "Use of Kalman filtering techniques in dynamic ship positioning systems". IEE Proceedings. Part D: Control Theory and Applications, London, 127(3): 93-102.
- KALLSTRÖM, C.G. (1983a). "A dynamic positioning system for semi-submersibles". Trabalho apresentado no RINA Symposium on System for Semi-Submersibles, London.
- KALLSTRÖM, C.G. (1983b). "Mooring and dynamic positioning of a semi-submersible: a comparative simulation study". In: International Symposium on Ocean Engineering and Ship Handling, 2., Gothenburg, 1983. Proceedings. Gothenburg, Swedis Maritime Research Centre, SSPA, p.417-40.
- KALLSTRÖM, C.G. (1985). "System identification applied to data from scale model tests with a moored semi-submersible". In: IFAC/IFORS Symposium on Identification and System Parameter Estimation, 7., New York. Identification and system parameter estimation: 1985. Oxford, Pergamon, v.2, p.1959-64.
- NORRBIN, N.H. (1971). "Theory and observation on the use of a mathematical model for ship manoeuvring in deep and confined waters. Goteborg, Statens Skeppsprovsningsanstalt, 117p. SSPA publication, 68).