

Escola Politécnica da Universidade de São Paulo

Diego Ruivo Cueva

Marcus Vinicius Silveira Almendro

**AVALIAÇÃO DE CONTROLE POR MODOS DESLIZANTES
APLICADO A SISTEMAS DE POSICIONAMENTO DINÂMICO EM
EMBARCAÇÕES OCEÂNICAS**

Área de Concentração:
Engenharia Mecatrônica

Orientador:
Prof. Dr. Eduardo Aoun Tannuri

São Paulo
2009

Ficha Catalográfica

Cueva, Diego; Almendro, Marcus

Avaliação de controle por modos deslizantes aplicado a sistemas de posicionamento dinâmico em embarcações oceânicas. São Paulo, 2009.

68p.

Monografia (Graduação) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Mecânica.

1. Controle (Teoria de sistemas de controle) 2. Sistemas de Posicionamento Dinâmico. 3. Estruturas Offshore

I. Universidade de São Paulo. Escola Politécnica.

Departamento de Engenharia Mecânica

Aos nossos pais

RESUMO

Embarcações oceânicas de grande porte (petroleiros, plataformas semi-submersíveis, FPSO's, entre outros) possuem sistemas de posicionamento dinâmico (SPD) com intuito de controle automático do navio através do uso de potentes propulsores elétricos instalados no casco. Através desses sistemas (suportados por GPS e sensores diversos), pode-se definir uma posição fixa na superfície da terra para que a embarcação estabilize-se, ou ainda um “set point” distante para a qual deve se mover da melhor forma possível. O intuito deste trabalho é averiguar se uma técnica de controle avançado, denominado “Modos Deslizantes de Ordem Superior” (HOSM) pode ser aplicada no escopo em questão, possibilitando maior segurança nas operações em alto mar, além de fornecer robustez e diminuição no consumo de energia pelos propulsores. Para tanto, desenvolve-se inicialmente a técnica base “Modos Deslizantes de Primeira Ordem” (FOSM), que será por fim comparada com os resultados obtidos em ordem superior.

Palavras chave: *Controle Avançado, Modos Deslizantes, Posicionamento Dinâmico, Controle de Embarcações.*

ABSTRACT

Large offshore installations (tankers, semi-submersible rigs, FPSOs, etc.) are provided with dynamic positioning systems (DP) which have the goal of automatically maneuvering the ship through the use of electric thrusters. By means of these systems (supported by the use of GPS and other local data input), it is possible to define a stationary position on which the vessel will stay stabilized, or a distant set-point to where it will move the best possible way. The focus of this work is to analyze if a specific controlling technique “Higher Order Sliding Modes” (HOSM) may be applied to the control system, allowing for greater safety in offshore operations and offering robustness and lower energy consumption by the thrusters. With these objectives in mind, we will first develop the base technique “First Order Sliding Modes” (FOSM), which will be after-wards compared to the results obtained in higher order.

Keywords. : *Advanced Control, Sliding Modes, Dynamic Positioning, Vessel Control*

SUMÁRIO

Lista de Figuras

Lista de Tabelas

Lista de Símbolos

Glossário

1 Introdução.....	1
1.1 Objetivos	4
1.2 Justificativa	5
1.3 Revisão Bibliográfica.....	6
2 Modelos	8
2.1 Equacionamento Dinâmico da Embarcação.....	8
2.2 Forças Externas	10
3 Controle.....	11
3.1 Linearização por Realimentação	11
3.2 Controle por Modos Deslizantes de Primeira Ordem	12
3.2.1 Formulação Matemática.....	13
3.3 Controle por Modos Deslizantes de Ordem Superior	17
3.3.1 Formulação Matemática.....	17
3.3.1.1 O problema do ruído: Diferenciador Robusto Exato.....	20
4 Implementação do Controle por Modos Deslizantes ao SPD.....	23
4.1 Primeira Ordem	23
4.1.1 Adaptação do modelo.....	23
4.1.2 Ajuste Teórico dos Parâmetros	26
4.1.3 Resultados da Simulação	26
4.2 Ordem Superior	30
4.2.1 Adaptação do Modelo	30
4.2.2 Ajuste Teórico dos Parâmetros	31
4.2.3 Resultados da Simulação	31
5 Validação Experimental do Controlador.....	36
5.1 Descrição do Aparato	36
5.2 Primeira Ordem	38
5.2.1 Procedimento Experimental	38
5.2.2 Resultados Experimentais	39
5.3 Ordem Superior	46
5.3.1 Procedimento Experimental	46
5.3.2 Resultados Experimentais	46
6 Discussão dos resultados.....	51
7 Conclusão	53
8 Referências Bibliográficas	54

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 Embarcação do tipo <i>FPSO</i> (Fonte: Bluewater Image Gallery).....	2
Figura 2.2 Cinemática da embarcação (Fonte: Tannuri, 2002)	8
Figura 3.3 Controle por modos deslizantes	13
Figura 3.4 Fenômeno de chattering	16
Figura 3.5 Controle com saturação inclusa	16
Figura 3.6 Dinâmica para diferentes superfícies	19
Figura 3.7 Comportamento instável do simulador de ordem superior após inserção de ruído de alta frequência (“ruído branco”).....	20
Figura 4.8 Ponto de referência na embarcação.....	23
Figura 4.9 Diagrama de Blocos da Simulação.	27
Figura 4.10 Gráfico da resposta a entrada degrau	28
Figura 4.11 Gráfico das forças para a entrada degrau	29
Figura 4.12 Gráfico de s / Φ para entrada degrau.....	29
Figura 4.13 Diagrama de Blocos da Simulação.	31
Figura 4.14 Gráfico da resposta a entrada degrau (velocidade conhecida, sem ruído) ..	32
Figura 4.15 Gráfico das forças para a entrada degrau (velocidade conhecida, sem ruído)	33
Figura 4.16 Gráfico de s para entrada degrau (velocidade conhecida, sem ruído).....	33
Figura 4.17 Gráfico da resposta a entrada degrau (velocidade estimada, com ruído)....	34
Figura 4.18 Gráfico das forças para a entrada degrau (velocidade estimada, com ruído)	34
Figura 4.19 Gráfico de s para entrada degrau (velocidade estimada, com ruído)	35
Figura 5.20 Protótipo ensaiado.....	37
Figura 5.21 Sistema de Comunicação e Aquisição	38
Figura 5.22 Caminho do Projeto	39

Figura 5.23 Comparação Ensaio-Simulação da resposta para $\lambda = (0,4, 0,4, 0,4)$	40
Figura 5.24 Comparação Ensaio-Simulação da variável s para $\lambda = (0,4, 0,4, 0,4)$	40
Figura 5.25 Comparação Ensaio-Simulação da resposta em surge para $\lambda = (0,6, 0,6, 0,6)$	41
Figura 5.26 Comparação Ensaio-Simulação da resposta em surge para $\lambda = (0,8, 0,8, 0,8)$	41
Figura 5.27 Comparação Ensaio-Simulação da resposta para $\lambda = (0,2, 0,1, 0,1)$	41
Figura 5.28 Comparação Ensaio-Simulação da variável s para $\lambda = (0,2, 0,1, 0,1)$	42
Figura 5.29 Comparação Ensaio-Simulação das forças de controle para $\lambda = (0,2, 0,1, 0,1)$	42
Figura 5.30 Esforços nos propulsores em RPM	43
Figura 5.31 Comparação Ensaio-Simulação da resposta para o modelo cheio e $\lambda = (0,2, 0,1, 0,1)$	44
Figura 5.32 Comparação Ensaio-Simulação da variável s para modelo cheio e $\lambda = (0,2, 0,1, 0,1)$	44
Figura 5.33 Comparação Ensaio-Simulação da resposta com vento.....	45
Figura 5.34 Comparação Ensaio-Simulação da variável s com vento	45
Figura 5.35 Comparação Ensaio-Simulação da resposta para $\lambda = (1, 1, 1)$	47
Figura 5.36 Comparação Ensaio-Simulação da variável s para $\lambda = (1, 1, 1)$	47
Figura 5.37 Comparação Ensaio-Simulação das forças de controle para $\lambda = (1, 1, 1)$...	48
Figura 5.38 Esforços nos propulsores em RPM para $\lambda = (1, 1, 1)$	48
Figura 5.39 Comparação Ensaio-Simulação da resposta para $\lambda = (4, 4, 4)$	49
Figura 5.40 Comportamento do Diferenciador Robusto durante o experimento para $\lambda = (1, 1, 1)$	49

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 Descrição resumida dos subsistemas do <i>SPD</i>	3
Tabela 5.2 Dados dimensionais da embarcação.....	36
Tabela 5.3 – Propriedades da embarcação	36
Tabela 5.4 – Dados dos propulsores	37

LISTA DE SÍMBOLOS

Alfabeto Romano

A_i	Coeficientes de massa e massa adicionais ($i=1, 2, \dots, 5$)
$b(\cdot)$, $b_{ij}(\cdot)$	Funções que multiplicam a entrada u (u_j), presentes na dinâmica dos sistemas utilizados na explicação de Controle por Modos Deslizantes.
C	Matriz definida em (4.6)
$d(\cdot)$, $d_i(\cdot)$	Distúrbio
$D(\cdot)$, $D_i(\cdot)$	Limitante superior do distúrbio d e d_i
$f(\cdot)$, $f_i(\cdot)$, $f(\cdot)$	Função, ou vetor de funções, que define a dinâmica dos sistemas (parcela independente da entrada de controle)
$\dot{f}(\cdot)$	Função genérica usada no diferenciador
$f_{i,din}(\cdot)$	Funções com componentes de forças inerciais relativas ao movimento i ($i = 1, 2, 6$)
$f_{X,din}(\cdot)$, $f_{Y,din}(\cdot)$, $f_{\psi,din}(\cdot)$	Funções com componentes de forças inerciais relativas ao movimento nas direções OX , OY e à rotação em torno de OZ
$F(\cdot)$, $F_i(\cdot)$	Limitante superior do erro de modelagem em $\dot{f}(\cdot)$ e $\dot{f}_i(\cdot)$
F_1 , F_2 , F_6	Forças de <i>surge</i> e <i>sway</i> e momento de <i>yaw</i> externos (sistema de forças aplicado no ponto o)
F_{1E} , F_{2E} , F_{6E}	Forças e momento ambientais
F_{1T} , F_{2T} , F_{6T}	Forças e momento devidos aos propulsores
F_x , F_y , N_z	Forças e momento externos aplicados no centro de massa, projetados na direção OX , OY e OZ
G	Aceleração da gravidade
i, j	Versores nas direções ox_1 e ox_2 respectivamente
I	Momento de inércia das estruturas girantes do propulsor
I, J	Versores nas direções OX e OY respectivamente

I_z	Momento de inércia baricêntrico em relação ao eixo OZ
$k(.)$, $k_i(.)$	Ganho do termo descontínuo do controlador por modos deslizantes ($i = 1, 2, \dots$ ou $i = X, Y, \psi$)
L	Comprimento da embarcação
L_d	Parâmetro do diferenciador
M	Massa da embarcação
$M_{11}, M_{22}, M_{66}, M_{26}$	Massas adicionais em baixa frequência (relativas ao ponto o)
N	Ordem do sistema dinâmico
$OXYZ$	Referencial inercial fixo na Terra
$s(.)$, $s_i(.)$	Variáveis que definem a superfície de escorregamento $S(t)$ ($i = 1, 2, \dots$ ou $i = X, Y, \psi$)
$S(.)$	Superfície de escorregamento
T	Tempo
$T_{alcance}$	Tempo para a trajetória atingir a superfície de escorregamento $S(t)$
U	Vetor com entradas de controle
u, u_j	Entradas de controle
$\hat{u}(.)$	Termo de linearização por realimentação
V_k	Termo auxiliar do diferenciador robusto exato
$x(.)$	Vetor de estados. Componentes da velocidade e aceleração do ponto o nos eixos ox_1 e ox_2
$x_1(.), x_2(.)$	Componentes da posição do ponto o nos eixos ox_1 e ox_2
$x_6(.)$	Ângulo de aproamento
$x_d(.), \dot{x}_d(.), \ddot{x}_{di}(.)$	Valores desejados (<i>set-points</i>) para vetor de estados x , estado x e estado x_i respectivamente
X_G	Posição longitudinal do baricentro em relação ao ponto o

$X(\cdot), Y(\cdot)$	Posição do ponto o em relação ao referencial $OXYZ$
Z_i	Parâmetro do diferenciador robusto exato ($i = 1, 2, \dots$)

Alfabeto Grego

α	Ganho do termo descontínuo do controlador por modos deslizantes ($i = 1, 2, \dots$ ou $i = X, Y, \psi$)
B	Parâmetro do controle por modos deslizantes de ordem superior de 2ª ordem
Φ, Φ_i	Largura da camada limite ($i = 1, 2, \dots$ ou $i = X, Y, \psi$)
η, η_i	Parâmetro do controle por modos deslizantes ($i = 1, 2, \dots$ ou $i = X, Y, \psi$)
λ, λ_i	Parâmetro do controle por modos deslizantes ($i = 1, 2, \dots$ ou $i = X, Y, \psi$)
λ^d_i	Parâmetro do diferenciador robusto exato ($i = 1, 2, \dots$)
$\psi(t)$	Ângulo de aproamento
σ	Variável que definem a superfície de escorregamento no controle por Modos Deslizantes de Ordem Superior

GLOSSÁRIO

Movimento de <i>surge</i>	Translação longitudinal (avanço); movimento indicado pelo índice 1
Movimento de <i>sway</i>	Translação lateral (deriva) ; movimento indicado pelo índice 2
Movimento de <i>yaw</i>	Rotação no plano horizontal (guinada); movimento indicado pelo índice 6

1 Introdução

Nas últimas décadas, o desenvolvimento da tecnologia embarcada na construção naval foi bastante sensível, particularmente devido às necessidades das grandes operações de extração e transporte petrolíferas. Notadamente, graças às recentes tecnologias de posicionamento global e a modelos mais complexos de atitude das embarcações, tornou-se possível controlar a posição do navio com maior precisão, levando-se em conta forças ambientais e distúrbios na planta.

Esse desenvolvimento é particularmente desejável no contexto petrolífero, à medida que operações de extração, carga e descarga são feitas em ambientes mais hostis e profundos.

O histórico da extração do petróleo em poços marítimos data do final do século XIX, com instalações relativamente precárias na costa da Califórnia e no Mar Cáspio. A partir da primeira metade do século XX, começaram a surgir as plataformas do tipo jaqueta (rigidamente fixas), em uso até hoje, para profundidades de até aproximadamente 500 metros. Com o crescimento do consumo de petróleo e a conseqüente necessidade de exploração em águas mais profundas, plataformas flutuantes com amarração passaram a ser desenvolvidas, nas quais sistemas de ancoragem garantem estabilidade e posição.

Foi somente através do advento dos navios *FPSO* (*Floating, Production, Storage and Offloading*), em 1977, e sua popularização na década de noventa, que a demanda por melhores métodos de controle de posicionamento tornou-se efetivamente desejado e considerado nos sistemas petrolíferos.



Figura 1.1 Embarcação do tipo FPSO (Fonte: Bluewater Image Gallery)

Os FPSO's são navios petroleiros convertidos para armazenamento e extração do petróleo em grandes profundidades. Sua questão crítica de projeto está relacionada à dificuldade de mantê-lo posicionado com sistemas comuns de amarração. Devido ao seu caráter multifuncional, o FPSO carrega grande massa que, aliada às cargas de origem ambiental (vento, correnteza e ondas), desenvolve excitações inadmissíveis em diversos processos executados em alto mar. A fim de solucionar esse problema e permitir a exploração em águas profundas sem amarração, métodos ativos de posicionamento começaram a ser desenvolvidos.

De início, a instalação de propulsores adicionais nos navios abriu a possibilidade para compensação de forças ambientais diretamente e sem manobras desnecessárias. Idealmente, buscava-se um método de controle automático, que pudesse obter uma referência de posição (provinda de cabos, sonar ou GPS) e aplicar a potência necessária nos diferentes atuadores da embarcação, levando em conta modelos para as forças ambientais que a afetam.

Em 1961, surgiu o primeiro navio equipado com sistema de posicionamento dinâmico (SPD), com uso de um controlador analógico que

recebia dados de posição de cabos tensionados e executava a atuação nos propulsores (Bray, 1998). O método *SPD* desenvolveu-se bastante durante as décadas de 1980 e 1990, com a melhoria da capacidade de processamento dos computadores e tornou-se, por fim, objeto comercial presente não só em diversas operações petrolíferas como em embarcações para transporte de cargas e passageiros.

Hoje, definimos o posicionamento dinâmico como um sistema que executa o controle automático da posição e do aproamento de uma embarcação através de propulsão ativa (Bray, 1998 e Fossen, 1994). O *SPD* obtém e gerencia dados e toma decisões através do uso de subsistemas integrados (potência, sensoriamento, atuação e controle), que trabalham conjuntamente. A Tabela 1.1 resume esses subsistemas.

Tabela 1.1 Descrição resumida dos subsistemas do *SPD*

SUBSISTEMA	FUNÇÃO
Potência	Fornecer energia aos outros subsistemas. Gera grande quantidade de potência (em <i>FPSO's</i> , ordem de grandeza de 5 MW por propulsor).
Sensoriamento	Obter todos os dados de entrada relevantes para a técnica de controle. Destacam-se os sensores de posição (como <i>GPS</i> e radares), aproamento (girocompasso), e forças ambientais.
Atuação	Gerar as forças de necessárias para controlar o navio (propulsores azimutais, de túnel, principal).
Controle	Fornecer o sinal necessário para o movimento dos propulsores através de dados obtidos pelos sensores, de um modelo matemático do navio e de

	uma referência de controle. O sistema também compreende uma <i>IHM</i> (interface homem-máquina) para monitoramento e controle manual.
--	--

Atualmente, as técnicas de *SPD* aplicadas em navios utilizam modelos de controle clássico linear em malha fechada para acionamento dos propulsores. O controle do tipo *PID* (Proporcional – Integral - Derivativo) é frequentemente escolhido por sua simplicidade e bom comportamento. Todavia, apresenta difíceis problemas de obtenção de ganhos, além de perdas de precisão devido à sua necessidade de linearizar por partes o modelo do comportamento do navio. O comportamento do controlador é também indesejavelmente sensível às variações de forças ambientais e carregamento da embarcação, com conseqüente perda de precisão.

Por essas razões, recentemente, novas técnicas de controle complexo vêm sendo estudadas, baseadas em modelos não lineares e controle robusto. Tannuri, 2002, sugeriu o controle através da teoria de modos deslizantes de primeira ordem - um método de controle não-linear que gera bons resultados e elimina grande parte da calibração do sistema. Outros métodos, com controle robusto, vêm sendo estudados, ainda sem resultados comerciais.

1.1 Objetivos

No contexto do controle automático de embarcações de grande porte, o presente trabalho tem como intuito estudar, modelar e aplicar o método de controle não-linear de modos deslizantes de ordem superior em situações reais, através de simulações computacionais e ensaios em tanque de provas (em colaboração com o Departamento de Engenharia Naval e Oceânica da EPUSP).

Para isso, utilizar-se-á como base bibliográfica trabalhos desenvolvidos sobre o mesmo método em primeira ordem, algo essencial para o entendimento do tema. Assim, inicialmente, novos experimentos e análises

em primeira ordem (que serão gerados em condições semelhantes às quais se prevê para o método de ordem superior) serão abordados. Em seguida, será executado o desenvolvimento de ordem superior propriamente dito que, idealmente, terá características de estabilidade e robustez mais adequadas do que as observadas nas primeiras análises. Dessa forma, o trabalho divide-se em dois momentos os quais são apresentados separadamente nos diversos capítulos deste relatório.

Por fim, realiza-se um comparativo dos métodos e uma discussão sobre a viabilidade de aplicação do que foi desenvolvido.

1.2 Justificativa

O trabalho desenvolvido é, sobretudo, justificado pela geração de conhecimento em uma área bastante crítica e de grande impacto na engenharia nacional. A extração de petróleo na costa brasileira, frequentemente em águas profundas, tem se caracterizado por projetos de grande porte que agregam novas tecnologias e investimentos substanciais.

Nesse sentido, o método de controle através de *SPD* apresenta ainda possibilidades de melhoria, com possível redução de gastos em energia (menor solicitação dos atuadores), aumento da segurança (respostas mais adequadas e robustez) e modularidade (o sistema pode diminuir a necessidade dos processos de testes e obtenção de ganhos de controlador para cada novo navio e cada condição de operação).

Do ponto de vista teórico, o método de controle não-linear de modos deslizantes, já explorado em seu caráter de primeira ordem por Tannuri, 2002, será estudado em um novo nível de complexidade, que permitirá a eliminação das restrições encontradas pelo autor, como a necessidade de definição de uma camada limite de controle e a considerável influência do *chattering*.

O *chattering*, questão crítica no uso da teoria de modos deslizantes, está relacionado à intensas variações de alta frequência do esforço de controle. Essencialmente devido a esse fenômeno, a busca de aplicação da teoria em segunda ordem ou superior vem sendo bastante almejada desde sua

introdução em 1987 (histórico em Shtessel, Fridman e Zinober, 2008). De fato, nessa abordagem mais complexa, o *chattering* é drasticamente atenuado e precisões de alta-ordem podem ser obtidas (Plestan, Glumineau e Laghrouche, 2007).

1.3 Revisão Bibliográfica

Em 1978, Utkin desenvolveu os primeiros trabalhos com a teoria de modos deslizantes de primeira ordem, mostrando ser possível obter bom desempenho de controle em sistemas com grandes imprecisões de modelagem. Contudo, apesar dos bons resultados teóricos, o controle exigia grandes esforços dos atuadores (efeito denominado *chattering*), tornando inviável o uso da técnica em diversas áreas de automação.

A solução para esse problema foi obtida por Slotine e Li (1991), através do desenvolvimento de uma camada limite de controle, que permitia um erro em regime em prol de um acionamento mais suave. Todavia, essa solução de compromisso compromete a qualidade dos resultados, forçando o uso de um termo integrador no controlador. A consequência dessas modificações para convergência é a degradação dos resultados, com pior desempenho do controlador.

Paralelamente a esses desenvolvimentos, houve a elaboração de uma nova técnica de controle, denominada Modos Deslizantes de Ordem Superior (*Higher Order Sliding Modes – HOSM*), inicialmente apresentada por Levant (1987), e aprimorada pelo autor nas duas décadas seguintes. O *HOSM* elimina os problemas de convergência encontrados por Slotine e Li, através da redução do *chattering* e de uma nova lei de controle. Os resultados da teoria geraram interesse e levaram a uma edição especial do *International Journal of Robust and Nonlinear Control* (Vol. 18, 2008), que discutiu essa técnica de controle e apresentou à comunidade internacional diversos trabalhos de importância com aplicações práticas dos Modos Deslizantes de Ordem Superior.

Apesar do evidente interesse da comunidade de controle pelo assunto, os autores deste trabalho não encontraram, até a presente data, qualquer

discussão que trate da aplicação da teoria em controle para posicionamento dinâmico de embarcações.

2 Modelos

Para o desenvolvimento do sistema de controle, é necessária a compreensão e equacionamento das principais forças envolvidas nos deslocamentos da embarcação. Assim, neste capítulo é descrito o comportamento físico do navio. São realizados, também, breves comentários sobre as componentes ambientais (forças de corrente, ondas e vento).

2.1 Equacionamento Dinâmico da Embarcação

O objetivo desta seção é obter um sistema de equações dinâmicas da embarcação, passo primordial para o entendimento da planta do controle.

Para fins de posicionamento, é importante apenas analisar o comportamento horizontal do navio. Os 3 graus de liberdade desta condição são o movimento ao longo de $oX1$, $oX2$ e rotação ψ em torno de oZ (não representado na figura), respectivamente denominados *surge*, *sway* e *yaw*.

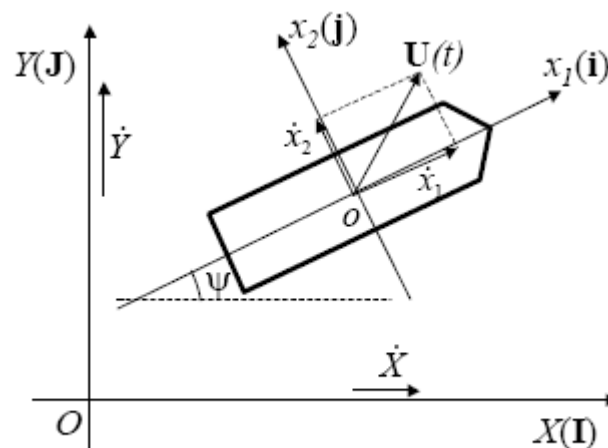


Figura 2.2 Cinemática da embarcação (Fonte: Tannuri, 2002)

Aplicando-se a segunda lei de Newton para as componentes de movimento, vêm, de imediato:

$$M\ddot{\bar{X}} = \bar{F}_x$$

$$M\ddot{\bar{Y}} = \bar{F}_y \quad (2.1)$$

$$\bar{I}_z \ddot{\psi} = \bar{N}_z$$

onde \bar{X} e \bar{Y} correspondem ao centro de massa (e eixo principal de inércia do corpo) em relação à base $OXYZ$ e \bar{I}_z é o momento de inércia em *yaw* em relação a (\bar{X}, \bar{Y}) .

Além disso, a partir dos dois sistemas de coordenadas descritos na figura, pode-se também decompor a velocidade do ponto $\mathbf{U}(t)$ da embarcação em relação ao referencial solidário ao corpo:

$$\dot{x}_1(t) = \dot{X} \cos(\psi) + \dot{Y} \sin(\psi)$$

$$\dot{x}_2(t) = -\dot{X} \sin(\psi) + \dot{Y} \cos(\psi) \quad (2.2)$$

$$\dot{x}_6(t) = \dot{\psi}$$

Derivando-se o sistema 2.2 em relação ao tempo e substituindo-o em relação ao centro de massa no sistema 2.1, obtêm-se:

$$M\ddot{x}_1 - M\dot{x}_6\dot{x}_2 - Mx_G\dot{x}_6^2 = F_1$$

$$M\ddot{x}_2 + Mx_G\ddot{x}_6 + M\dot{x}_6\dot{x}_1 = F_2 \quad (2.3)$$

$$I_z\ddot{x}_6 + Mx_G\ddot{x}_2 + Mx_G\dot{x}_1\dot{x}_6 = F_6$$

Chamando as forças ambientais de F_{iE} ($i=1,2,3$), as forças dos propulsores de F_{iT} e considerando a reação inercial do navio através de teoria potencial (fora do escopo deste trabalho, desenvolvida em Kat; Wichers, 1991), vêm:

$$F_1 = F_{1E} + F_{1T} - M_{11}\ddot{x}_1 + M_{22}\dot{x}_6\dot{x}_2 + M_{26}\dot{x}_6^2$$

$$F_2 = F_{2E} + F_{2T} - M_{22}\ddot{x}_2 - M_{26}\ddot{x}_6 - M_{22}\dot{x}_6\dot{x}_1 \quad (2.4)$$

$$F_6 = F_{6E} + F_{6T} - M_{66}\ddot{x}_6 - M_{26}\ddot{x}_2 - M_{26}\dot{x}_6\dot{x}_1$$

onde M_{ij} é o tensor das massas adicionais, para baixas frequências, relativo a metade da embarcação.

Substituindo-se 2.4 em 2.3, obtêm-se o sistema de equações desejado:

$$\begin{aligned}
 (M + M_{11})\ddot{x}_1 - (M + M_{22})\dot{x}_2\dot{x}_6 - (Mx_G + M_{26})\dot{x}_6^2 &= F_{1E} + F_{1T}; \\
 (M + M_{22})\ddot{x}_2 + (Mx_G + M_{26})\ddot{x}_6 + (M + M_{11})\dot{x}_1\dot{x}_6 &= F_{2E} + F_{2T}; \\
 (I_Z + M_{66})\ddot{x}_6 + (Mx_G + M_{26})\ddot{x}_2 + (Mx_G + M_{26})\dot{x}_1\dot{x}_6 &= F_{6E} + F_{6T}.
 \end{aligned} \tag{2.5}$$

2.2 Forças Externas

As forças externas consideradas neste trabalho são unicamente de caráter ambiental, desprezando-se possíveis arranjos de amarração (existentes em operações de alívio, por exemplo). Assim, deve-se considerar apenas os esforços de vento, onda e correnteza.

- Forças de vento: influência na parte emersa da embarcação e determinadas por equações de arraste aerodinâmico. As forças de vento são tratadas no controle pela técnica de *feed-forward*.
- Forças de onda: estudadas em teoria de espectro de ondas, devem ser levadas em conta somente por suas baixas frequências (a fim de evitar estresse nos atuadores). É importante notar o caráter excitador de ressonância.
- Forças de correnteza: frequentemente intensas em águas profundas (mar aberto). Podem ser obtidas experimentalmente ou através de modelos analíticos.

Os esforços ambientais admitidos neste trabalho seguem as formulações matemáticas apresentadas na referência [7].

3 Controle

Um SPD requer um controlador não-linear que seja robusto, isto é, que seja capaz de compensar incertezas e erros de modelagem. Além disso, espera-se que o mesmo acompanhe o sinal de entrada do sistema com baixo sobre-sinal e baixo tempo de acomodação e, ainda, que seja capaz de rejeitar distúrbios externos. Para esse fim, será apresentado o método de controle por modos deslizantes de ordem superior, sendo introduzida antes a teoria necessária para compreendê-lo: linearização por realimentação e modos deslizantes de primeira ordem. Toda a dedução a seguir, com exceção aos modos deslizantes de ordem superior, está baseada em Tannuri (2002) e Slotine e Li (1991).

3.1 Linearização por Realimentação

Para se controlar um sistema não-linear deve-se linearizar o sistema e aplicar o método de controle escolhido. A maioria dos métodos de controle utilizada atualmente lineariza o sistema por partes, isto é, torna o sistema linear em trechos de operação bem definidos, de maneira que é necessário chavear a lei de controle quando o sistema passa de um trecho a outro. É de se esperar que na transição de um trecho a outro o desempenho seja deteriorado.

O conceito de linearização por realimentação (feedback linearization) envolve o uso de uma transformação que torne o sistema não-linear em um sistema linear equivalente, através de uma mudança de variáveis e uma entrada de controle apropriada.

Inicialmente, será considerado um sistema não-linear de ordem n da seguinte forma:

$$\dot{x}^{(n)} = f(x, t) + b(x, t).u \quad (3.1)$$

onde $x = [x, \dot{x}, \dots, x^{(n-1)}]^T$ é o vetor de estados x é a saída do sistema e o escalar u é a entrada de controle. As funções $f(x, t)$ e $b(x, t)$ são não-lineares e bem conhecidas.

Se for desejado seguir uma determinada trajetória $x_d(t)$ e for escolhido um u tal que:

$$u = \frac{1}{b} \cdot (v - f) \quad (3.2)$$

onde $v = x_d^{(n)} - k_0 \tilde{x} - k_1 \dot{\tilde{x}} - \dots - k_{n-1} \tilde{x}^{(n-1)}$, $\tilde{x}(t) = x(t) - x_d(t)$, e os parâmetros k_i convenientemente escolhidos de tal forma que o polinômio $p^n + k_{n-1}p^{n-1} + \dots + k_0$ possua todas as raízes no semi-plano esquerdo do plano complexo, obtém-se:

$$\tilde{x}^{(n)} = v$$

$$\tilde{x}^{(n)} + k_{n-1} \tilde{x}^{(n-1)} + \dots + k_1 \dot{\tilde{x}} + k_0 \tilde{x} = 0 \quad (3.3)$$

Pode-se ver então que o erro de acompanhamento $\tilde{x}(t) \rightarrow 0$.

Como essa técnica só é válida para casos onde as funções $f(x, t)$ e $b(x, t)$ são conhecidas e livres de incerteza, é necessário recorrer a técnicas de controle mais robustas como o controle por modos deslizantes (sliding mode control), apresentado a seguir.

3.2 Controle por Modos Deslizantes de Primeira Ordem

Esta técnica consiste, basicamente, em reduzir um sistema de ordem n para um sistema de 1ª ordem. Para isto, define-se uma superfície no espaço de estado que garanta que toda a trajetória partindo de um determinado estado contido nesta superfície fique “escorregando” sobre a mesma indefinidamente, e que essas trajetórias converjam, necessariamente, para os valores desejados (set-points). A lei de controle deve ser tal que para um dado estado inicial, todas as trajetórias partindo desse estado converjam para a superfície, entrando a partir daí, em modo de escorregamento. Essa superfície é chamada de superfície de escorregamento. A Figura 3.3 ilustra esse conceito:

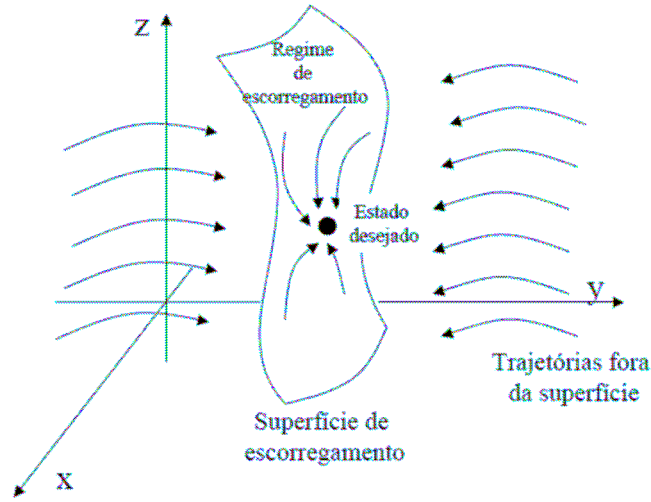


Figura 3.3 Controle por modos deslizantes

3.2.1 Formulação Matemática

Para um sistema não-linear de uma única entrada, considera-se o modelo descrito pela seguinte equação:

$$\dot{x}^{(n)} = f(\mathbf{x}, t) + b(\mathbf{x}, t)u + d(t) \quad (3.4)$$

onde $\mathbf{x} = [x \ \dot{x} \ \dots \ x^{(n-1)}]^T$; x é a saída de interesse; u é a entrada de controle; $d(t)$ é um distúrbio e $f(\mathbf{x}, t)$ e $b(\mathbf{x}, t)$ são funções genéricas conhecidas, porém com determinado grau de incertezas.

Define-se então a superfície de escorregamento $S(t)$ no espaço \mathbb{R}^n através da equação escalar $s(\mathbf{x}, t) = 0$, onde:

$$s(\mathbf{x}, t) = \left(\frac{d}{dt} + \lambda\right)^{n-1} \tilde{\mathbf{x}} \quad (3.5)$$

sendo $\tilde{\mathbf{x}} = \mathbf{x} - \mathbf{x}_d$ o vetor de acompanhamento da trajetória desejada $\mathbf{x}_d(t)$, e λ uma constante positiva.

Assim, o problema de acompanhamento da trajetória $\mathbf{x} = \mathbf{x}_d$ foi reduzido ao de se manter $s = 0$, pois a solução dessa equação mostra que $\tilde{\mathbf{x}}$ converge assintoticamente para zero. Em outras palavras, o problema se tornou, agora, de 1ª ordem em s .

Slotine e Li mostram que há uma relação direta entre o módulo de s e o erro de acompanhamento \tilde{x} dada por:

$$|s(t)| < \Phi \Rightarrow |\tilde{x}^{(n)}(t)| < \frac{2^i}{\lambda^{n-i-1}} \Phi, \text{ para } \forall \Phi > 0 \text{ e } i = 0, 1, 2, \dots, n \quad (3.6)$$

onde o termo Φ é chamado de largura da camada limite.

Para trazer todos os estados que se encontram fora da superfície de escorregamento, deve-se impor uma entrada u tal que a inequação (3.7) seja válida. Essa inequação é conhecida como “condição de escorregamento”:

$$\frac{1}{2} \frac{d}{dt} s^2 < -\eta |s| \quad (3.7)$$

onde η é uma constante positiva. A equação (3.7) diz que a distância à superfície $S(t)$, medida por s^2 , decresce ao longo do tempo com uma velocidade de convergência η .

Iniciando-se de uma condição $x(0)$ diferente de $x_d(0)$, ou seja, $s(0) \neq 0$, o tempo para que o sistema a ser controlado atinja a superfície $S(t)$ é dado por:

$$t_{\text{alcance}} \leq \frac{|s(0)|}{\eta} \quad (3.8)$$

E uma vez dentro da superfície $S(t)$, \tilde{x} tenderá exponencialmente para zero com uma constante de tempo λ , respeitando a dinâmica dada por $s(x, t) = 0$.

É possível mostrar que a melhor estimativa para a lei de controle que obedeça a inequação (3.7) é similar ao termo encontrado na linearização por realimentação e é dada por:

$$\hat{u} = \frac{1}{b} \cdot \left(-\hat{f} + \ddot{x}_d - \lambda \dot{\tilde{x}} \right) \quad (3.9)$$

sendo definida a função \hat{f} como sendo a estimativa para f , tal que:

$$|\hat{f} - f| < F \quad (3.10)$$

onde F é uma função limitante para o erro de f .

Para se considerar as incertezas do modelo, deve-se acrescentar um termo descontínuo na superfície $S(t)$, alterando a lei de controle para:

$$u = \hat{u} - \frac{1}{b} \cdot k(x, \dot{x}, t) \cdot \text{sin al}(s) \quad (3.11)$$

onde k é o ganho do termo chaveado da função $\text{sin al}(s)$, sendo calculado a partir da condição de escorregamento:

$$\frac{1}{2} \frac{d}{dt} s^2 = \dot{s} \cdot s = (f - \hat{f} + d) \cdot s - k|s| \quad (3.12)$$

A condição de escorregamento (3.7) será satisfeita para todos os valores admissíveis de f e d se e somente se:

$$k \geq F + \eta + D \quad (3.13)$$

onde D é um limite para o distúrbio d .

Caso seja necessário que a variável de controle inclua um termo integral do tipo $\int_0^t \tilde{x}(r) dr$, o controlador fica definido com as seguintes equações:

$$s = \left(\frac{d}{dt} + \lambda\right)^2 \cdot \int_0^t \tilde{x} dr = \dot{\tilde{x}} + 2\lambda\tilde{x} + \lambda^2 \int_0^t \tilde{x} dr \quad (3.14)$$

$$\hat{u} = \frac{1}{b} \cdot \left(-\hat{f} + \ddot{x}_d - 2\lambda\dot{\tilde{x}} - \lambda^2\tilde{x}\right) \quad (3.15)$$

A equação (3.13) mostra que o ganho do termo chaveado k é responsável pelas incertezas do modelo, ou seja, quanto maiores forem as incertezas do modelo, maior deverá ser o valor de k .

Portanto, vê-se que, sempre que s muda de sinal, a lei de controle é chaveada, causando o comportamento denominado por *chattering* mostrado na figura abaixo para um sistema de 2ª ordem:

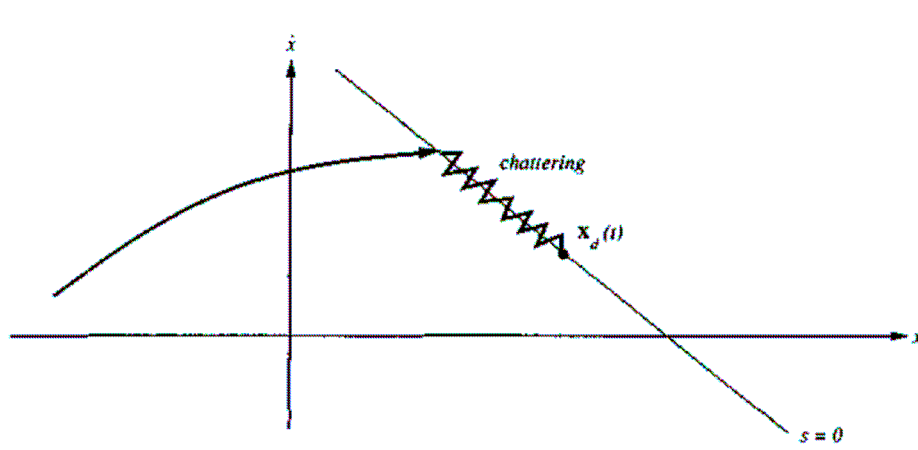


Figura 3.4 Fenômeno de chattering

Para evitar esse problema, foi proposto por Slotine e Li (1991) uma suavização da função $\text{sinal}(s)$, definida como:

$$\text{sat}(y) = \begin{cases} y & |y| \leq 1 \\ \text{sinal}(y) & |y| > 1 \end{cases}$$

Então a nova lei de controle fica sendo:

$$u = \hat{u} - k \cdot \text{sat}\left(\frac{s}{\Phi}\right) \quad (3.16)$$

e seu comportamento é mostrado na figura a seguir.

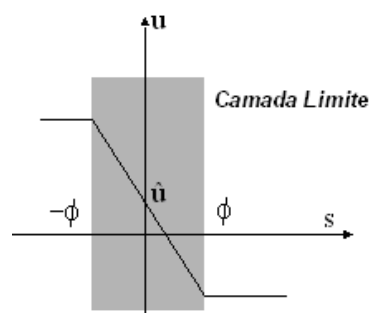


Figura 3.5 Controle com saturação inclusa

Com essa nova função, elimina-se o problema de chattering da função sinal e o erro de acompanhamento \tilde{x} fica limitado pela largura da camada limite conforme equação:

$$|\tilde{x}(t)| < \frac{\Phi}{\lambda^{n-1}} \quad (3.17)$$

3.3 Controle por Modos Deslizantes de Ordem Superior

Conforme foi visto no controle por modos deslizantes de 1ª ordem, a ocorrência de *chattering* ocorre devido à descontinuidade na lei de controle que é introduzida ao se levar em conta os distúrbios externos. A maneira encontrada para se evitar o problema foi a introdução de uma camada limite que por outro lado, introduz um possível erro em regime ou perda de robustez.

O controle por modos deslizantes de ordem superior se propõe a resolver o problema de outra forma. Basicamente, a idéia é levar a descontinuidade para uma ordem superior da lei de controle, impondo restrições não somente na superfície de deslizamento, mas também em suas derivadas temporais. Com isso o controle não perde precisão nem robustez já que não existem camadas limites em sua formulação.

3.3.1 Formulação Matemática

Considerando-se um sistema do seguinte tipo:

$$\dot{x} = f(x, t) + b(x, t)u + d(t) \quad \sigma = \sigma(x, t) \quad (3.18)$$

Onde x e u são vetores e f , b e σ são funções suaves. A função do controlador é manter a variável de deslizamento σ e suas derivadas até $r-1$ iguais a zero: $\sigma = \dot{\sigma} = \ddot{\sigma} = \dots = \sigma^{r-1} = 0$, sendo que r é definido como sendo o grau relativo do sistema que satisfaz a seguinte equação:

$$\sigma^{(r)} = h(x, t) + g(x, t)u \quad (3.19)$$

Isto significa que a lei de controle e, portanto, o *chattering* aparecem somente na derivada correspondente ao grau relativo da variável de deslizamento σ .

Levant mostra que os seguintes controladores são estáveis para diferentes graus relativos:

$$\begin{aligned}
1. \quad u &= -\alpha \text{sinal}(\sigma) \\
2. \quad u &= -\alpha \text{sinal}(\dot{\sigma} + |\sigma|^{1/2} \text{sinal}(\sigma)) \\
3. \quad u &= -\alpha (\ddot{\sigma} + 2(|\dot{\sigma}|^3 + |\sigma|^2)^{1/6} \text{sinal}(\dot{\sigma} + |\sigma|^{2/3} \text{sinal}(\sigma))) \\
&\dots
\end{aligned} \tag{3.20}$$

Para $r = 1$, ou seja, para o controle de modos deslizantes de 1ª ordem, o termo descontínuo $u = -\alpha \text{sinal}(\sigma)$ é justamente aquele que foi adicionado ao controlador em (3.11) com o intuito de se levar em conta as incertezas do modelo.

No caso dos modos deslizantes de ordem superior, a variável de escorregamento não é necessariamente igual àquela definida no controlador de 1ª ordem. Anteriormente, a variável foi definida de maneira a manter $\dot{\tilde{x}} + \lambda \tilde{x} = 0$. No controlador de segunda ordem a variável correspondente a essa dinâmica pode ser definida como $\tilde{x} = \ddot{\tilde{x}} = 0$, já que o controlador fará com que σ e $\dot{\sigma} \rightarrow 0$.

A superfície de deslizamento escolhida definirá o quão agressivo é o controlador. Caso ela seja definida como $\dot{\tilde{x}} + \lambda \tilde{x}$, têm-se um parâmetro a mais para definir o comportamento do sistema. Isto significa que quando o controlador levar σ para zero, a variável λ ditará a dinâmica de convergência. Caso a superfície seja definida simplesmente por \tilde{x} , a própria convergência de $\sigma \rightarrow 0$ definirá a dinâmica do sistema. A figura abaixo demonstra essa diferença:

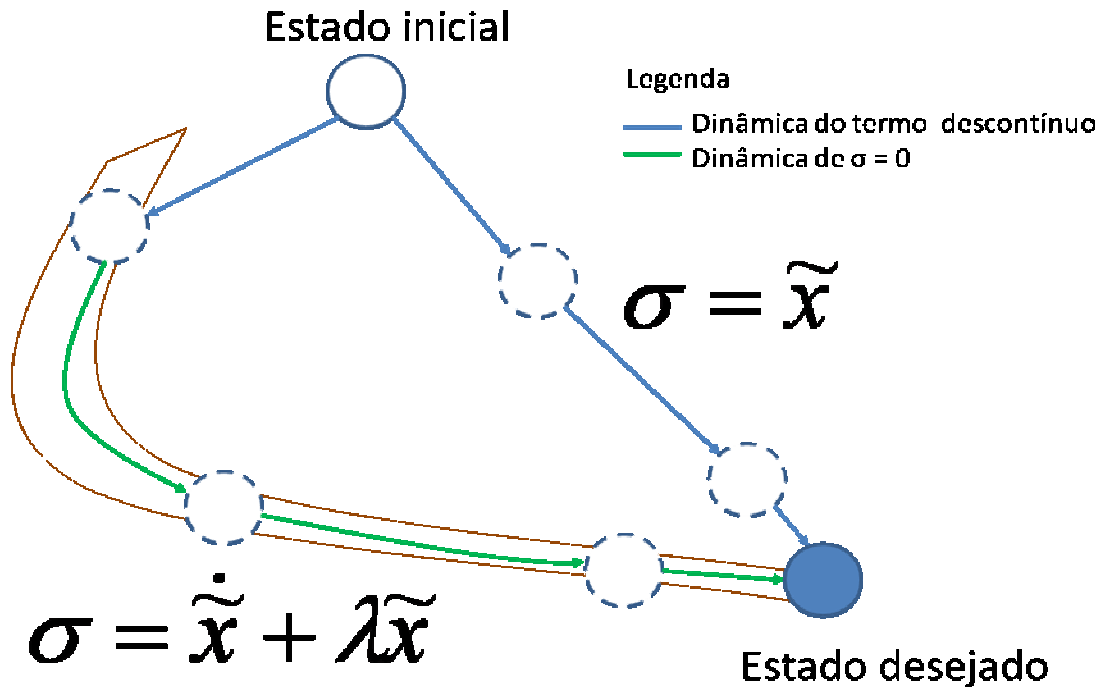


Figura 3.6 Dinâmica para diferentes superfícies

Nessa figura, a superfície está representada no tom alaranjado. No caso em que $\sigma = \dot{\tilde{x}} + \lambda \tilde{x}$, inicialmente o termo descontínuo levará o estado atual para a superfície e, a partir daí, a dinâmica será regida pela constante λ . Para o caso em que $\sigma = \tilde{x}$, a superfície é um ponto que coincide com o estado desejado e a dinâmica nesse caso é determinada unicamente pelo termo descontínuo.

Ainda é demonstrado que se pode elevar o grau relativo de um sistema artificialmente, bastando para isso utilizar o controlador U_{r+k} em vez de U_r . Ao se fazer isso é necessário colocar k integradores na saída do controlador. Para o caso em que $\sigma = \dot{\tilde{x}} + \lambda \tilde{x}$ e aumentando-se o grau relativo uma vez, usa-se o controlador U_2 da (3.20) com um integrador na saída. Caso se escolha $\sigma = \tilde{x}$ e se aumente o grau relativo uma vez, usa-se o controlador de 3ª ordem U_3 , novamente com um integrador na saída do controlador.

A vantagem de se elevar o grau relativo é que o *chattering* agora aparece na derivada temporal da lei de controle de ordem $r+k$. No entanto, são

necessárias as derivadas temporais de σ até a ordem $r+k-1$ que podem ser difíceis de obter devido a ruídos de medição, ausência de sensores de ordem superior e degradação do sinal após sucessivas derivadas. Uma forma de contornar esse problema é através do uso de diferenciadores robustos.

3.3.1.1 O problema do ruído: Diferenciador Robusto Exato

Levant (2003) comenta em seu trabalho que o uso de um controlador de ordem superior invariavelmente suscitará questões relacionadas ao ruído. De fato, com o uso das derivadas de s no controlador, não se pode mais usar um diferenciador discreto simples para o cálculo das variáveis de interesse, pois os picos de medida de $\tilde{X} + \lambda\tilde{X}$ seriam transferidos para \dot{s} e \ddot{s} de tal forma que poderiam tornar o sistema instável.

Testes realizados com a inserção de um ruído artificial no simulador comprovaram adequadamente essas suposições.

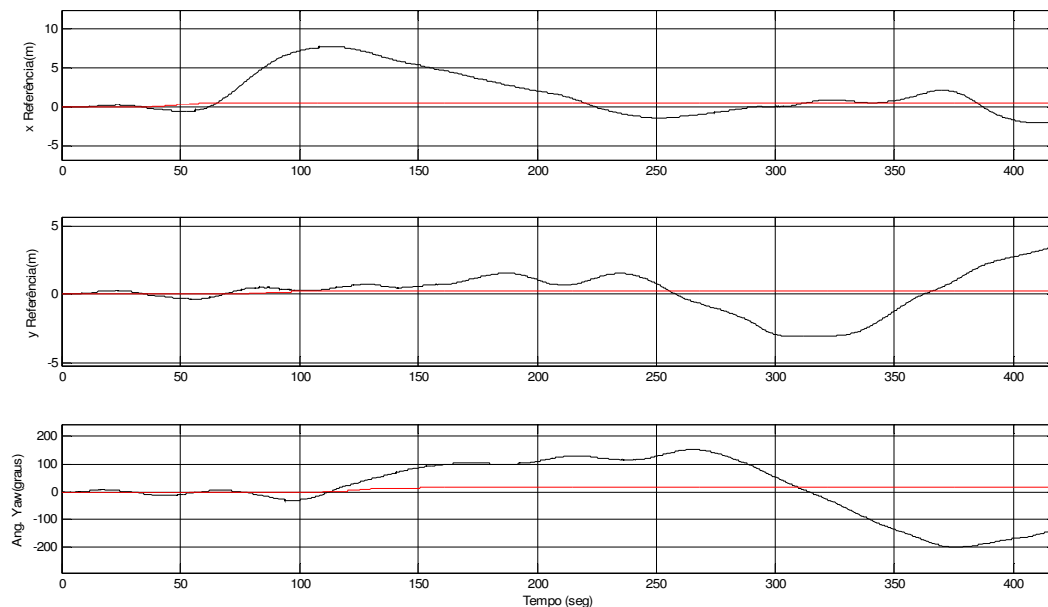


Figura 3.7 Comportamento instável do simulador de ordem superior após inserção de ruído de alta frequência (“ruído branco”)

A figura mostra como a influência do ruído de medida pode ser extremamente danosa a um sistema que não esteja preparado para tal. Mesmo antes de qualquer manobra, o controle já perde a posição.

Assim, Levant sugere um método o qual denomina “Diferenciador Robusto Exato” através do qual, em malha fechada, o controlador pode obter os valores desejados para comportamento estável e robusto.

Esse mecanismo de diferenciação utiliza um algoritmo o qual, a partir de uma função entrada $f(t)$, faz sua reconstrução, além de gerar n derivadas, onde $n = 1, 2, 3, \dots$ é denominada “ordem do diferenciador”, valor fixo escolhido à priori.

A lei de operação recursiva tem a seguinte forma:

$$\begin{aligned}
 v_0 &= -\lambda_n^d |Z_0 - f(t)|^{(n)/(n+1)} \text{sin}al(Z_0 - f(t)) + Z_1 \\
 &\dots \\
 v_k &= -\lambda_{n-k}^d |Z_k - v_{k-1}|^{(n-k)/(n-k+1)} \text{sin}al(Z_k - v_{k-1}) + Z_{k+1} \\
 &\dots \\
 v_n &= -\lambda_0^d \text{sin}al(Z_n - v_{n-1})
 \end{aligned} \tag{3.21}$$

$$Z_k = \int v_k dt$$

Onde $Z_k, k = 1, \dots, n$ corresponde às sucessivas derivadas de $f(t)$, com exceção a $k = 0$, que indica a mencionada reconstrução do sinal de entrada $f(t)$. Dessa forma, no contexto deste trabalho, a função de entrada é $f(t) = s$.

Os parâmetros λ^d são constantes de sintonização do diferenciador e são escolhidos por otimização, de forma a minimizar o erro das derivadas. Uma escolha possível pode ser:

$$\lambda_0^d = 1,1L_d \quad \lambda_1^d = 1,5L_d^{1/2} \quad \lambda_2^d = 2L_d^{1/3} \quad \lambda_3^d = 3L_d^{1/4} \quad \lambda_4^d = 5L_d^{1/5} \tag{3.22}$$

$$\lambda_5^d = 8L_d^{1/6} \dots$$

$$\text{Onde } |f^{n+1}| \leq L_d .$$

O algoritmo de derivação utilizado nas pesquisas com modos deslizantes de ordem superior considerou um diferenciador robusto de quarta ordem ($n = 4$).

4 Implementação do Controle por Modos Deslizantes ao SPD

Neste capítulo, será mostrado como adaptar o sistema do modelo apresentado para o controlador por modos deslizantes e como ajustar os parâmetros do mesmo. Esta dedução de 1ª ordem baseia-se em Tannuri (2002).

4.1 Primeira Ordem

4.1.1 Adaptação do modelo

O controle do sistema apresentado na modelagem será baseado no movimento do ponto central a meia nau conforme mostrado na figura abaixo:

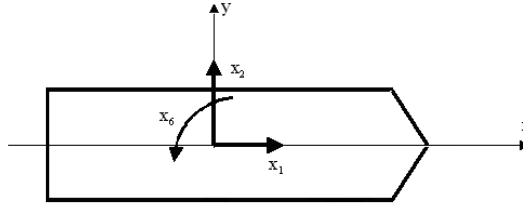


Figura 4.8 Ponto de referência na embarcação

As equações diferenciais que representam a dinâmica da embarcação são dadas por:

$$\begin{aligned}
 a_1 \ddot{x}_1 - a_2 \dot{x}_2 \dot{x}_6 - a_4 \dot{x}_6^2 &= F_{1E} + F_{1T}; \\
 a_2 \ddot{x}_2 + a_4 \ddot{x}_6 + a_1 \dot{x}_1 \dot{x}_6 &= F_{2E} + F_{2T}; \\
 a_3 \ddot{x}_6 + a_4 \ddot{x}_2 + a_4 \dot{x}_1 \dot{x}_6 &= F_{6E} + F_{6T}.
 \end{aligned}
 \tag{4.23}$$

onde:

$$\begin{aligned}
a_1 &= M + M_{11} \\
a_2 &= M + M_{22} \\
a_3 &= I_z + M_{66} \\
a_4 &= Mx_G + M_{26}
\end{aligned} \tag{4.24}$$

Para o projeto do controlador, isola-se os termos de aceleração:

$$\begin{aligned}
\ddot{x}_1 &= \frac{1}{a_1} \cdot [F_{1E} + F_{1T} + a_2 \dot{x}_2 \dot{x}_6 + a_4 \dot{x}_6^2] \\
\ddot{x}_2 &= \frac{1}{a_2} \cdot [F_{2E} + F_{2T} - a_4 \ddot{x}_6 - a_1 \dot{x}_1 \dot{x}_6] \\
\ddot{x}_6 &= \frac{1}{a_3} \cdot [F_{6E} + F_{6T} - a_4 \ddot{x}_2 - a_4 \dot{x}_1 \dot{x}_6]
\end{aligned} \tag{4.25}$$

Identificando os seguintes termos:

$$\begin{aligned}
C_{11} &= \frac{1}{a_1} & C_{22} &= \frac{a_3}{D} & f_{1,din}(\dot{\mathbf{x}}) &= \frac{1}{a_1} (a_2 \dot{x}_2 \dot{x}_6 + a_4 \dot{x}_6^2) \\
C_{26} &= -\frac{a_4}{D} & C_{62} &= C_{26} & f_{6,din}(\dot{\mathbf{x}}) &= \frac{a_4(a_1 - a_2)}{D} \dot{x}_1 \dot{x}_6 \\
C_{66} &= \frac{a_2}{D} & D &= a_2 a_3 - a_4^2 & f_{2,din}(\dot{\mathbf{x}}) &= \frac{-a_3 a_1 + a_4^2}{D} \dot{x}_1 \dot{x}_6
\end{aligned} \tag{4.26}$$

onde as constantes C_{ij} representam a influência de cada força sobre os movimentos, dependendo somente das massas, momentos de inércia e parâmetros geométricos, e as funções $f_{i,din}$ representam a influência das componentes inerciais.

Então, reescrevendo (4.25), tem-se:

$$\begin{aligned}
\ddot{x}_1 &= C_{11}(F_{1E} + F_{1T}) + f_{1,din}(\dot{\mathbf{x}}) \\
\ddot{x}_2 &= C_{22}(F_{2E} + F_{2T}) + C_{26}(F_{6E} + F_{6T}) + f_{2,din}(\dot{\mathbf{x}}) \\
\ddot{x}_6 &= C_{62}(F_{2E} + F_{2T}) + C_{66}(F_{6E} + F_{6T}) + f_{6,din}(\dot{\mathbf{x}})
\end{aligned} \tag{4.27}$$

No entanto, é preciso escrever esta equação no sistema de coordenadas globais $OXYZ$. Para isso, usam-se as equações que relacionam a posição e velocidade no sistema local para o global, obtendo:

$$\begin{pmatrix} \ddot{X} \\ \ddot{Y} \\ \ddot{\psi} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} f_{X,din}(\mathbf{X}, \dot{\mathbf{X}}) \\ f_{Y,din}(\mathbf{X}, \dot{\mathbf{X}}) \\ f_{\psi,din}(\mathbf{X}, \dot{\mathbf{X}}) \end{pmatrix} + \mathbf{C} \begin{pmatrix} F_{1E} + F_{1T} \\ F_{2E} + F_{2T} \\ F_{6E} + F_{6T} \end{pmatrix} \quad (4.28)$$

no qual as funções devidas a efeitos inerciais são redefinidas como:

$$f_{X,din}(\mathbf{X}, \dot{\mathbf{X}}) = -\dot{Y}\dot{\psi} + f_{1,din}(\mathbf{X}, \dot{\mathbf{X}})\cos\psi - f_{2,din}(\mathbf{X}, \dot{\mathbf{X}})\sin\psi$$

$$f_{Y,din}(\mathbf{X}, \dot{\mathbf{X}}) = \dot{X}\dot{\psi} + f_{1,din}(\mathbf{X}, \dot{\mathbf{X}})\sin\psi + f_{2,din}(\mathbf{X}, \dot{\mathbf{X}})\cos\psi$$

$$f_{\psi,din}(\mathbf{X}, \dot{\mathbf{X}}) = f_{6,din}(\mathbf{X}, \dot{\mathbf{X}})$$

e a matriz \mathbf{C} é dada por:

$$\mathbf{C} = \begin{pmatrix} C_{11}\cos\psi & -C_{22}\sin\psi & -C_{26}\sin\psi \\ C_{11}\sin\psi & C_{22}\cos\psi & C_{26}\cos\psi \\ 0 & C_{62} & C_{66} \end{pmatrix} \quad (4.29)$$

As variáveis s do controlador são definidas com a inclusão de termos integrais nas variáveis de interesse para que seja possível eliminar os erros estacionários de regime. Elas ficam:

$$s_X = \dot{\tilde{X}} + 2\lambda_X \tilde{X} + \lambda_X^2 \int_0^t \tilde{X} dt, \quad \tilde{X} = X - X_D \quad (4.30)$$

$$s_Y = \dot{\tilde{Y}} + 2\lambda_Y \tilde{Y} + \lambda_Y^2 \int_0^t \tilde{Y} dt, \quad \tilde{Y} = Y - Y_D \quad (4.31)$$

$$s_\psi = \dot{\tilde{\psi}} + 2\lambda_\psi \tilde{\psi} + \lambda_\psi^2 \int_0^t \tilde{\psi} dt, \quad \tilde{\psi} = \psi - \psi_D \quad (4.32)$$

Nesta abordagem não foram considerados erros na matriz \mathbf{C} e nas funções f_{din} , já que as mesmas dependem apenas das massas adicionais do casco e das posições e velocidades da embarcação. Assim, obtêm-se as seguintes estimativas para as forças ambientais:

$$\begin{pmatrix} F_{1T} \\ F_{2T} \\ F_{6T} \end{pmatrix} = -\mathbf{C}^{-1} \begin{pmatrix} f_{X,din}(\mathbf{X}, \dot{\mathbf{X}}) \\ f_{Y,din}(\mathbf{X}, \dot{\mathbf{X}}) \\ f_{\psi,din}(\mathbf{X}, \dot{\mathbf{X}}) \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} \hat{F}_{1E} \\ \hat{F}_{2E} \\ \hat{F}_{6E} \end{pmatrix} + \mathbf{C}^{-1} \begin{pmatrix} \ddot{X}_D - 2\lambda_X \dot{\tilde{X}} - \lambda_X^2 \tilde{X} - k_X \text{sat}(s_X / \Phi_X) \\ \ddot{Y}_D - 2\lambda_Y \dot{\tilde{Y}} - \lambda_Y^2 \tilde{Y} - k_Y \text{sat}(s_Y / \Phi_Y) \\ \ddot{\psi}_D - 2\lambda_\psi \dot{\tilde{\psi}} - \lambda_\psi^2 \tilde{\psi} - k_\psi \text{sat}(s_\psi / \Phi_\psi) \end{pmatrix} \quad (4.33)$$

4.1.2 Ajuste Teórico dos Parâmetros

Os parâmetros a serem ajustados no controle por modos deslizantes são

$$(\lambda_X, \lambda_Y, \lambda_\psi), (\Phi_X, \Phi_Y, \Phi_\psi), (\eta_X, \eta_Y, \eta_\psi), t_{alcance}.$$

Para a definição de λ , seguiram-se os critérios de Slotine e Li:

1. λ deve ser menor que a frequência do primeiro modo ressonante não modelado do sistema (ν_r) respeitando a relação $\lambda < \left(\frac{2\pi}{3}\right) \cdot \nu_r$. No caso, os modos ressonantes verticais do modelo são de aproximadamente 1Hz.
2. λ deve ser menor que 1/3 do inverso dos atrasos de transporte não incluídos no modelo, que no caso considerado foram da ordem de 0,8s.
3. λ deve ser menor que 1/5 da taxa de amostragem do sistema (10Hz).
4. λ a ser escolhido deverá ter o menor valor dos três critérios acima.

Portanto $(\lambda_X, \lambda_Y, \lambda_\psi) = (0,4, 0,4, 0,4)$.

Para a escolha dos parâmetros Φ foi utilizada a equação (3.17) com erros admissíveis de projeto \tilde{X} , \tilde{Y} e $\tilde{\psi}$ de 0.12m, 0.12m e 5°, respectivamente. Portanto, os valores encontrados foram $(\Phi_X, \Phi_Y, \Phi_\psi) = (0,05, 0,05, 0,035)$.

Finalmente considerou-se razoável, um $t_{alcance}$ de 10s, obtendo-se assim os valores de η a partir da equação (3.8).

4.1.3 Resultados da Simulação

Foram realizadas simulações em MatLab / Simulink com dados de um modelo real em escala fornecido pela Escola Politécnica da USP. A descrição deste modelo será feita no item 5.1 e o diagrama de blocos utilizado está representado abaixo:

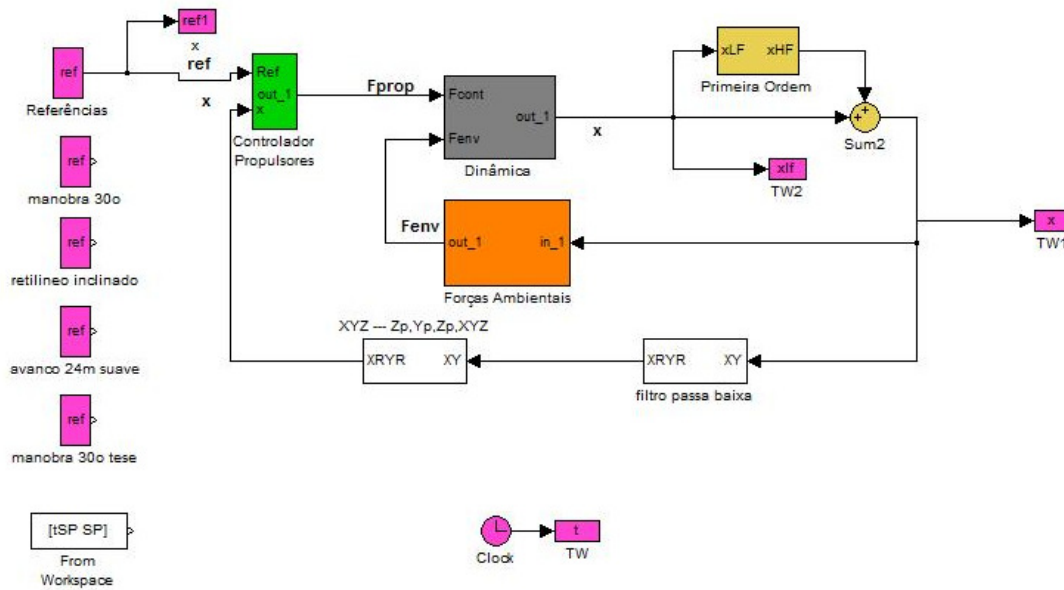


Figura 4.9 Diagrama de Blocos da Simulação.

As manobras realizadas nas simulações e, posteriormente, nos ensaios foram:

1. Avanço e recuo de 30 cm em *surge*.
2. Avanço e recuo de 20 cm em *sway*.
3. Avanço e recuo de 30° em *yaw*.

O tempo de manobra escolhido (40 segundos) é intenso e pode gerar saturação nos propulsores.

Não foram incluídas quaisquer condições ambientais como onda, correnteza ou vento, sendo apenas considerados os dois modos de operação da embarcação (cheia ou vazia). Da mesma forma, foram ignorados quaisquer ruídos de medida de posição, visto que eles não são fundamentais no comportamento do controlador de primeira ordem.

Com o intuito de verificar os efeitos causados pela variação dos parâmetros do controlador, foram realizados experimentos para diversas combinações dos parâmetros λ e Φ , de maneira a manter constante o erro

$|\tilde{x}(t)| < \frac{\Phi}{\lambda}$. A escolha de partida foi $\lambda = 0,4$, conforme recomendado pela teoria.

No entanto, ao variar-se para $\lambda = 0,2$, foram obtidos resultados superiores aos indicados no critério teórico de Slotine e Li.

Os resultados abaixo correspondem ao conjunto de $(\lambda_x, \lambda_y, \lambda_\psi) = (0,2, 0,1, 0,1)$ para a embarcação vazia. Todos os outros parâmetros do controlador foram definidos conforme discutido anteriormente em 4.1.2. As linhas vermelhas são correspondentes ao *set-point* e as pretas à saída x .

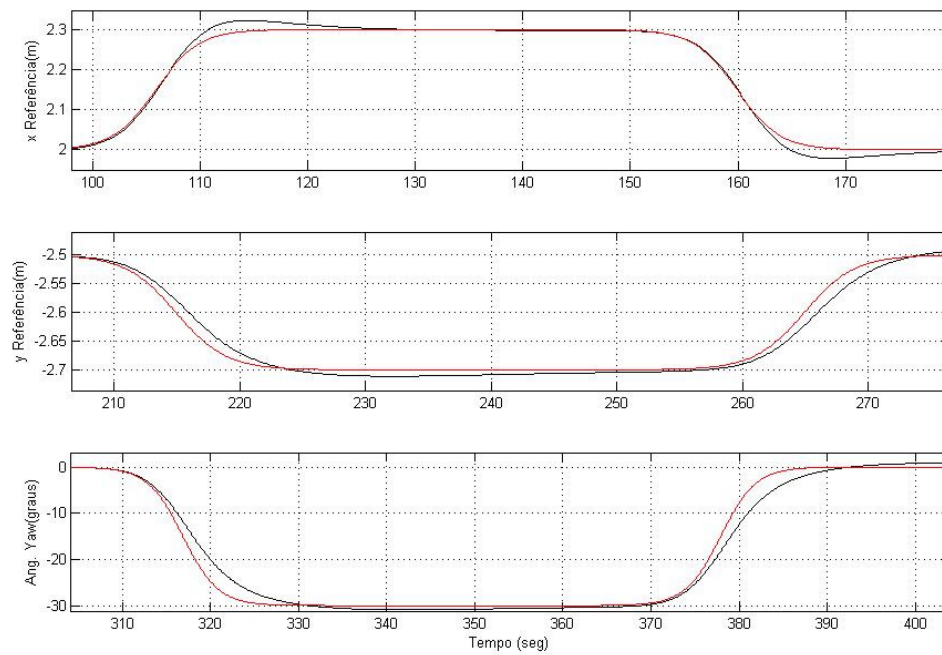


Figura 4.10 Gráfico da resposta a entrada degrau

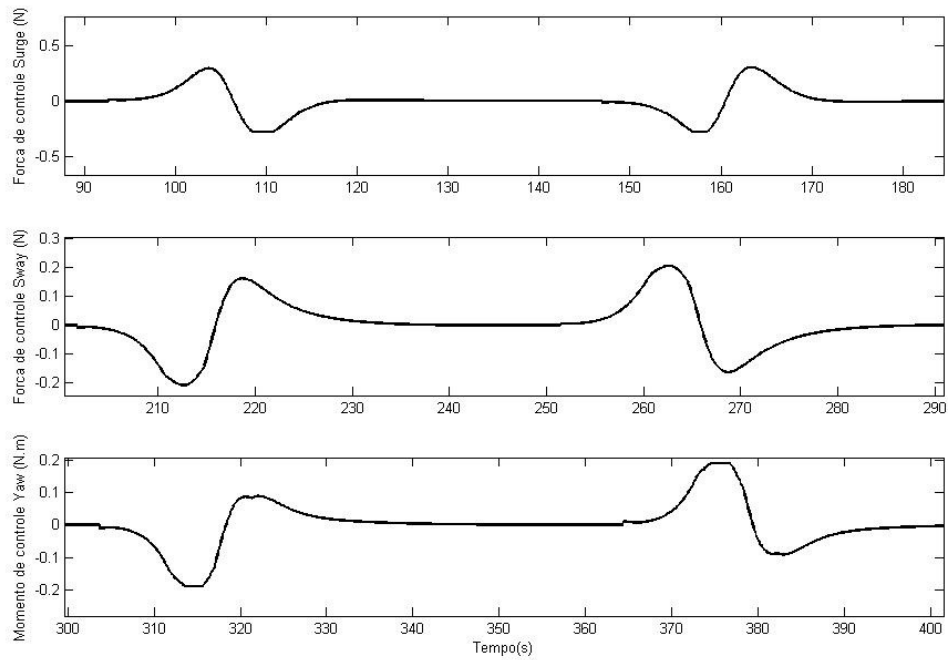


Figura 4.11 Gráfico das forças para a entrada degrau

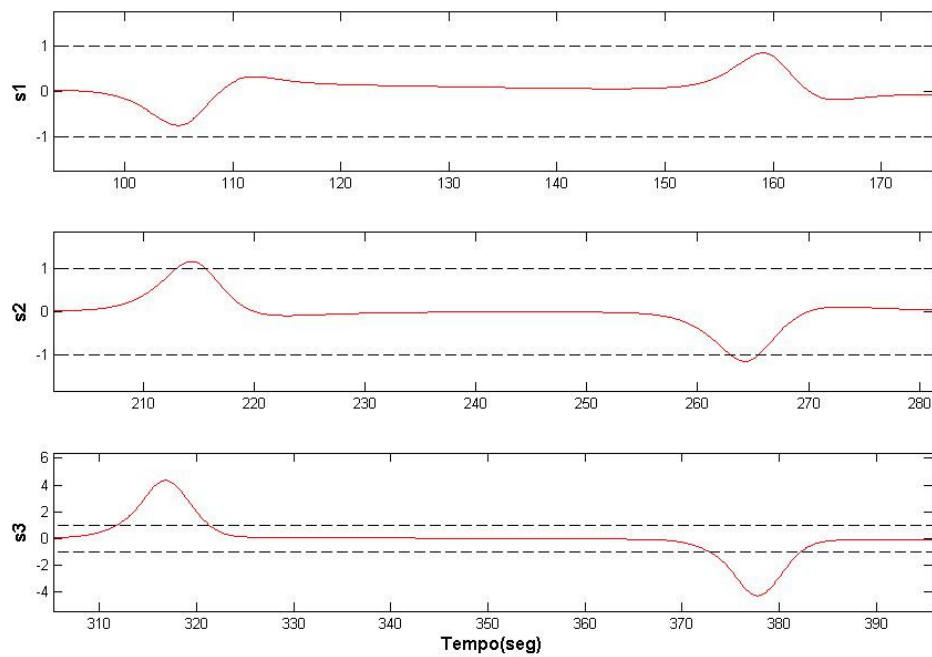


Figura 4.12 Gráfico de s / Φ para entrada degrau

Os gráficos mostram que o controlador foi eficiente e estável, já que a variável de interesse s permaneceu a maior parte do tempo dentro da camada

limite e sempre tendendo a zero, mesmo após ser deslocada nos instantes de imposição do *set-point*. Pode-se ver também que houve boa aderência da resposta ao sinal de referência.

4.2 Ordem Superior

4.2.1 Adaptação do Modelo

Conforme visto na implementação de 1ª ordem, ao se definir a superfície como $\sigma = \dot{\tilde{x}} + \lambda \tilde{x}$, o grau relativo do sistema obtido é um e, portanto, o controlador de 1ª ordem seria suficiente. No entanto, para evitar o efeito do *chattering*, eleva-se o grau relativo artificialmente e coloca-se um integrador na saída do controlador.

Para simplificar, os efeitos ambientais e inerciais serão considerados como distúrbios não modelados, de maneira que o sistema dinâmico seja representado pelas seguintes equações:

$$\begin{pmatrix} \ddot{X} \\ \ddot{Y} \\ \ddot{\psi} \end{pmatrix} = \mathbf{C} \begin{pmatrix} F_{1T} \\ F_{2T} \\ F_{6T} \end{pmatrix} \quad (4.34)$$

$$\begin{pmatrix} \dot{F}_{1T} \\ \dot{F}_{2T} \\ \dot{F}_{6T} \end{pmatrix} = \vec{u} \quad (4.35)$$

Derivando-se $\sigma = \dot{\tilde{x}} + \lambda \tilde{x}$ duas vezes, obtém-se:

$$\ddot{\sigma} = C * u - \ddot{X}_d + \lambda \ddot{\tilde{X}} \quad (4.36)$$

Escolhendo $u = C^{-1}(\ddot{X}_d - \lambda \ddot{\tilde{X}}) + C^{-1}u_d$, cancelam-se os termos contínuos, de maneira que a segunda derivada de σ seja igual ao termo descontínuo:

$$\ddot{\sigma} = u_d \quad (4.37)$$

Como o grau relativo é 2, basta escolher o controlador correspondente. Conforme Levant sugere, pode-se utilizar uma modificação do controlador da equação (3.20) que tem a seguinte forma:

$$u = -\alpha * \text{sign}(\dot{\sigma} + \beta * |\sigma|^{1/2} * \text{sign}(\sigma)) \quad (4.38)$$

4.2.2 Ajuste Teórico dos Parâmetros

Os parâmetros do controlador de ordem superior são $(\lambda_x, \lambda_y, \lambda_\psi)$, $(\alpha_x, \alpha_y, \alpha_\psi)$, $(\beta_x, \beta_y, \beta_\psi)$, além de 5 coeficientes para o diferenciador de 4ª ordem.

Como os parâmetros λ já foram estimados no controlador de 1ª ordem, os valores usados no de 2ª ordem são adotados da mesma forma.

Para estimar os valores de α e β , foram realizadas simulações da dinâmica do termo descontínuo, de maneira a garantir a convergência em até 30 seg. Os valores encontrados foram utilizados para as 3 componentes do vetor (o que é satisfatório para o escopo desta análise). Eles são: $\alpha = 0,002$ e $\beta = 0,05$.

4.2.3 Resultados da Simulação

Foram realizadas simulações em MatLab / Simulink com dados de um modelo real em escala fornecido pela Escola Politécnica da USP. A descrição deste modelo será feita no item 5.1 e o diagrama de blocos utilizado está representado abaixo:

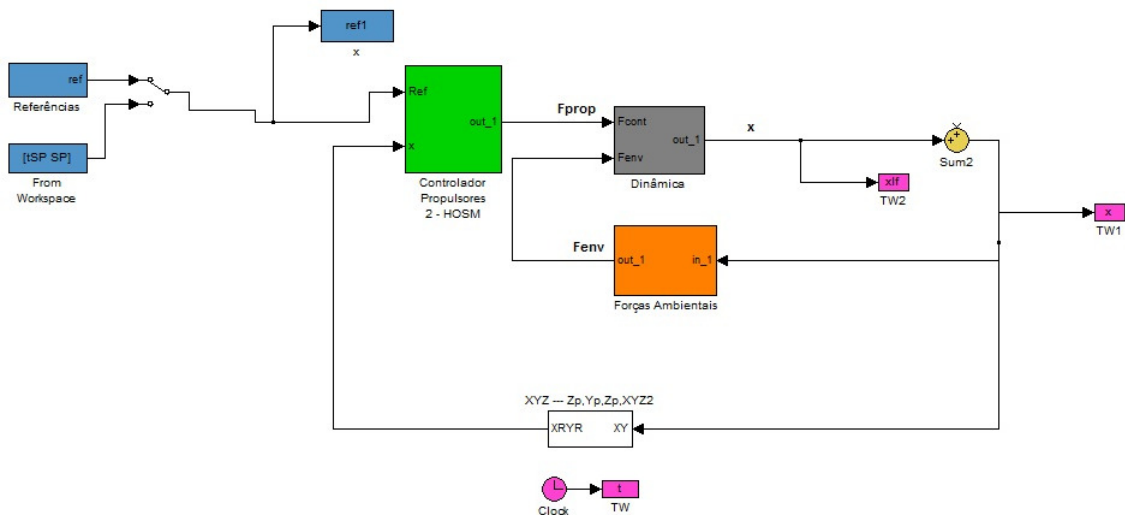


Figura 4.13 Diagrama de Blocos da Simulação.

As manobras realizadas nas simulações e, posteriormente, nos ensaios foram:

4. Avanço e recuo de 30 cm em *surge*.
5. Avanço e recuo de 30 cm em *sway*.
6. Avanço e recuo de 25° em *yaw*.

O tempo de manobra escolhido (40 segundos) é intenso e pode gerar saturação nos propulsores.

Os resultados a seguir foram obtidos com $\{(\lambda_x, \lambda_y, \lambda_\psi), (\alpha_x, \alpha_y, \alpha_\psi), (\beta_x, \beta_y, \beta_\psi)\} = \{(1, 1, 1), (0,002, 0,002, 0,002), (0,05, 0,05, 0,05)\}$. O primeiro conjunto de gráficos mostra a resposta sem ruído e com velocidade medida, enquanto o segundo conjunto aplica à entrada um ruído branco com amplitude de 2cm, além de estimar a velocidade a partir desses dados de posição. Para esse caso, é considerado o desenvolvimento do módulo de diferenciação descrito no item 3.3.1.1. Isso é necessário, visto que a função que rege a superfície de controle depende da segunda derivada de \tilde{X} .

O uso da velocidade medida (exata) na primeira simulação atua como medida extra no combate ao ruído, visto que não haverá cálculo de derivada discreta para obtenção da velocidade.

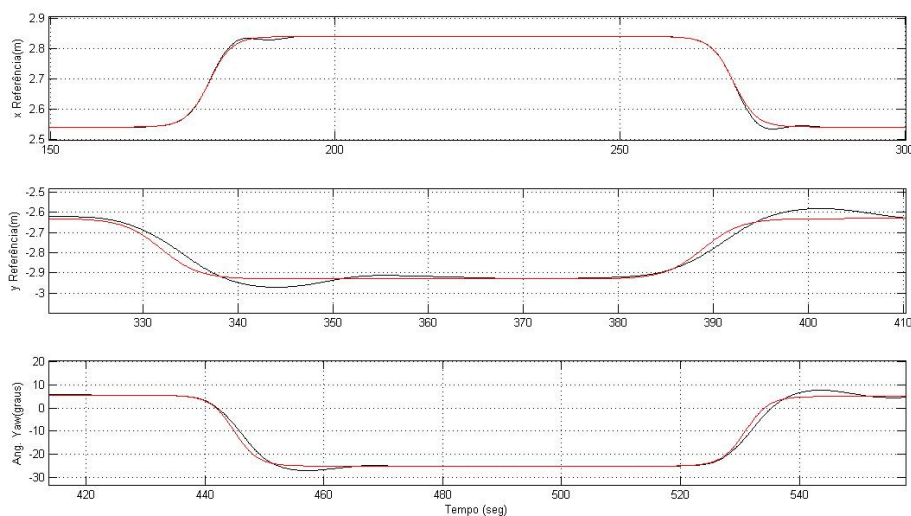


Figura 4.14 Gráfico da resposta a entrada degrau (velocidade conhecida, sem ruído)

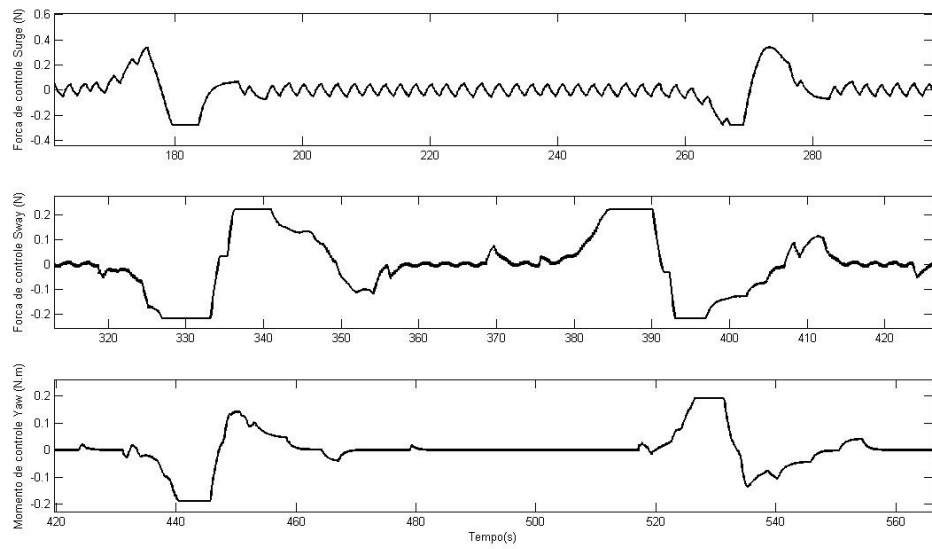


Figura 4.15 Gráfico das forças para a entrada degrau (velocidade conhecida, sem ruído)

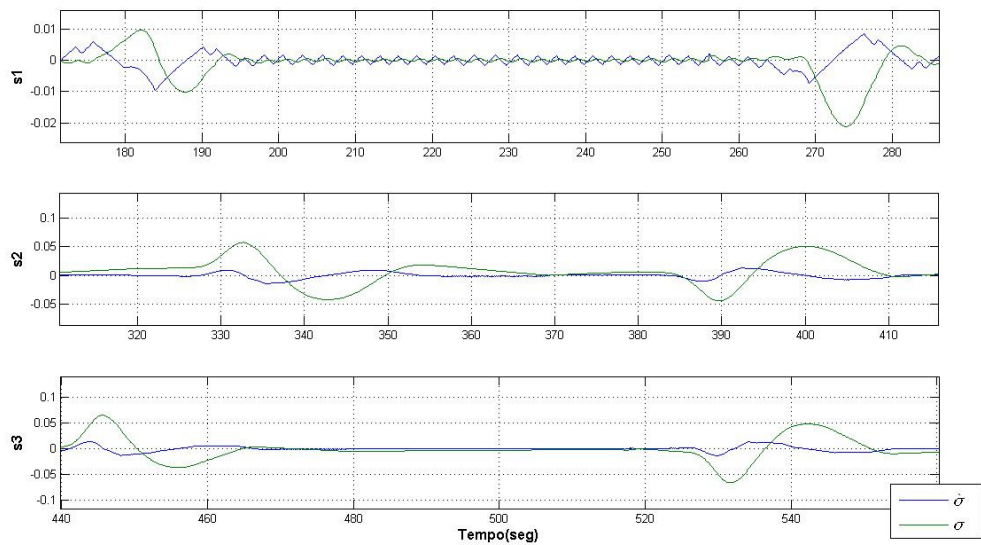


Figura 4.16 Gráfico de s para entrada degrau (velocidade conhecida, sem ruído)

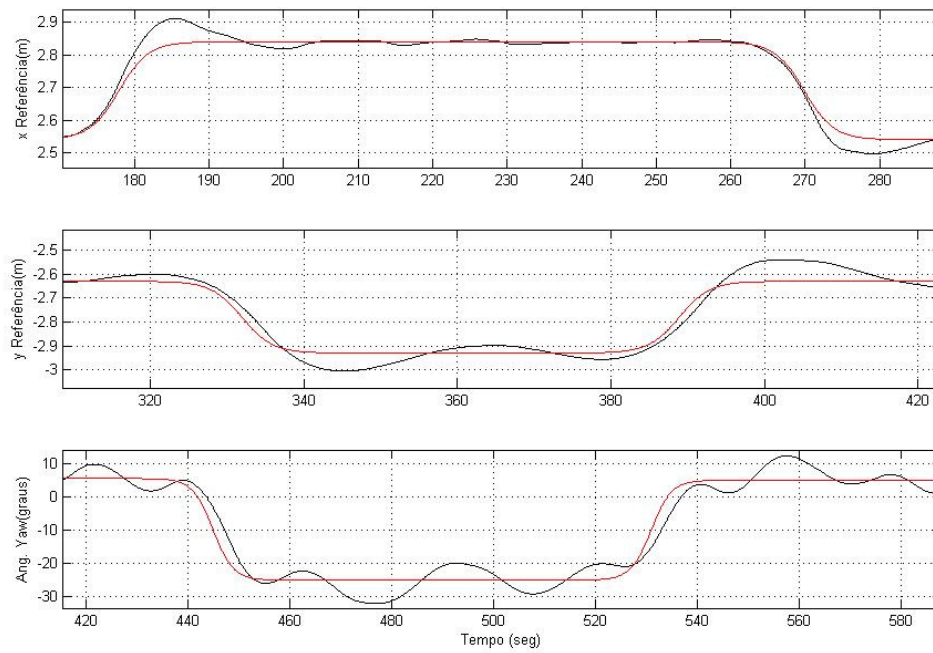


Figura 4.17 Gráfico da resposta a entrada degrau (velocidade estimada, com ruído)

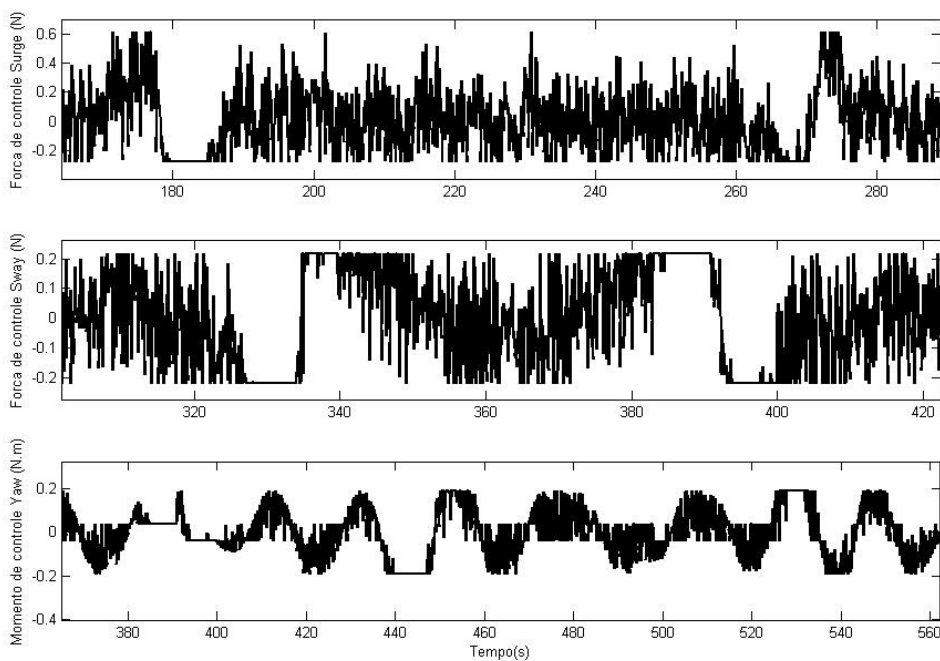


Figura 4.18 Gráfico das forças para a entrada degrau (velocidade estimada, com ruído)

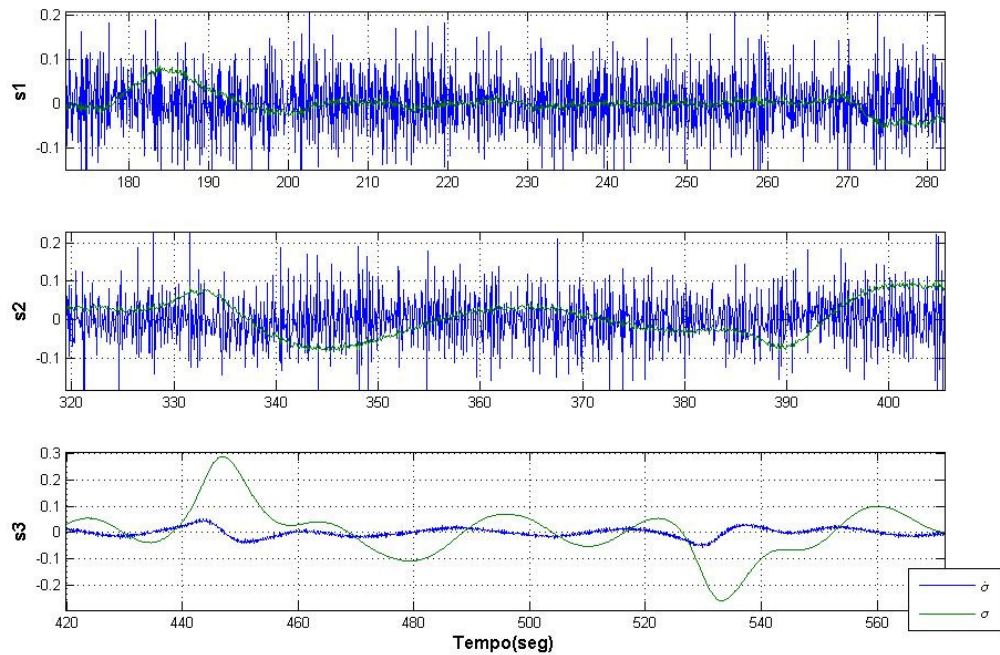


Figura 4.19 Gráfico de s para entrada degrau (velocidade estimada, com ruído)

Pode-se observar que, com o uso de um sistema de sensoriamento completo, preciso e bem ajustado, obtêm-se resultados melhores. Ainda assim, a simulação com ruído mostrou-se adequada (exigindo apenas melhor calibração dos parâmetros), indicando como o diferenciador robusto é pouco sensível a perturbações.

5 Validação Experimental do Controlador

Neste capítulo serão discutidos o procedimento experimental e os resultados obtidos com a aplicação do controle por modos deslizantes em um modelo real.

5.1 Descrição do Aparato

O modelo ensaiado tem as seguintes dimensões:

Tabela 5.2 Dados dimensionais da embarcação

Dimensões Principais	Navio	Modelo – Escala 1:125
Comprimento total	272,75 m	2182 mm
Boca	46,00 m	368 mm
Pontal	24,40 m	195 mm
Calado de projeto	16,20 m	130 mm
Calado lastreado	8,13 m	65 mm

Dois modos de operação são considerados: cheio e vazio. As características de cada modo estão descritas na tabela abaixo:

Tabela 5.3 – Propriedades da embarcação

Propriedades	Embarcação Cheia	Embarcação Vazia
Massa (kg)	87,37	37,95
Momento de Inércia (kg.m²)	28,23	16,29
Calado (cm)	0,13	0,065
M₁₁ (kg)	4,9150	1,44
M₂₂ (kg)	66,528	18,4
M₆₆ (kg)	15,346	4,43

A foto abaixo representa o modelo da embarcação ensaiada:



Figura 5.20 Protótipo ensaiado

A embarcação em escala é controlada por três propulsores, sendo dois de túnel (um na popa e um na proa) e um principal (em *surge*). Os dados relativos ao diâmetro e empuxo de cada um estão reproduzidos na tabela a seguir:

Tabela 5.4 – Dados dos propulsores

Propulsor	Diâmetro do propulsor		Empuxo	
	Navio (m)	Mod. A (mm)	Navio (tonf)	Mod. A (gf)
Túnel de Popa	2,75	22,0	18,5 / 18,5	9,5 / -9,5
Túnel de Proa	3,16	25,0	25 / -25	12,8 / -12,8
Principal	8,15	65,0	123 / 55	63,0 / 28,2

Para a medição de posição foi utilizada uma câmera de resolução de 320 x 280 pixels e uma placa de aquisição de vídeo com alta taxa de amostragem. Esse sistema é responsável por captar a luminosidade de dois *LEDs* fixados próximos a proa e a popa da embarcação, para após realizar o tratamento de imagem para a obtenção das coordenadas de posição do protótipo.

O controle é realizado em um programa *Matlab-Simulink*, que recebe a informação da posição e envia, por meio de radiofrequência, os esforços de controle para a eletrônica instalada no modelo. O sistema de comunicação e aquisição está representado na figura abaixo:

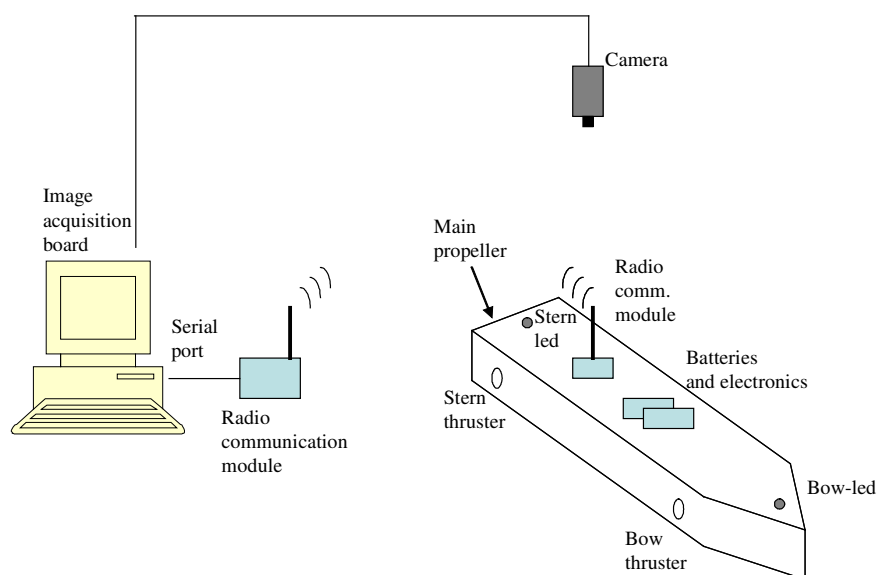


Figura 5.21 Sistema de Comunicação e Aquisição

5.2 Primeira Ordem

5.2.1 Procedimento Experimental

O procedimento experimental seguiu as mesmas condições e manobras descritas em 4.1.3. Inicialmente, foi utilizado o controlador aplicando a ação integral descrita em 4.1.1 e, posteriormente, foi feita uma comparação de desempenho deste com o controlador sem integral, ou seja, proporcional em s. Os resultados mostraram que, de fato, o controlador com o termo integral obteve maior desempenho, porém com características oscilatórias.

Para evitar este problema, inseriu-se na malha de controle uma lógica *anti-windup*, conforme recomendado em Slotine e Li. A idéia desta técnica é parar a integração sempre que a variável s se encontra fora da camada limite, fazendo com que os esforços de controle não aumentem ainda mais na região em que os atuadores já estão saturados.

Os resultados obtidos experimentalmente foram então comparados com os resultados gerados pelo simulador, confirmando assim a validade do método de controle. O projeto seguiu o seguinte caminho:

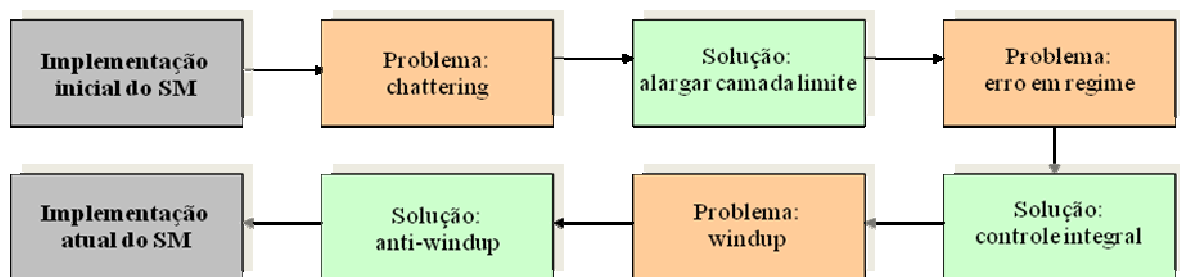


Figura 5.22 Caminho do Projeto

5.2.2 Resultados Experimentais

Para se determinar os parâmetros ótimos do controlador real, foram feitos diversos experimentos variando-se apenas λ , uma vez que todos os outros parâmetros de controle estão acoplados com as variáveis de projeto como, por exemplo, tempo de alcance, erros de projeto admissíveis, etc. (ver item 4.1.2).

Iniciaram-se os testes com o conjunto de $(\lambda_x, \lambda_y, \lambda_\psi) = (0,4, 0,4, 0,4)$, para o modelo vazio. Os gráficos a seguir mostram as respostas obtidas (nos resultados de posição, as linhas vermelhas são o *set-points*, as linhas pretas são resultados do simulador e as linhas azuis são resultados do experimentos):

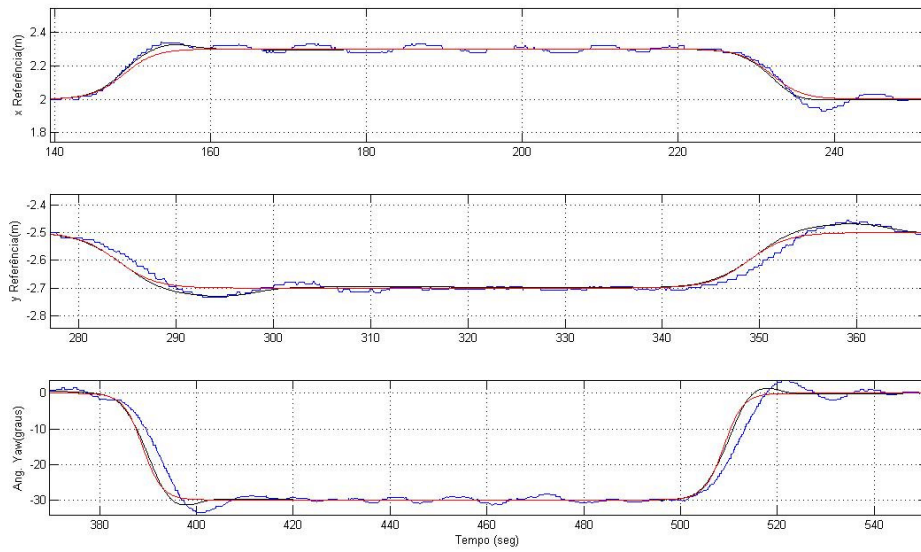


Figura 5.23 Comparação Ensaio-Simulação da resposta para $\lambda = (0,4, 0,4, 0,4)$

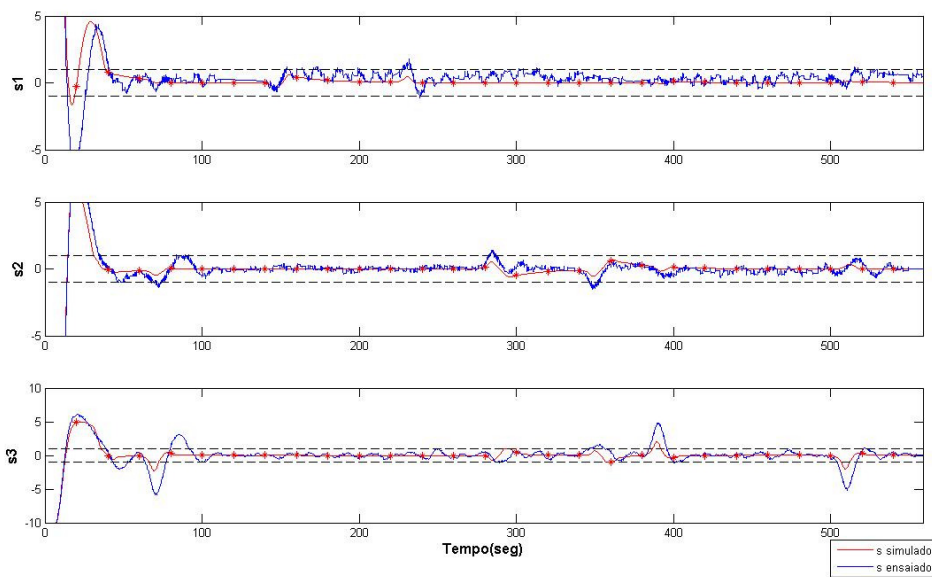


Figura 5.24 Comparação Ensaio-Simulação da variável s para $\lambda = (0,4, 0,4, 0,4)$

Aumentando-se os valores de λ , a resposta degradou-se, como se pode ver nos gráficos para a componente *surge*, onde $(\lambda_x, \lambda_y, \lambda_\psi) = (0,6, 0,6, 0,6)$ e $(\lambda_x, \lambda_y, \lambda_\psi) = (0,8, 0,8, 0,8)$.

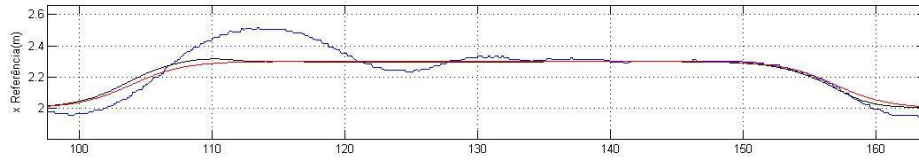


Figura 5.25 Comparação Ensaio-Simulação da resposta em surge para $\lambda = (0,6, 0,6, 0,6)$

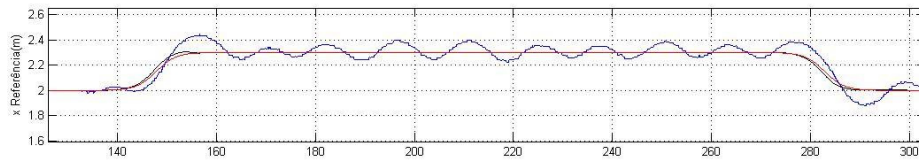


Figura 5.26 Comparação Ensaio-Simulação da resposta em surge para $\lambda = (0,8, 0,8, 0,8)$

Os valores ótimos encontrados para λ foram $(\lambda_x, \lambda_y, \lambda_\psi) = (0,2, 0,1, 0,1)$ e seus gráficos são mostrados abaixo:

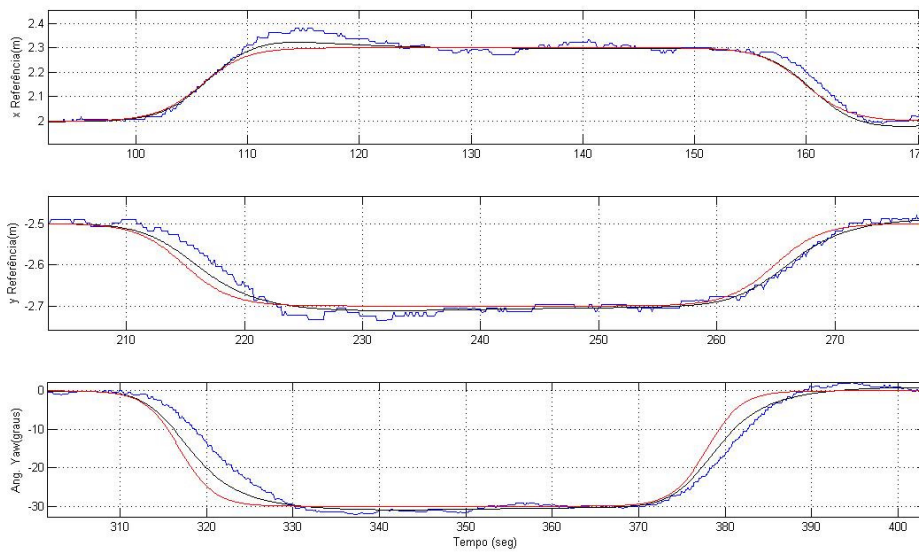


Figura 5.27 Comparação Ensaio-Simulação da resposta para $\lambda = (0,2, 0,1, 0,1)$

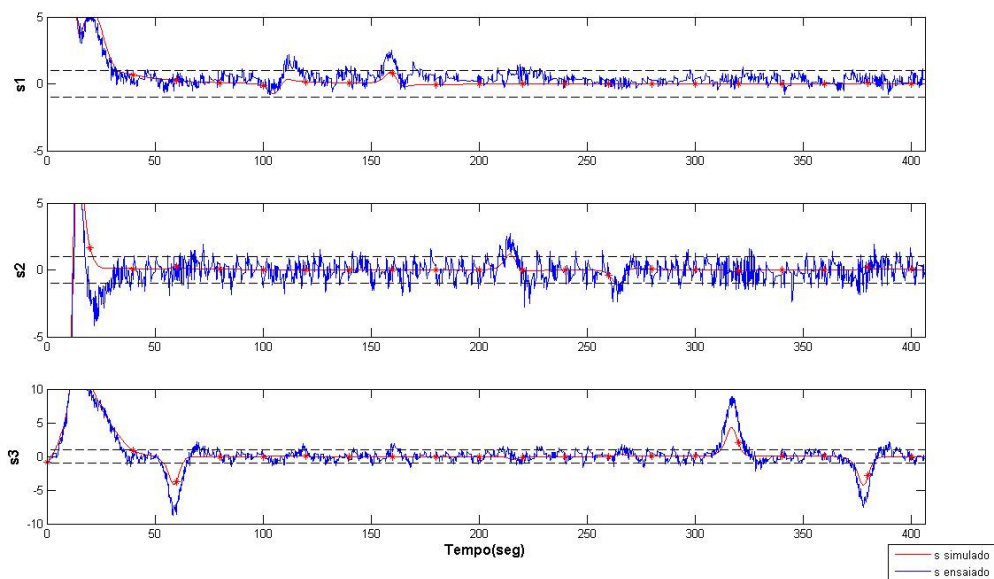


Figura 5.28 Comparação Ensaio-Simulação da variável s para $\lambda = (0,2, 0,1, 0,1)$

É importante notar que, devido ao ruído presente no sistema de medição, os esforços de controle acabam sendo saturados diversas vezes, como se pode observar no gráfico abaixo:

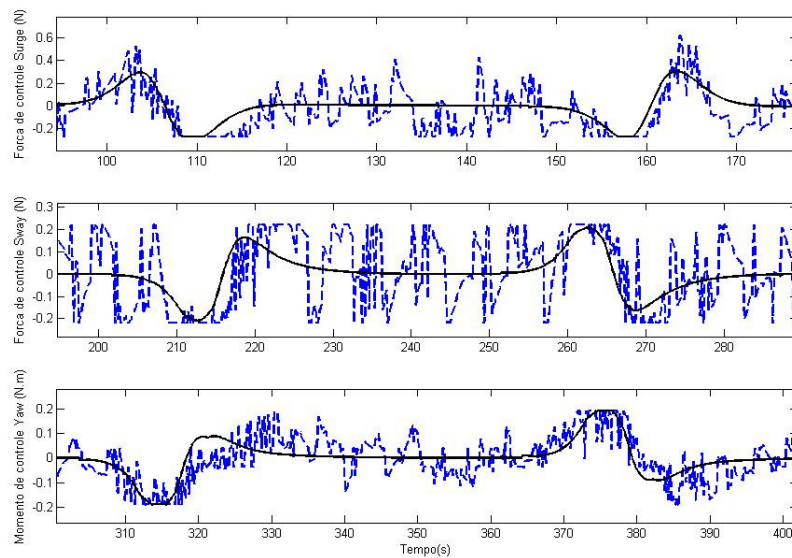


Figura 5.29 Comparação Ensaio-Simulação das forças de controle para $\lambda = (0,2, 0,1, 0,1)$

Essas forças de controle são distribuídas aos propulsores e convertidas em RPM, através das curvas dos propulsores. O gráfico abaixo mostra que há intenso chaveamento nos propulsores, provavelmente devido aos intensos ruídos presentes na derivada da posição.

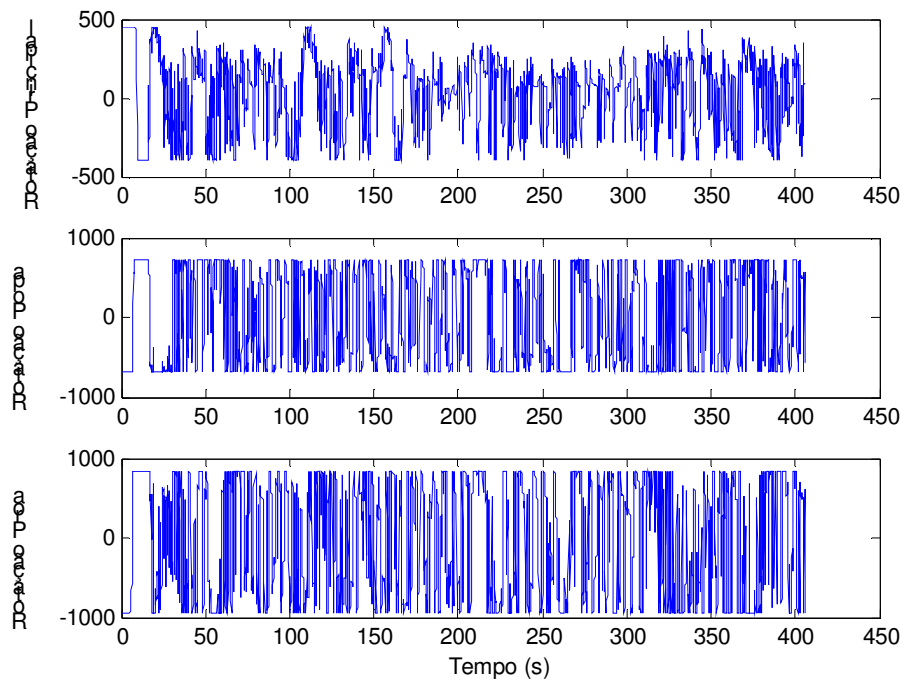


Figura 5.30 Esforços nos propulsores em RPM

Foram realizados ainda dois ensaios com o intuito de analisar a robustez do controlador. O primeiro ensaio foi feito com o modelo cheio, com $\lambda = (0,2, 0,1, 0,1)$. O segundo ensaio foi feito com a adição de vento frontal.

O primeiro ensaio gerou os seguintes resultados:

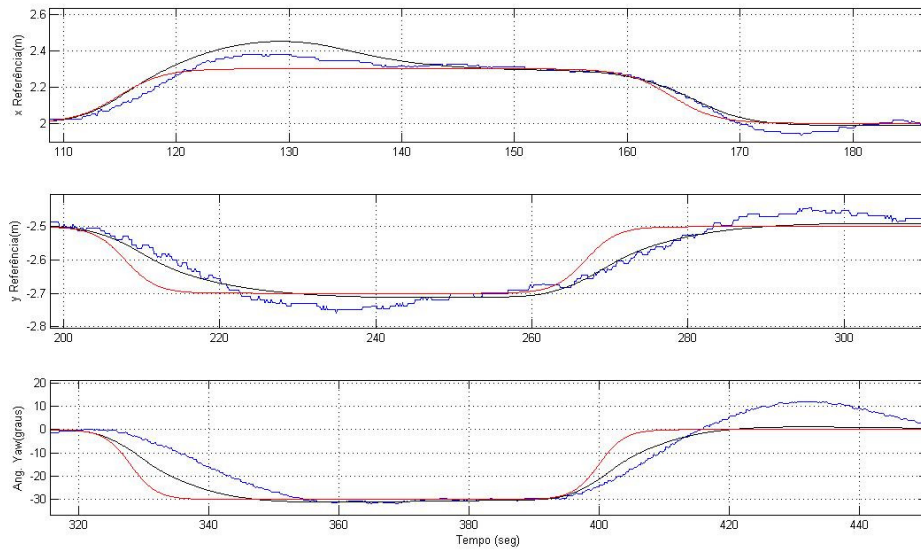


Figura 5.31 Comparação Ensaio-Simulação da resposta para o modelo cheio e $\lambda = (0,2, 0,1, 0,1)$

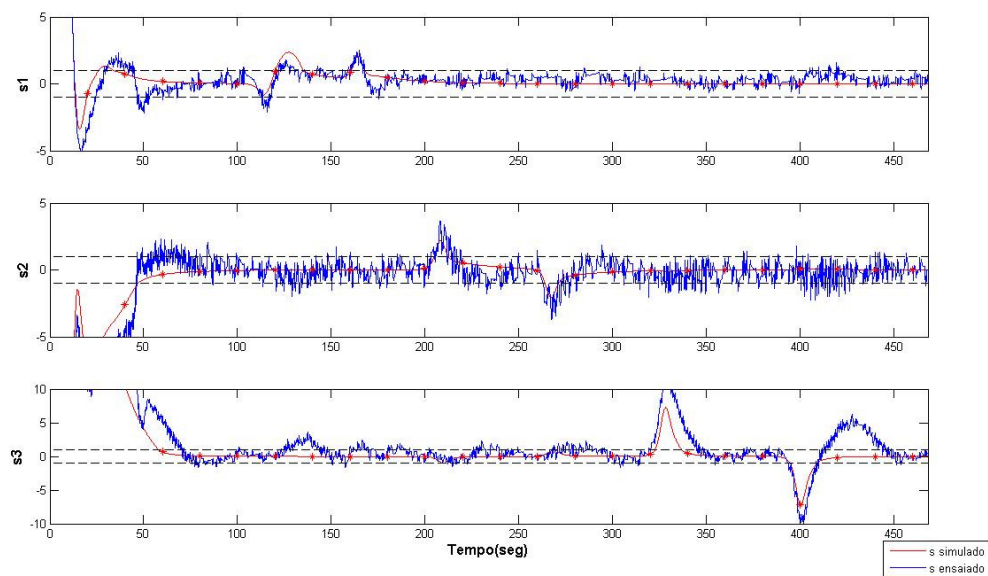


Figura 5.32 Comparação Ensaio-Simulação da variável s para modelo cheio e $\lambda = (0,2, 0,1, 0,1)$

A adição de vento neste último ensaio gerou os seguintes gráficos:

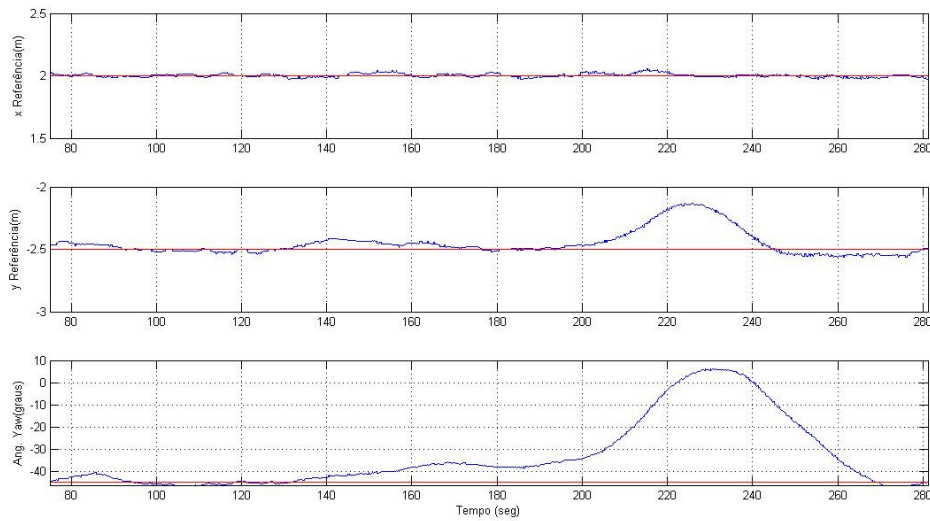


Figura 5.33 Comparação Ensaio-Simulação da resposta com vento

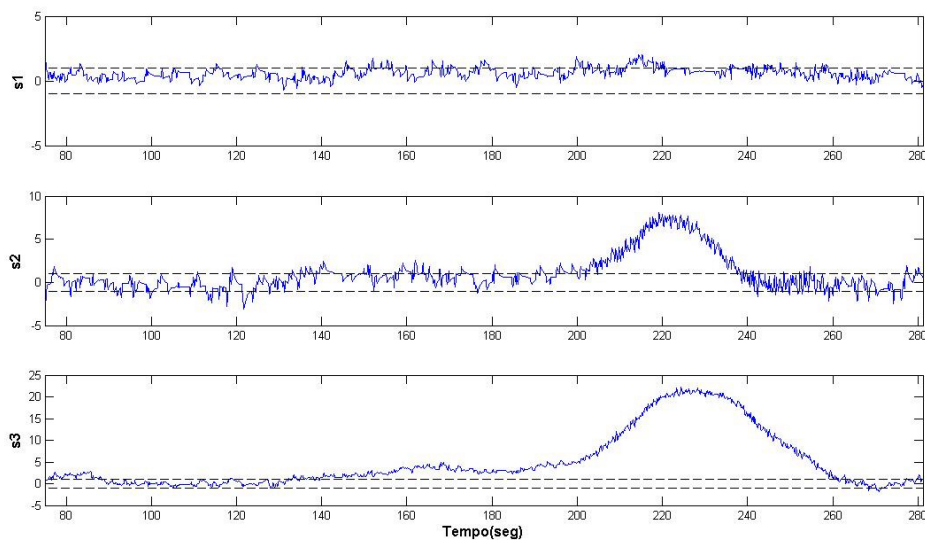


Figura 5.34 Comparação Ensaio-Simulação da variável s com vento

Neste último ensaio, o modelo estava alinhado a -45° em relação ao tanque, com vento incidindo de proa (frontal). Pode-se notar que, até certo ponto, o controlador manteve a posição estável como esperado, porém começou a derivar em direção a 0° . Neste momento, os propulsores saturaram e o modelo não conseguiu mais vencer a força do vento, o que causou a rotação até quase 10° . O vento foi então desligado e, em seguida, o modelo começou a retornar à posição original. Este ensaio mostra o bom

comportamento do controle ante a condições extremas, que levam à saturação. O termo de *anti-windup* implementado fez com que o sistema retornasse à posição tão logo os agentes ambientais tenham cessado.

5.3 Ordem Superior

5.3.1 Procedimento Experimental

O procedimento experimental seguiu as mesmas condições e manobras descritas em 4.2.3. O controlador também implementa o diferenciador robusto discutido no item 3.3.1.1. Nesse sentido, as simulações utilizadas para comparação levam em conta a adição de ruído branco e do diferenciador robusto exato, a fim de melhor modelar a dinâmica do controlador.

5.3.2 Resultados Experimentais

Os resultados experimentais a seguir, apresentados nas figuras 5.35, 5.36, 5.37 e 5.38 utilizam o mesmo conjunto de parâmetros de calibragem descritos no item 4.2.3, com $\lambda = (1, 1, 1)$.

Para os gráficos de posição, as linhas vermelhas são o *set-points*, as linhas pretas são resultados do simulador e as linhas azuis são resultados dos experimentos:

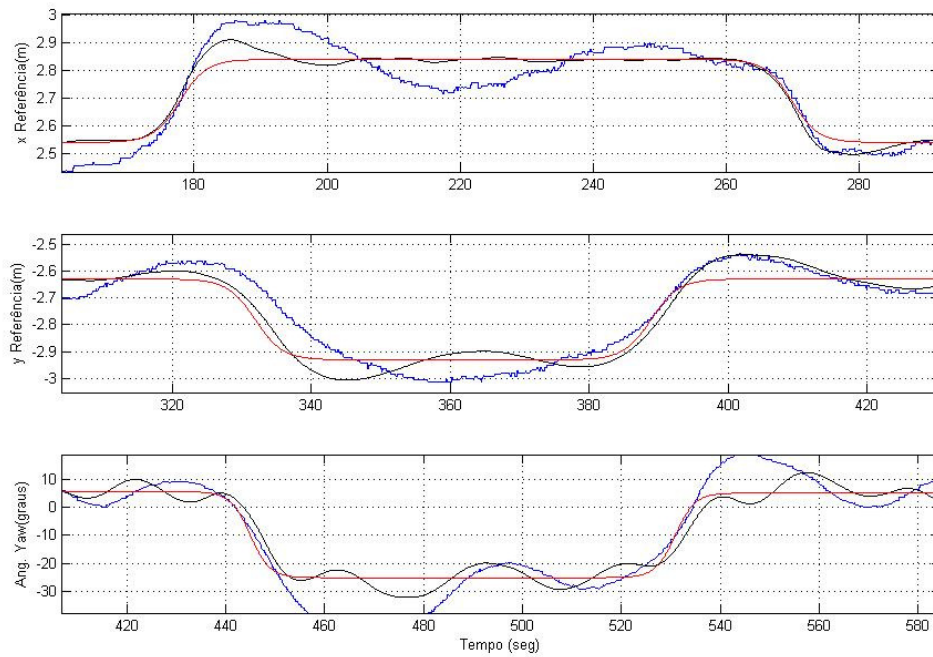


Figura 5.35 Comparação Ensaio-Simulação da resposta para $\lambda = (1, 1, 1)$.

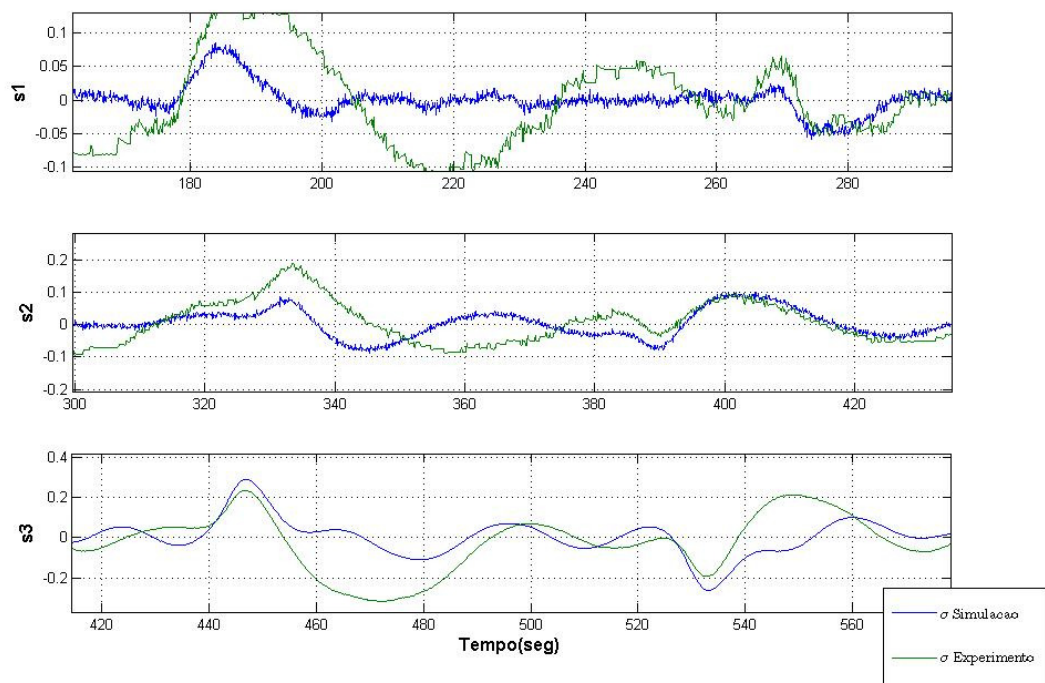


Figura 5.36 Comparação Ensaio-Simulação da variável s para $\lambda = (1, 1, 1)$

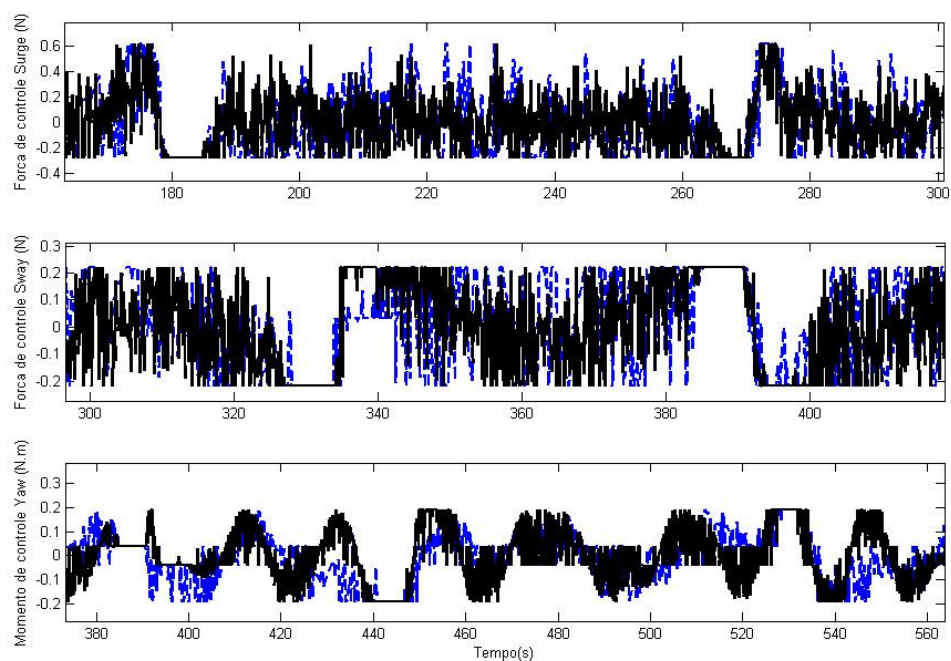


Figura 5.37 Comparação Ensaio-Simulação das forças de controle para $\lambda = (1, 1, 1)$

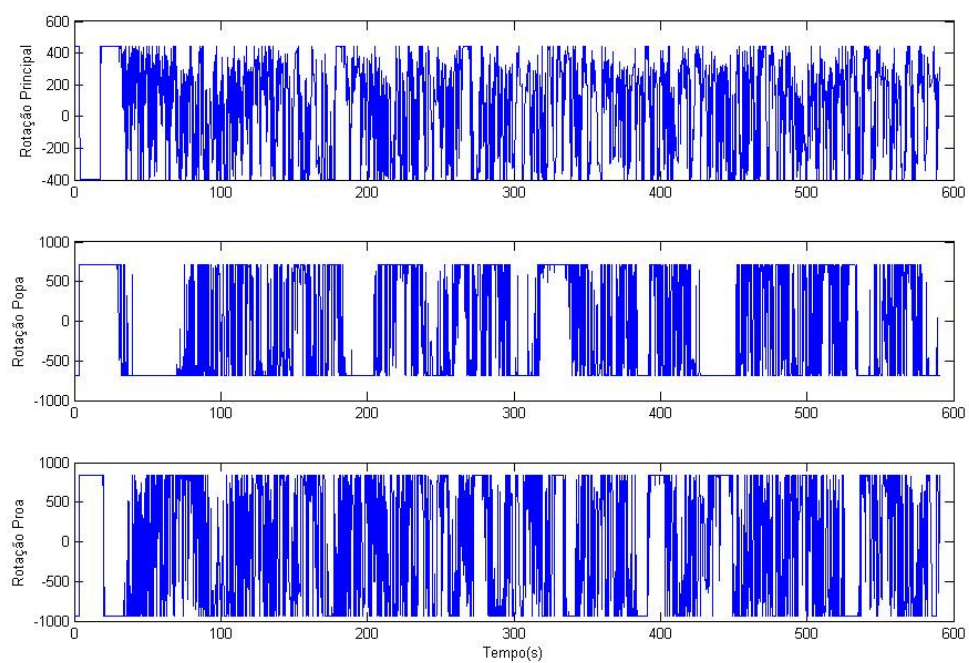


Figura 5.38 Esforços nos propulsores em RPM para $\lambda = (1, 1, 1)$

Para avaliar a influência do λ , variamos esse parâmetro nos ensaios. A Figura 5.39 mostra um exemplo, para $\lambda = (4, 4, 4)$

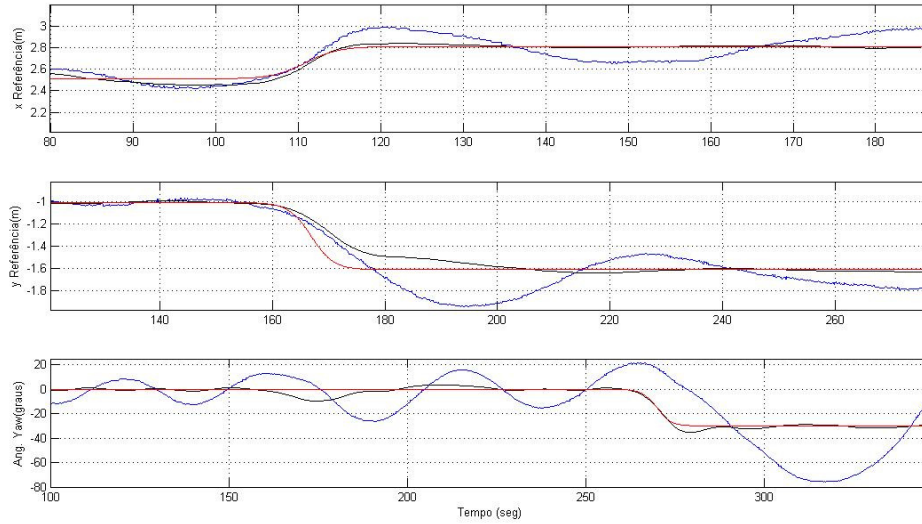


Figura 5.39 Comparação Ensaio-Simulação da resposta para $\lambda = (4, 4, 4)$

Por fim, foi observado o comportamento do diferenciador robusto. A Figura 5.40 mostra, para o conjunto original $\lambda = (1, 1, 1)$, o sinal $Z0$ (reconstrução de σ) e $Z1$ (estimativa de $\dot{\sigma}$).

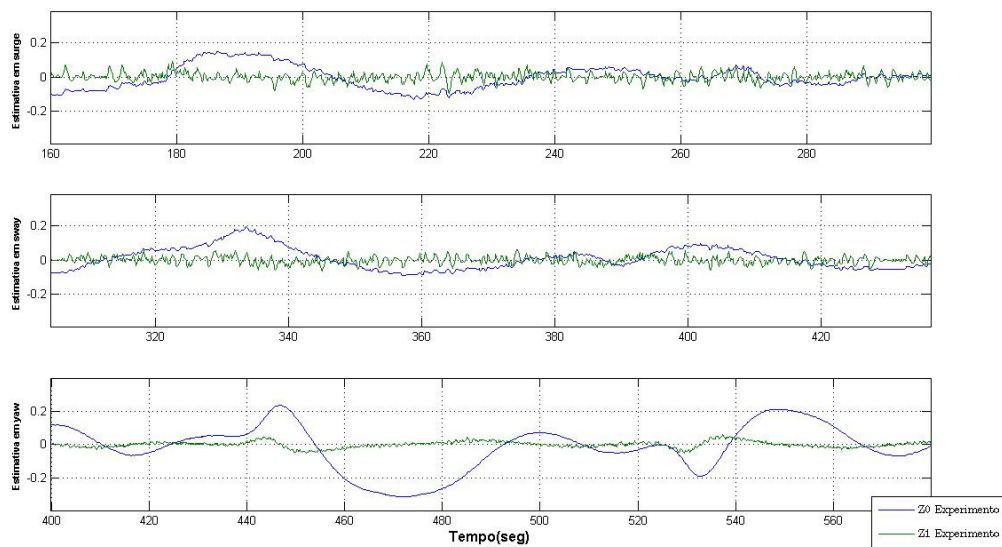


Figura 5.40 Comportamento do Diferenciador Robusto durante o experimento para $\lambda = (1, 1, 1)$

Podemos observar que os resultados obtidos com $\lambda = 1$ foram melhores do que os obtidos com $\lambda = 4$, com o aparecimento de menores oscilações em torno do *set-point*. Ainda assim, os dados apresentaram-se bastante ruins, principalmente quando comparados com o controlador de primeira ordem.

A justificativa para tal fenômeno está na dificuldade de ajuste dos outros parâmetros de controle: o conjunto de α , β e os diversos ganhos do diferenciador.

Pode-se observar que também não foi possível reproduzir adequadamente o comportamento obtido nas simulações, devido às simplificações físicas realizadas e ao uso do modelo de ruído aleatório.

6 Discussão dos resultados

A partir dos resultados obtidos nas simulações e nos experimentos em primeira ordem, pôde-se observar que houve consistência para o formato das curvas de posição e da variável de controle s . Vale notar que a diferença entre os resultados deveu-se principalmente à existência de ruído de medição nos experimentos, que não existia para os casos das simulações.

O intenso chaveamento observado nos atuadores não foi caracterizado como *chattering*, pois, como foram observadas, as forças de controle obtidas nos ensaios tiveram boa aderência com as forças de controle geradas pelo simulador. Este chaveamento foi, provavelmente, devido à presença de ruídos no sistema de medição, além da ausência de quaisquer filtros para a estimativa das derivadas (o que aumentou ainda mais os ruídos).

Ainda assim, como pôde-se observar, esse efeito comportou-se como um pulso *PWM* (*Pulse Width Modulation*), de maneira que a resposta ensaiada foi congruente com a simulada, a menos de um atraso e, em alguns casos, de um sobre-sinal nos experimentos.

Nota-se que o método mostrou-se robusto, já que foi capaz de controlar a embarcação, mesmo após ser alterado o modo de operação para cheio, fato este que não ocorre com um controlador PID convencional que requer reajuste de ganhos.

Foi observada também a importância do *anti-windup* implementado no controlador para o ensaio com vento, visto que durante todo o período de deriva a integração foi cessada, fazendo com que, a partir da retirada do vento, o sistema retornasse rapidamente e sem oscilações para o *set-point*.

O controlador em segunda ordem, por sua vez, não teve o mesmo sucesso. De fato, as grandes oscilações em torno da posição de equilíbrio levaram a resultados insatisfatórios nas três variáveis de posicionamento. Como foi observado ainda nas simulações, o comportamento dos esforços de controle apresenta o denominado “*bounded chattering*”, isto é, oscilações de

alta frequência entre um limite mínimo e máximo, menores que os limites de saturação dos atuadores.

Contudo, a simplificação do algoritmo de controle quando do uso de ordens superiores mostrou-se bastante interessante. A eliminação de mecanismos secundários de convergência (imposição de camada limite, combate ao *windup*) possibilitou a existência de um modelo mais compacto e matematicamente satisfatório.

Apesar dessas vantagens, o controlador em ordem superior apresentou grandes dificuldades de sintonização. Os parâmetros α , β e λ podem ser tomados em uma faixa de valores, o que torna sua determinação um processo árduo. Além disso, o diferenciador robusto utilizado também apresenta seus diversos parâmetros, os quais são extremamente sensíveis a variações: pequenas alterações tornam inutilizáveis as respostas do sistema.

Assim, vê-se que a boa utilização desse controlador deve englobar um processo extenso de otimização multivariável dos parâmetros.

Finalmente, é importante salientar que as manobras escolhidas para a análise são bastante bruscas e exigem muita potência dos propulsores, algo não aplicável ao uso prático.

7 Conclusão

O uso de controladores não-lineares é uma alternativa promissora no controle de embarcações oceânicas. Os resultados obtidos comprovam a funcionalidade dos algoritmos, tanto em primeira ordem, quanto em ordem superior.

Em específico, para o controlador de primeira ordem, pôde-se comprovar a aplicabilidade do mesmo para duas condições de operação da embarcação, mesmo quando sujeito a distúrbios ambientais bastante fortes.

A escolha da ordem do sistema mostrou-se dependente do contexto de uso. De fato, ainda que o controlador de segunda ordem tenha precisão excelente quando em condições ideais de operação, as dificuldades associadas a sua sintonização podem comprometer seu uso. Em relação aos resultados do simulador, foi observado ainda um efeito de *chattering* limitado a pontos que não saturam os atuadores. Conforme a teoria, elevando-se novamente o grau relativo do sistema, este efeito seria minimizado.

Assim, vê-se a necessidade de estudos adicionais visando ao correto ajuste dos parâmetros do controlador de segunda ordem, além de um estudo específico sobre a viabilidade do uso de controladores de ordem maior, como, por exemplo, o controlador de 3ª ordem mencionado no Capítulo 3.

8 Referências Bibliográficas

- [1] BLUE WATER IMAGE GALLERY. Blue Water Corporation. Disponível em: <http://www.bluewater.com/MR_gallery.asp?menu=1>. Acessado em: junho de 2009
- [2] BRAY, D. **Dynamic Positioning**, The Oilfield Seamanship Series, Volume 9, Oilfield Publications Ltd. (OPL), 1998.
- [3] FOSSEN, T.I. **Guidance and Control of Ocean Vehicles**, John Wiley and Sons, Ltd., 1994.
- [4] PLESTAN F., GLUMINEAU A., LAGHROUCHE S. **A new algorithm for high-order sliding mode control**, International Journal of Robust and Nonlinear Control, 18:441–453, 2008.
- [5] SHTESSEL Y., FRIDMAN L., ZINOBER A. **Higher Order Sliding Modes**, International Journal of Robust and Nonlinear Control, 18:381–384. 2008
- [6] SLOTINE, J.J.E.; LI, W. **Applied Nonlinear Control**, Prentice-Hall, E.U.A., 1991.
- [7] TANNURI, E.A. **Desenvolvimento de Metodologia de Projeto de Sistema de Posicionamento Dinâmico Aplicado a Operações em Alto-Mar**, São Paulo, 2002. 1v. Dissertação (doutorado) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo.
- [8] LEVANT, A. **Higher-order sliding modes, differentiation and output-feedback control**, International Journal of Control, 76:9, 924-941. 2003.
- [9] LEVANTOVSKY, L.V. (LEVANT, A.) **Higher order sliding modes and their application for controlling uncertain processes**, Tese de Doutorado, Institute for System Studies of the USSR Academy of Science, Moscou, 1987.
- [10] UTKIN, V.I. **Sliding Modes and their application to variable structure systems**, MIR Publishers, Moscow, 1978.