



UNIVERSIDADE DO ESTADO DO RIO DE JANEIRO

Faculdade de Engenharia

Departamento de Engenharia Eletrônica e Telecomunicações

Curso de Especialização em Automação Industrial



UNIVERSIDADE PETROBRAS

PROJETO FINAL

**AJUSTE E SIMULAÇÃO DE CONTROLADORES DE LASTRO DE UMA
PLATAFORMA SEMI-SUBMERSÍVEL DE PEQUENAS DIMENSÕES**

ALCEO CARTA NETO

CARLOS ALEXANDRE CASTANHARO

CARLOS EDUARDO MOTA MORAES

RENATO DE CARVALHO LOPES

Orientador: Prof. José Paulo Vilela Soares da Cunha

Rio de Janeiro
Fevereiro de 2007

PROJETO FINAL

AJUSTE E SIMULAÇÃO DE CONTROLADORES DE LASTRO DE UMA PLATAFORMA SEMI-SUBMERSÍVEL DE PEQUENAS DIMENSÕES

Banca Examinadora

Prof. José Paulo Vilela Soares da Cunha
Departamento de Eletrônica e Telecomunicações/UERJ – Orientador

Prof. Jorge Luís Machado do Amaral
Departamento de Eletrônica e Telecomunicações/UERJ

Prof. Paulo Bulkool Batalheiro
Departamento de Eletrônica e Telecomunicações/UERJ

Rio de Janeiro
Fevereiro de 2007

CARTA NETO, Alceo
CASTANHARO, Carlos Alexandre
MORAES, Carlos Eduardo Mota
LOPES, Renato de Carvalho

Ajuste e simulação de controladores de lastro de uma plataforma semi-submersível de pequenas dimensões.

xii, 68 pp, 29,7 cm (FEN/UERJ, Curso de Especialização em Automação Industrial, 2007)

Projeto Final – Universidade do Estado do Rio de Janeiro, UERJ.

1. Controle de Lastro
2. Controle PID
3. Sintonia de Controladores
4. Plataformas Semi-Submersíveis

I. UERJ/FEN

RESUMO

O trabalho aborda a implementação e a sintonia de controladores para o lastro de uma plataforma semi-submersível de pequenas dimensões. Inicialmente são revisados o modelo matemático da dinâmica da plataforma e o controle por realimentação de estado. A seguir realiza-se a implementação de um controle com ações proporcional, integral e derivativo (PID) seguido de sua sintonia. As sintonias realizadas baseiam-se em dois métodos para obtenção dos ganhos do controlador: primeiro consiste no uso de um algoritmo de otimização e o segundo utiliza uma variação do método dos relés em malha fechada. Por fim, são apresentados os resultados das simulações juntamente com uma avaliação da robustez de cada controlador.

Palavras-chave: Controle de lastro, Controle PID, Sintonia de Controladores, Plataformas semi-submersíveis.

ABSTRACT

This work presents the implementation and tuning of ballast controllers for a small dimensions semi-submersible platform. At first, a revision of the platform's dynamic model and the state space control has been done. The next step is the implementation of a proportional integral derivative controller and its tuning. The tuning process used is based on two methods to obtain the gain of the controllers: the first one consists of an optimization algorithm and the second one uses a variation of the closed loop relay's method. At last, the simulation results and a robustness analysis of each method are presented.

Keywords: Ballast control, PID control, Controller tuning, Semi-submersible platforms.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Tipos de Plataformas _____	1
Figura 2.1 - Esquema da plataforma semi-submersível (FORTES, 2005, p.3) _____	6
Figura 2.2 - Sistemas de coordenadas usados na modelagem dinâmica da plataforma (FORTES, 2005, p.6) _____	7
Figura 2.3 - Modelagem das bombas e tanque de lastro _____	9
Figura 2.4 – Diagrama do modelo da dinâmica do grau de liberdade vertical (calado) _____	10
Figura 2.5 - Diagrama do modelo da dinâmica do ângulo de arfagem _____	11
Figura 2.6 - Diagrama do modelo da dinâmica do ângulo de jogo _____	12
Figura 2.7 – Modelo em malha aberta da plataforma _____	13
Figura 2.8 – Resposta do ângulo de arfagem em malha aberta _____	15
Figura 2.9 – Resposta do ângulo de jogo em malha aberta _____	16
Figura 2.10 – Resposta do calado em malha aberta _____	17
Figura 3.1 – Modelo no espaço de estado _____	18
Figura 3.2 – Controle no espaço de estado _____	20
Figura 3.3 - Controle no espaço de estado com integrador _____	21
Figura 3.4 - Modelo interno de um observador de estado _____	24
Figura 3.5 - Controle no espaço de estado com integrador e observador _____	25
Figura 3.6 - Diagrama do sistema de controle (FORTES; CUNHA, 2006) _____	26
Figura 3.7 - Resposta ao degrau _____	27
Figura 3.8 - Resposta do controle de calado _____	28
Figura 3.9 - Resposta do controle de arfagem e jogo _____	29
Figura 3.10 – Resposta ao degrau com não-linearidades _____	30
Figura 3.11 - Resposta do controle de calado com não-linearidades _____	31
Figura 3.12 - Resposta do controle de arfagem e jogo com não-linearidades _____	31
Figura 4.1 - Estrutura dos controladores PID _____	33
Figura 4.2 - Modelo do sistema com controladores PID _____	34
Figura 4.3 – Respostas do controle de arfagem a perturbação. _____	35
Figura 4.4 - Implementação do método do relé em malha fechada _____	37
Figura 4.5 - Oscilação do calado obtida pela aplicação do método do relé. _____	40
Figura 4.6 - Oscilação do ângulo de arfagem obtida pela aplicação do método do relé. _____	40
Figura 4.7 - Oscilação do ângulo de jogo obtida pela aplicação do método do relé. _____	41
Figura 4.8 - Resposta do controle do calado a uma mudança na referência, obtida com	

os parâmetros de sintonia da Tabela 4.4 _____	43
Figura 4.9 - Respostas dos controles de arfagem e jogo à perturbação, obtidas com os parâmetros de sintonia da Tabela 4.4 _____	44
Figura 4.10 - Respostas dos controles de arfagem e jogo à perturbação obtidas com os parâmetros de sintonia da Tabela 4.6 _____	46
Figura 4.11 – Resposta do controle de calado à alteração no valor da referência, obtida com os parâmetros de sintonia da Tabela 4.8 _____	50
Figura 4.12 – Respostas dos controles de arfagem e jogo à perturbação, obtidas com os parâmetros de sintonia da Tabela 4.8. _____	50
Figura 4.13 - Respostas dos controles de arfagem e jogo à perturbação, obtidas com os parâmetros de sintonia da Tabela 4.9. _____	51
Figura 4.14 - Resposta do controle do calado ao acréscimo de massa de 75g em um dos quadrantes da plataforma, obtida com os parâmetros de sintonia da Tabela 4.4_	52
Figura 4.15 - Resposta do controle do calado ao acréscimo de massa de 75g em um dos quadrantes da plataforma, obtida com os parâmetros de sintonia da Tabela 4.8_	53
Figura 4.16 - Resposta do calado ao acréscimo de uma massa de 75 gramas em um dos quadrantes da plataforma, utilizando os parâmetros de sintonia da Tabela 4.8 __	54
Figura 4.17 - Resposta do calado ao acréscimo de uma massa de 75 gramas em um dos quadrantes da plataforma, utilizando os parâmetros de sintonia da Tabela 4.9 __	54
Figura 4.18 - Resposta do calado ao acréscimo de uma massa de 75g em cada um dos tanques da plataforma obtida com os parâmetros de sintonia da Tabela 4.6 _____	55
Figura 4.19 – Resposta do calado ao acréscimo de uma massa de 75 gramas em cada quadrante da plataforma, utilizando os parâmetros de sintonia da Tabela 4.8 _____	56
Figura 5.1 – Comparação entre resposta do controlador PID ajustado pelo algoritmo de otimização para o modelo original e para caso de maior erro ITAE para o calado __	60
Figura 5.2 – Comparação entre resposta do controlador PID ajustado pelo algoritmo de otimização para o modelo original e para caso de maior erro ITAE para a arfagem __	60
Figura 5.3 – Comparação entre resposta do controlador PID ajustado pelo algoritmo de otimização para o modelo original e para caso de maior erro ITAE para o jogo _____	61
Figura 5.4 – Comparação entre resposta do controlador PID ajustado pelo método dos relés para o modelo original e para caso de maior erro ITAE para o calado _____	62
Figura 5.5 – Comparação entre resposta do controlador PID para ajustado pelo método dos relés o modelo original e para caso de maior erro ITAE para a arfagem _____	63
Figura 5.6 – Comparação entre resposta do controlador PID ajustado pelo método dos	

relés para o modelo original e para caso de maior erro ITAE para o jogo _____ 63

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Parâmetros do Calado (<i>heave</i>) (FORTES; CUNHA, 2006) _____	10
Tabela 2.2 - Parâmetros da arfagem (<i>pitch</i>) (FORTES; CUNHA, 2006) _____	11
Tabela 2.3 - Parâmetros do jogo (<i>roll</i>) (FORTES; CUNHA, 2006) _____	12
Tabela 4.1 – Equações do método de sintonia de malha fechada proposto por Ziegler e Nichols (CAMPOS e TEIXEIRA, 2006) _____	38
Tabela 4.2 – Valores da amplitude e do período de oscilação para o método do relé	41
Tabela 4.3 – Valores do ganho último e do período último de oscilação para o método do relé _____	42
Tabela 4.4 - Valores dos parâmetros de sintonia obtidos com o método do relé e equações de Ziegler e Nichols _____	42
Tabela 4.5 – Valores do ganho último e do período último de oscilação para o método do relé _____	45
Tabela 4.6 - Valores dos parâmetros de sintonia obtidos com o método do relé e equações de Ziegler e Nichols _____	45
Tabela 4.7 - Valores iniciais dos parâmetros dos controladores _____	49
Tabela 4.8 - Parâmetros de sintonia obtidos com o algoritmo de otimização, com ação PID para o controle de calado e ação PI para os controles de arfagem e jogo. _____	49
Tabela 4.9 - Parâmetros de sintonia obtidos com o algoritmo de otimização, com ação PID para os controles de calado, arfagem e jogo. _____	51
Tabela 5.1 – Amplitudes máximas de variação dos parâmetros de teste de robustez	57
Tabela 5.2 – Resultados do ITAE no teste de robustez do calado (algoritmo de otimização) _____	59
Tabela 5.3 – Resultados do ITAE no teste de robustez da arfagem (algoritmo de otimização) _____	59
Tabela 5.4 – Resultados do ITAE no teste de robustez do jogo (algoritmo de otimização) _____	59
Tabela 5.5 – Resultados do ITAE no teste de robustez do calado (método dos relés)	61
Tabela 5.6 – Resultados do ITAE no teste de robustez da arfagem (método dos relés)	62
Tabela 5.7 – Resultados do ITAE no teste de robustez do jogo (método dos relés) _____	62

LISTA DE ABREVIATURAS

FPSO _____ *Floating, Production, Storage and Offloading*

ITAE _____ Integral do tempo multiplicado pelo valor absoluto do erro (Integral of Time multiplied by Absolute of the Error)

MIMO _____ Múltiplas entradas e múltiplas saídas (*Multiple Input Multiple Output*)

PID _____ Proporcional, Integral, Derivativo

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	vi
LISTA DE TABELAS	ix
LISTA DE ABREVIATURAS	x
1 INTRODUÇÃO	1
1.1 Motivação	3
1.2 Objetivo	4
1.3 Metodologia	4
2 MODELAGEM DA DINÂMICA DA PLATAFORMA SEMI-SUBMERSÍVEL	6
2.1 Modelagem da dinâmica da plataforma	7
2.1.1 Modelagem das bombas de água	7
2.1.2 Modelagem dos tanques de lastro	8
2.1.3 Modelagem do grau de liberdade vertical (<i>heave</i>)	9
2.1.4 Modelagem da arfagem (<i>pitch</i>)	11
2.1.5 Modelagem do jogo (<i>roll</i>)	12
2.2 Simulação em malha aberta	13
3 CONTROLE POR REALIMENTAÇÃO DE ESTADO	18
3.1 Modelo matemático	18
3.2 Controle	23
3.3 Resultado das simulações	26
4 CONTROLE PID	33
4.1 Sintonia dos controladores PID	36
4.1.1 Sintonia dos controladores PID através do método dos relés	36
4.1.1.1 O método do relé em malha fechada	37
4.1.1.2 Procedimento de sintonia dos controladores PID através do método dos relés em malha fechada	38
4.1.1.3 Sintonia do controlador PI através do método dos relés	44
4.1.2 Sintonia dos controladores PID através de algoritmo de otimização	46
4.1.2.1 Descrição das rotinas utilizadas para otimização dos parâmetros de	

sintonia dos controladores. _____	47
4.1.2.2 Procedimento de sintonia dos controladores PID através do algoritmo de otimização _____	48
4.2 Resposta do controle a perturbações _____	52
5 ROBUSTEZ DOS CONTROLADORES _____	57
5.1 Robustez à variação de massa e momento de inércia _____	57
5.2 Robustez à variação de vazão das bombas _____	58
5.3 Robustez à variação simultânea dos parâmetros _____	58
5.4 Resultados dos testes de robustez _____	58
6 CONCLUSÃO _____	65
REFERÊNCIAS _____	67

1 INTRODUÇÃO

Plataformas são largamente utilizadas por empresas exploradoras de petróleo em campos marítimos (*offshore*). No Brasil, o petróleo vem sendo encontrado em lâminas d'água cada vez mais profundas. Os principais tipos de plataformas (Figura 1.1) utilizadas pela Petrobras são: plataformas fixas, plataformas auto-eleváveis, plataforma de pernas atirantadas, plataformas semi-submersíveis, navios-sonda e plataformas tipo FPSO (*Floating, Production, Storage and Offloading*) (PETROBRAS, 2007).



Auto Elevável



Semi-Submersível



Fixa



FPSO

Figura 1.1 – Tipos de Plataformas

“As plataformas fixas foram as primeiras unidades utilizadas. Têm sido as preferidas nos campos localizados em lâminas d'água de até 300m. Geralmente as plataformas fixas são constituídas de estruturas modulares de aço, instaladas no local de operação com estacas cravadas no fundo do mar. As plataformas fixas são projetadas para receber todos os equipamentos de perfuração, estocagem de materiais, alojamento de pessoal, bem como todas as instalações necessárias para a produção dos poços.

As plataformas auto-eleváveis são constituídas, basicamente, de uma balsa equipada com estrutura de apoio, ou pernas, que, acionadas mecânica ou hidráulicamente, movimentam-se para baixo até atingirem o fundo do mar. Em seguida, inicia-se a elevação da plataforma acima do nível da água, a uma altura segura e fora da ação das ondas. Essas plataformas são móveis, sendo transportadas por rebocadores ou por propulsão própria. Destinam-se à perfuração de poços exploratórios na plataforma continental, em lâminas d'água que variam de 5 a 130m.

Plataformas tipo FPSO (*Floating, Production, Storage and Offloading*) são navios com capacidade para processar e armazenar o petróleo, e prover a transferência do petróleo e/ou gás natural. No convés do navio, é instalada uma planta de processo para separar e tratar os fluidos produzidos pelos poços. Depois de separado da água e do gás, o petróleo é armazenado nos tanques do próprio navio, sendo transferido para um navio aliviador de tempos em tempos. O navio aliviador é um petroleiro que atraca na popa da FPSO para receber petróleo que foi armazenado em seus tanques e transportá-lo para terra. O gás comprimido é enviado para terra através de gasodutos e/ou re-injetado no reservatório. Os maiores FPSOs têm sua capacidade de processo em torno de 200 mil barris de petróleo por dia, com produção associada de gás de aproximadamente 2 milhões de metros cúbicos por dia.

As plataformas semi-submersíveis são compostas de uma estrutura de um ou mais conveses, apoiada por colunas em flutuadores submersos. Uma unidade flutuante sofre movimentações devido à ação das ondas, correntes e ventos, com possibilidade de danificar os equipamentos a serem descidos no poço. Por isso, torna-se necessário que ela fique posicionada na superfície do mar, dentro de um círculo com raio de tolerância ditado pelos equipamentos de subsuperfície, operação esta a ser realizada em lamina d'água. Dois tipos de sistema são responsáveis pelo posicionamento da unidade flutuante: o sistema de ancoragem e o sistema de posicionamento dinâmico.

O sistema de ancoragem é constituído de 8 a 12 âncoras e cabos e/ou correntes, atuando como molas que produzem esforços capazes de restaurar a posição do flutuante quando é modificada pela ação das ondas, ventos e correntes. No sistema de posicionamento dinâmico, não existe ligação física da plataforma com o fundo do mar, exceto a dos equipamentos de perfuração. Sensores acústicos determinam a deriva, e propulsores no casco acionados por computador restauram a posição da plataforma. As plataformas semi-submersíveis podem ou não ter propulsão própria. De qualquer forma, apresentam grande mobilidade, sendo as preferidas para a perfuração

de poços exploratórios” (PETROBRAS, 2007).

Atualmente, plataformas semi-submersíveis também estão sendo utilizadas para o lançamento de satélites. Até o momento, já foram lançados vinte e um satélites de plataformas semi-submersíveis, feitos pela corporação internacional *Sea Launch*, que é um consórcio internacional formado pela empresa americana Boeing, pela empresa russa Energia, pela sociedade britânico-norueguesa Kvaerner Group e pelas empresa ucranianas Yuzhnoye e Yuzhmash (FOLHA ONLINE, 2006). Os lançamentos marítimos na zona equatorial permitem colocar em órbita satélites de grande peso e reduzir o custo de lançamento.

O controle dos tanques de lastro é crucial na plataforma marítima de lançamento de foguetes descrita por Fossen (2002), na qual as bombas de lastro são acionadas para manter o alinhamento horizontal da plataforma para compensar a mudança do centro de gravidade causada pelo deslocamento do foguete entre o armazém e a base de lançamento. Em vez de atuar no volume do lastro, outra alternativa é mover verticalmente os flutuadores, conforme realizado por Damen et al. (1994).

Do ponto de vista da teoria de controle, estas plataformas constituem um exemplo de sistemas multivariáveis continuamente expostos a perturbações estocásticas, cujos problemas de posicionamento dinâmico e controle dinâmico de lastro vêm sendo modelados e estudados em protótipos e sistemas experimentais (JORDAN; DUGA, 1998).

Classicamente, o controle do lastro desse tipo plataforma é realizado manualmente. Porém, devido à complexidade do controle e do problema de distribuição de cargas nessas plataformas, *softwares* de modelagem e cálculo do ponto de operação do sistema de lastro são largamente utilizados. Na PETROBRAS, o programa SSTAB, em conjunto com outros *softwares*, é usado para o realizar este controle de maneira estática, calculando os pontos de operação do sistema de lastro e com atuação manual dos operadores (COELHO; NASCIMENTO, 2002).

1.1 Motivação

O controle de lastro de uma embarcação permite, através da manipulação de um fluido de lastro, uma distribuição mais uniforme de cargas, tendo como função manter a estabilidade. O sistema de Controle de Lastro é parte importante no sistema de gerenciamento de plataformas de petróleo semi-submersíveis. Consiste em uma rede

complexa de tubulações, válvulas, bombas e tanques, cuja interface de controle deve ser planejada para facilitar a operação (MANZI et al., 2005). Devido à sua contribuição na manutenção da estabilidade da embarcação, aspectos como redundância, análise de falhas e o diagnóstico dos componentes desse sistema são importantes, pois estas falhas podem causar vazamentos, alagamento de compartimentos, entre outros problemas, podendo inclusive levar ao afundamento. (SCHIEFFER; HOTZ, 1997, HOCK; BALABAN, 1984)

A complexidade de operação e a possibilidade de se obter uma resposta mais rápida e efetiva às variações de distribuição de carga da plataforma são as principais motivações para o desenvolvimento de um controle automático de lastro. Adicionalmente, a quantidade de alarmes disparados durante uma situação de emergência pode dificultar e retardar a reação dos operadores. Outra possível consequência da perda do controle do lastro de uma plataforma de petróleo é uma parada de produção, o que pode significar grandes perdas financeiras.

1.2 Objetivo

O objetivo deste trabalho é o desenvolvimento de um sistema de controle para realizar o lastro de uma plataforma semi-submersível de pequenas dimensões desenvolvida por Teixeira et al (2000) e Fortes (2005). Esse sistema será desenvolvido e testado por simulação, tendo em vista o desenvolvimento futuro de um sistema que poderia ser aplicado em controle de plataformas de dimensões reais.

1.3 Metodologia

O trabalho foi realizado com base em uma plataforma semi-submersível de pequenas dimensões. No capítulo 2 é realizada uma descrição da plataforma, apresentando a modelagem matemática da sua dinâmica realizada por (FORTES; CUNHA, 2006) e as simulações da resposta em malha aberta. Através dos dados coletados foi feita uma avaliação do comportamento de cada um dos graus de liberdade (calado, ângulo de jogo e ângulo de arfagem).

A partir do modelo matemático, foi reavaliado o controle por realimentação de estado implementado por Fortes (2005). Os resultados obtidos com a aplicação desse controle são mostrados no capítulo 3.

O capítulo 4 propõe a aplicação de uma nova estratégia que utiliza controle Proporcional, Integral e Derivativo (PID). O sistema é composto por um controlador PID para cada um dos graus de liberdade. Foram implementadas duas técnicas de sintonia para os controladores e realizadas simulações para avaliar as respostas do sistema em malha fechada.

Finalmente, os capítulos 5 e 6 apresentam uma análise dos resultados obtidos pelos diversos métodos de controle aplicados ao modelo. Em relação ao método de controle proposto, é feita a verificação da aplicabilidade prática das estratégias de sintonia e uma avaliação de robustez dos controladores.

2 MODELAGEM DA DINÂMICA DA PLATAFORMA SEMI-SUBMERSÍVEL

A plataforma representada na Figura 2.1 é inspirada nas plataformas semi-submersíveis para exploração de petróleo. Possui quatro tanques de lastro localizados nos seus vértices e na parte inferior da plataforma estão as casas de máquinas com as bombas de água. Em cada tanque é utilizada uma bomba para injeção de água e outra de retirada de água.

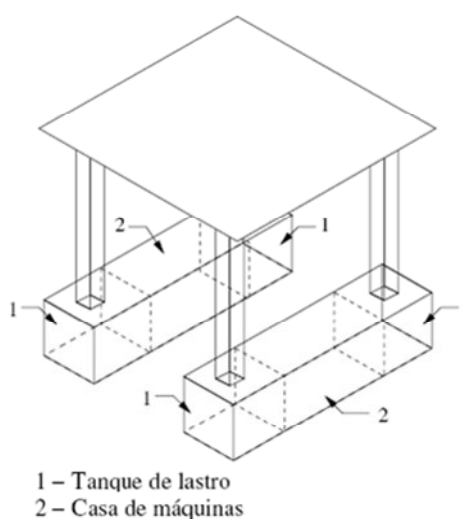


Figura 2.1 - Esquema da plataforma semi-submersível (FORTES, 2005, p.3)

Os sistemas de coordenadas utilizados neste projeto seguem os usuais na área naval. Existem três graus de liberdade da plataforma que podem ser controlados independentemente: arfagem (*pitch*), jogo (*roll*) e o movimento de subida e descida ou calado (*heave*). (FOSSSEN, 2002, p.17)

A Figura 2.2 ilustra os sistemas de coordenadas. Os eixos x_e , y_e e z_e , representam os eixos de referência estacionários, posicionados, arbitrariamente, ao centro do plano superior da plataforma e formam um plano paralelo ao chão. Os eixos x e y são fixos ao plano superior da plataforma. Os ângulos que estes formam com os eixos estacionários correspondentes são o ângulo de arfagem (θ) e o ângulo de jogo (Φ), respectivamente. Para simplificar a modelagem, supõe-se que a plataforma não gira em torno do eixo vertical e os movimentos de translação no plano horizontal também são desprezados (FORTES, 2005, p.5).

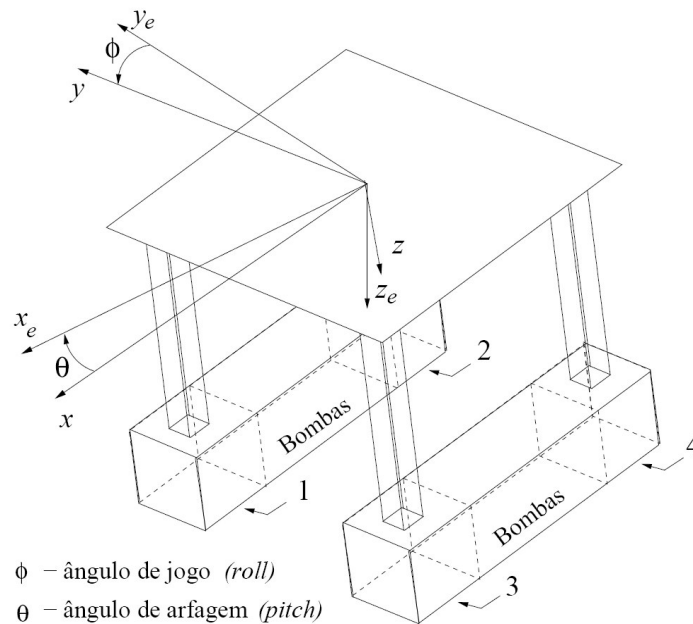


Figura 2.2 - Sistemas de coordenadas usados na modelagem dinâmica da plataforma (FORTES, 2005, p.6)

2.1 Modelagem da dinâmica da plataforma

A modelagem da dinâmica da plataforma tem em vista o projeto e a simulação do sistema de controle. O modelo é essencial para a simulação do controle PID da plataforma.

2.1.1 Modelagem das bombas de água

As bombas são modeladas como um ganho aplicado ao seu sinal de controle, sendo este sinal limitado entre -1 e 1, onde -1 corresponde à máxima vazão de saída de água, 1 corresponde à máxima vazão de entrada e 0 implica no desligamento de ambas as bombas. Devido às diferenças intrínsecas existentes entre as bombas, as constantes de multiplicação para a bomba de entrada e para a bomba de saída são diferentes, resultando no modelo linear por partes descrito pela equação (2.1), cujos valores das constantes $K_{in j}$ e $K_{out j}$ são $22 \times 10^{-6} \text{ m}^3/\text{s}$ e $21 \times 10^{-6} \text{ m}^3/\text{s}$ respectivamente (FORTES; CUNHA, 2006).

$$V_j(t) = \begin{cases} K_{in_j}, & \text{se } U_j(t) \geq 1 \\ K_{in_j} U_j(t), & \text{se } 0 \leq U_j(t) < 1 \\ K_{out_j} U_j(t), & \text{se } -1 < U_j(t) < 0 \\ -K_{out_j}, & \text{se } U_j(t) \leq -1 \end{cases} \quad (2.1)$$

onde:

V_j é a vazão de água (m³/s);

K_{in_j} é a vazão máxima da bomba de entrada (m³/s);

K_{out_j} é a vazão máxima da bomba de saída (m³/s);

j é o índice do tanque de lastro ($j = 1, 2, 3, 4$), conforme Figura 2.2.

2.1.2 Modelagem dos tanques de lastro

Os tanques de lastro, cuja capacidade é de um litro, são modelados como integradores da vazão de água (FORTES; CUNHA, 2006), conforme as equações:

$$\frac{dl_j(t)}{dt} = \frac{1}{S_{bl}} V_j(t) \quad (2.2)$$

$$m_j(t) = \rho S_{bl} l_j(t) \quad (2.3)$$

onde:

l_j é o nível da água no j -ésimo tanque (m);

S_{bl} é a área da base do tanque de lastro (0,01 m²);

ρ é a massa específica da água (kg/m³);

V_j é a vazão de água das bombas (m³/s).

A Figura 2.3 mostra o diagrama de blocos do conjunto de duas bombas (bomba que enche ou a bomba que esvazia o tanque) e de um tanque de lastro implementado no *software* Simulink, do MatLab. As saturações nas entradas representam as vazões máximas de cada bomba. Os ganhos dados pela divisão da vazão da bomba pela área da base do tanque. O resultado é integrado, resultando no nível do lastro, cuja saturação na saída representa os níveis máximo e mínimo.

Nessa modelagem foram admitidas algumas simplificações (FORTES; CUNHA, 2006):

- os tanques são mantidos na horizontal ($\theta \approx 0^\circ$ e $\phi \approx 0^\circ$);
- desprezou-se um pequeno fluxo de água residual que atravessa as bombas quando estão desligadas;
- a dinâmica das bombas de água é muito rápida.

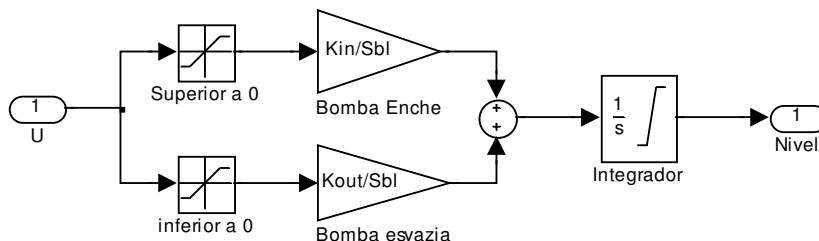


Figura 2.3 - Modelagem das bombas e tanque de lastro

2.1.3 Modelagem do grau de liberdade vertical (*heave*)

O grau de liberdade vertical é modelado pelas equações (2.4) e (2.5). Os termos da equação (2.4) representam, respectivamente, as forças inercial, de arraste, de empuxo e o peso total da plataforma e da água de lastro (FORTES; CUNHA, 2006).

$$[m(t) + A_{33}]\ddot{h} + C_{dh} |\dot{h}| \dot{h}(t) + 2 \rho S_{bf} g h(t) = g m(t) \quad (2.4)$$

$$m(t) = m_p + m_1(t) + m_2(t) + m_3(t) + m_4(t) \quad (2.5)$$

onde:

- h é o calado da plataforma (m);
- m_p é a massa da plataforma seca (kg);
- C_{dh} é o coeficiente de arraste vertical dos flutuadores na água (kg/m);
- S_{bf} é a área da base de cada um dos flutuadores (m²);
- g é a aceleração da gravidade (m/s²).

A componente vertical das forças inerciais induzidas pela pressão resultante do movimento harmônico da plataforma na água é representada pela massa adicional A_{33} (2,4 kg) (FORTES; CUNHA, 2006). O efeito inercial dessa massa não foi considerado por Fortes (2005) no desenvolvimento do controle por realimentação de estado, porém será considerado neste trabalho.

Foram admitidas as seguintes simplificações neste modelo:

- as inclinações da plataforma são mantidas pequenas ($\theta \approx 0^\circ$ e $\phi \approx 0^\circ$) e portanto desconsideradas;
- a variação de massa é lenta nos tanques de lastro, portanto

$$\frac{dm\dot{h}}{dt} = m\dot{h} + \dot{m}\dot{h} \approx m\ddot{h}.$$

A massa seca da plataforma é somada com a massa da água nos tanques de lastro, conforme a equação (2.5). A massa total multiplicada pela aceleração da gravidade resulta no peso que faz a plataforma afundar. Calculando a resultante das forças inercial, peso, arraste e empuxo e passando por dois integradores tem-se então a posição vertical em que se encontra a plataforma (h), em metros. Portanto, esse modelo relaciona a massa com a posição vertical da plataforma.

As constantes relativas à modelagem do calado (Figura 2.4) encontram-se listadas na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 - Parâmetros do Calado (*heave*) (FORTES; CUNHA, 2006)

Grau de liberdade	Constante	Valor	Unidade
Calado	m_p	5,2	kg
	C_{dh}	130	kg/m
	ρ	1000	kg/m ³
	S_{bf}	0,04	m ²
	g	9,81	m/s ²

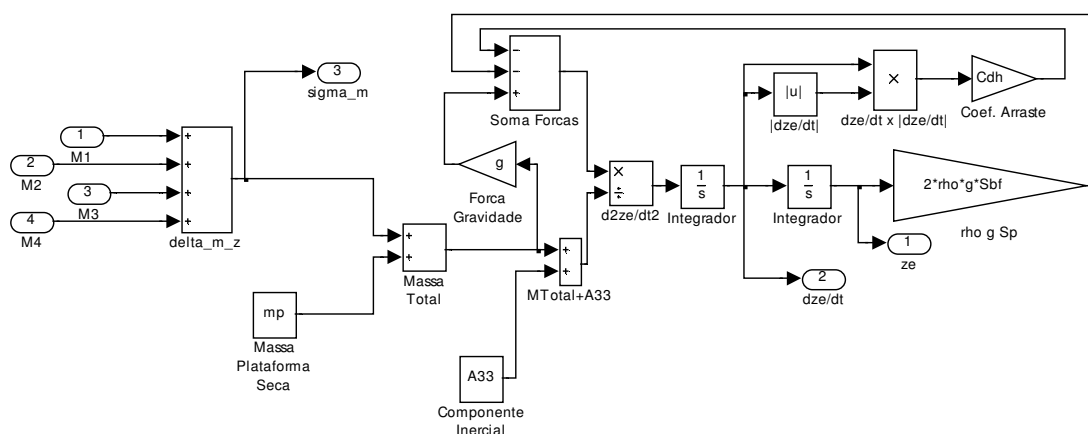


Figura 2.4 – Diagrama do modelo da dinâmica do grau de liberdade vertical (calado)

2.1.4 Modelagem da arfagem (*pitch*)

A arfagem pode ser modelada pela equação (2.6), sendo que o peso nos tanques 2 e 4 gera torque positivo e o peso nos tanques 1 e 3 gera torque negativo.

$$J_y \ddot{\theta} + C_{d\theta} \dot{\theta} + K_{\theta} \theta = d_x g (m_2(t) + m_4(t) - m_1(t) - m_3(t)) \quad (2.6)$$

onde:

- J_y é o momento de inércia da plataforma para o eixo y (kgm^2);
- θ é o ângulo de arfagem (rad);
- $C_{d\theta}$ é o coeficiente de arrasto (kgm^2);
- K_{θ} é a constante do torque restaurador da arfagem (kgm^2/s^2);
- d_x é a distância do centro de cada tanque ao centro da plataforma projetada no eixo x (m);
- g é a aceleração da gravidade (m/s^2);
- m_j é a massa de água no tanque j (kg).

As constantes relativas à modelagem do ângulo de arfagem (Figura 2.5) encontram-se listadas na Tabela 2.2.

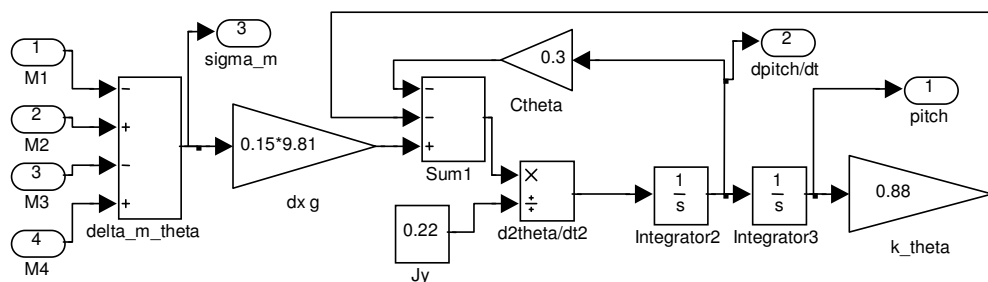


Figura 2.5 - Diagrama do modelo da dinâmica do ângulo de arfagem

Tabela 2.2 - Parâmetros da arfagem (*pitch*) (FORTES; CUNHA, 2006)

Grau de liberdade	Constante	Valor	Unidade
Arfagem	J_y	0,22	kg m^2
	k_{θ}	0,88	$\text{kg m}^2/\text{s}^2$
	$C_{d\theta}$	0,3	$\text{kg m}^2/\text{s}$
	ωn_{θ}	2	rad/s
	ζ_{θ}	0,34	-

2.1.5 Modelagem do jogo (*roll*)

O jogo é modelado de forma semelhante à arfagem, com o cuidado de se fazer as trocas necessárias de eixos, ângulos e tanques, conforme equação (2.7):

$$J_x \ddot{\phi} + C_{d\phi} \dot{\phi} + K_{\phi} \phi = d_y g (m_1 + m_2 - m_3 - m_4) \quad (2.7)$$

onde:

- J_x é o momento de inércia da plataforma para o eixo x (kgm^2);
- ϕ é o ângulo de jogo (rad);
- $C_{d\phi}$ é o coeficiente de arrasto (kgm^2);
- K_{ϕ} é a constante do torque restaurador da arfagem (kgm^2/s^2);
- d_y é a distância do centro de cada tanque ao centro da plataforma projetada no eixo y (m);
- g é a aceleração da gravidade (m/s^2);
- m_j é a massa de água no tanque j (kg).

As constantes relativas à modelagem do ângulo de jogo (Figura 2.6) encontram-se listadas na Tabela 2.3.

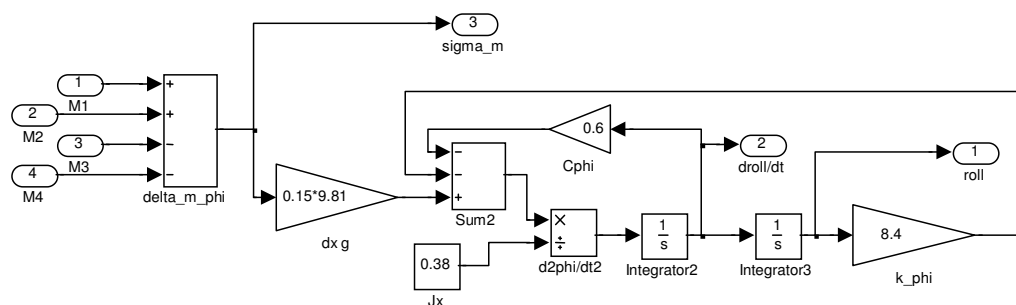


Figura 2.6 - Diagrama do modelo da dinâmica do ângulo de jogo

Tabela 2.3 - Parâmetros do jogo (*roll*) (FORTES; CUNHA, 2006)

Grau de liberdade	Constante	Valor	Unidade
Jogo	J_x	0,38	kg m^2
	K_{ϕ}	8,4	$\text{kg m}^2/\text{s}^2$
	$C_{d\phi}$	0,6	$\text{kg m}^2/\text{s}$
	ωn_{ϕ}	4,7	rad/s
	ζ_{ϕ}	0,17	-

2.2 Simulação em malha aberta

Para simulação em malha aberta da plataforma, foi implementado o modelo mostrado na Figura 2.7.

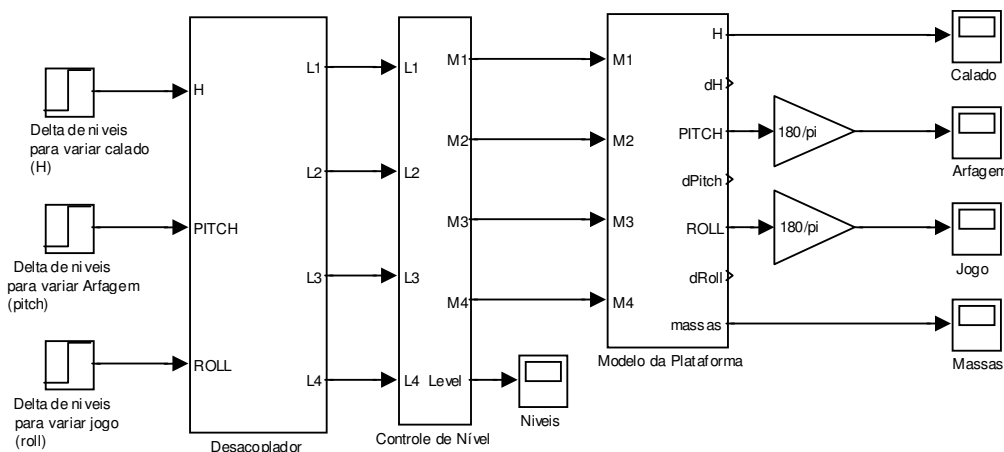


Figura 2.7 – Modelo em malha aberta da plataforma

No bloco “Modelo da Plataforma”, estão inseridos os modelos de arfagem, jogo e calado. Resumidamente, de acordo com as massas existentes nos tanques de lastro, o modelo simula a situação dos graus de liberdade vistos anteriormente. No bloco “Controle de Nível” está implementado o controle das bombas e os blocos que fazem a conversão do nível de água no tanque em massa (seção 2.1.2).

Para o controle das bombas dos tanques de lastro são utilizados controladores proporcionais. O valor do ganho proporcional ($K_{pj} = 500$) foi ajustado experimentalmente para se evitar oscilações em malha fechada causadas por atrasos não modelados na dinâmica das bombas e na medição dos níveis dos tanques (FORTES; CUNHA, 2006).

O sinal do controle do calado (profundidade) deve atuar igualmente em todos os tanques, mas os sinais de controle da arfagem e do jogo precisam sofrer inversões de sinal, pois para inclinar a plataforma sem alterar o calado é necessário que dois tanques encham enquanto os outros dois esvaziam.

O bloco “Desacoplador” possui uma matriz para fazer o desacoplamento dos sinais de arfagem, jogo e calado em sinais de nível para o acionamento das bombas, conforme equação (2.8). Este bloco recebe em sua entrada a saída de cada um dos controladores, distribuindo suas ações entre as quatro referências dos controladores de nível. A saída do desacoplador representa, portanto, o valor do nível desejado para

cada tanque de lastro. Como exemplo, pode-se dizer que caso o controle de calado determine que a plataforma deva ser submergida, haverá um incremento na saída do controlador de calado e este incremento na entrada h do desacoplador, causará um aumento nas referências dos níveis dos quatro tanques. No caso da atuação dos controladores de jogo e arfagem, caberá ao desacoplador a função de distribuir adequadamente estas ações do controlador para a variação de cada nível dos tanques contribuindo para a alteração de cada ângulo.

$$\begin{bmatrix} L_1 \\ L_2 \\ L_3 \\ L_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & -1 & -1 \\ 1 & -1 & 1 \\ 1 & 1 & -1 \\ 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} h \\ \theta \\ \phi \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

onde:

- L_j é o nível de água no tanque j (m);
- h é a saída do controlador de calado (m);
- θ é a saída do controlador de arfagem (m);
- ϕ é a saída do controlador de jogo (m).

Para obter a resposta em malha aberta, foi feita uma simulação colocando uma massa de 75g no tanque 2 (degrau em $t = 10$ s). A plataforma encontra-se inicialmente em equilíbrio, com calado de 0,09 m e arfagem e jogo de 0° . A Figura 2.8 mostra o resultado obtido para a arfagem. Nesse caso, pode-se verificar que o ângulo arfagem, apresenta um pico de $9,5^\circ$ e converge para $7,2^\circ$, com uma pequena oscilação, em torno de 9s após o distúrbio.

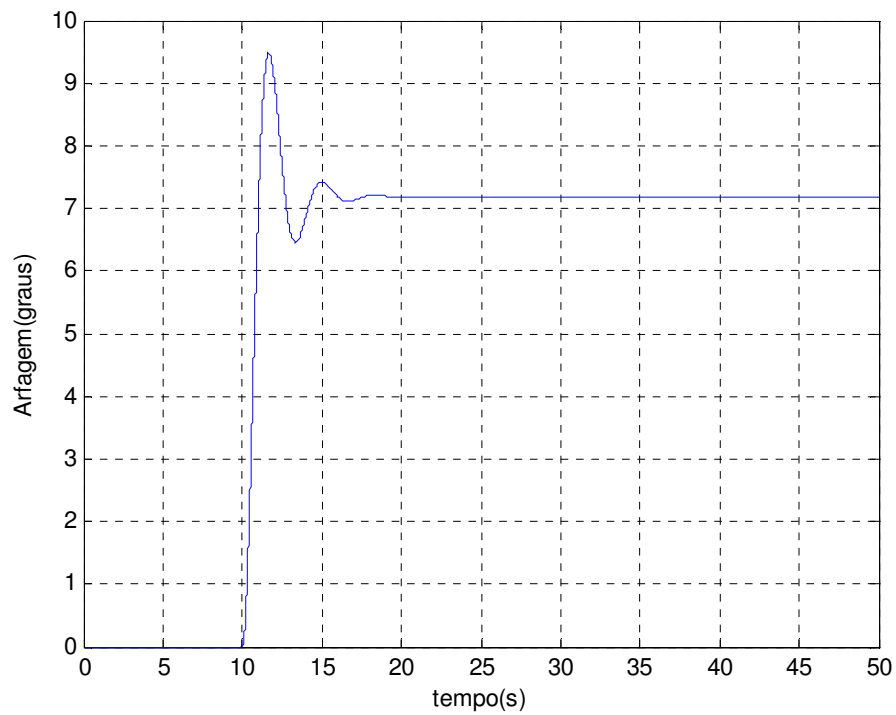


Figura 2.8 – Resposta do ângulo de arfagem em malha aberta

O resultado obtido para o ângulo de jogo está apresentado na Figura 2.9. O jogo possui uma resposta um pouco mais oscilatória (frequência natural de oscilação maior) em relação à arfagem. Vale ressaltar que o jogo demora um pouco menos para convergir do que a arfagem (em torno de 7s) e a amplitude da oscilação é bem menor.

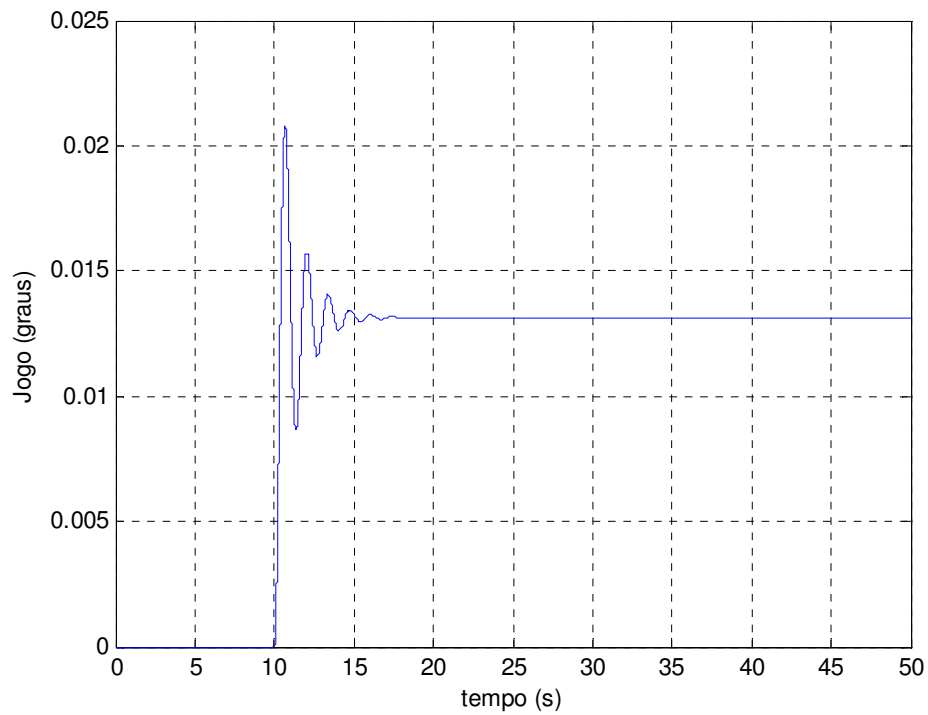


Figura 2.9 – Resposta do ângulo de jogo em malha aberta

Para fazer a simulação do calado, foi colocada em cada tanque uma massa de 75g, totalizando um acréscimo de massa de 300g na plataforma. O resultado obtido nesta simulação é apresentado na Figura 2.10.

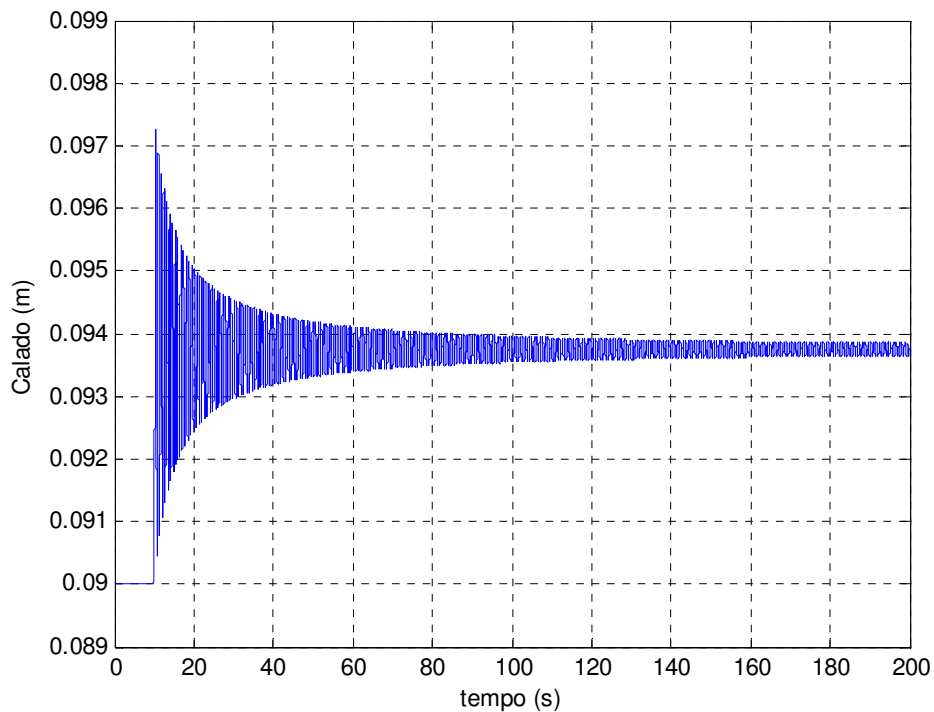


Figura 2.10 – Resposta do calado em malha aberta

Inicialmente, o calado oscila com uma amplitude de 7,5mm pico-a-pico e esta oscilação vai sendo atenuada para valores menores que 1mm para o tempo maior que 100s. Este tipo de decaimento da amplitude se deve ao fato do arraste cair com o quadrado da velocidade vertical. Como a velocidade vertical da plataforma vai diminuindo, o amortecimento vai ficando ainda mais lento, pois é proporcional ao quadrado da velocidade. Para um tempo tendendo ao infinito, a oscilação tende a desaparecer.

3 CONTROLE POR REALIMENTAÇÃO DE ESTADO

A abordagem básica do controle por realimentação de estado trata de posicionar os pólos que descrevem o comportamento dinâmico do sistema, através da utilização de uma realimentação. Esta considera um vetor de ganhos aplicado às variáveis de estado do sistema. O método de posicionamento de pólos é, de certa maneira, similar ao método do lugar das raízes, no qual se posiciona os pólos conforme desejado (OGATA, 2003).

3.1 Modelo matemático

Para realizar o controle por realimentação de estado é preciso construir, primeiramente, um modelo da plataforma baseado em espaço de estado. Este modelo (Figura 3.1), desenvolvido em Fortes (2005), é baseado no conjunto de equações:

$$\begin{aligned}\dot{x} &= Ax + Bu \\ y &= Cx + Du\end{aligned}\quad (3.1)$$

onde:

x é o vetor de variáveis de estado;
 u é o vetor de entrada do sistema;
 y é o vetor de saída do sistema.

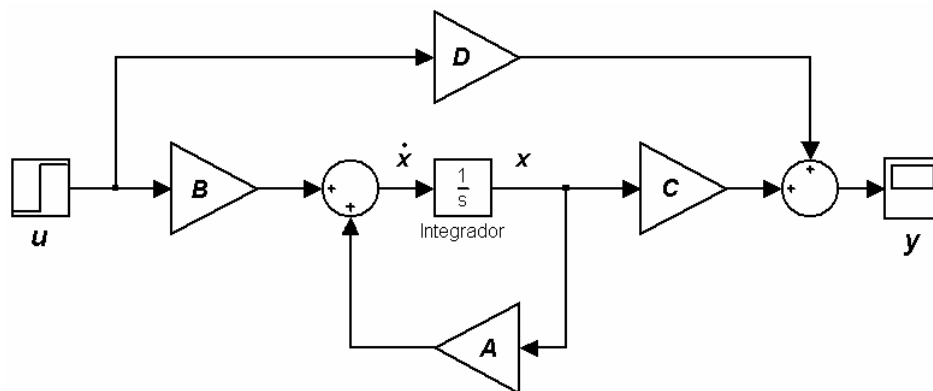


Figura 3.1 – Modelo no espaço de estado

Conforme Fortes (2005), o modelo em espaço de estado para a plataforma pode ser representado por três conjuntos de equações, um para cada grau de liberdade a ser controlado. Os modelos, mostrados nas equações (3.2), (3.3) e (3.4), representam

os graus de liberdade de calado, de arfagem e de jogo, respectivamente. Estes modelos são obtidos através da linearização das equações características do sistema em torno de um ponto de operação.

$$\dot{\mathbf{x}} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -2S_{bf} \cdot \rho \cdot g & 0 & 4S_{bl}\rho g \\ mo & 0 & -k_p K_b \end{bmatrix} \mathbf{x} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ k_p K_b \end{bmatrix} u + \begin{bmatrix} 0 \\ m_p g \\ mo \\ 0 \end{bmatrix} \quad \text{sendo } \mathbf{x} = \begin{bmatrix} h \\ \dot{h} \\ l_p \end{bmatrix} \quad (3.2)$$

$$y = [1 \ 0 \ 0] \cdot \mathbf{x} \quad \text{e} \quad u = l_p$$

$$\dot{\mathbf{x}} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -K_\theta & -C_{d\theta} & 2S_{bl}\rho d_y g \\ J_y & J_y & J_y \\ 0 & 0 & -k_p K_b \end{bmatrix} \mathbf{x} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ k_p K_b \end{bmatrix} u \quad \text{sendo } \mathbf{x} = \begin{bmatrix} \theta \\ \dot{\theta} \\ l_\theta \end{bmatrix} \quad (3.3)$$

$$y = [1 \ 0 \ 0] \mathbf{x} \quad \text{e} \quad u = l_\theta$$

$$\dot{\mathbf{x}} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -K_\phi & -C_{d\phi} & 2S_{bl}\rho d_y g \\ J_y & J_y & J_y \\ 0 & 0 & -k_p K_b \end{bmatrix} \mathbf{x} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ k_p K_b \end{bmatrix} u \quad \text{sendo } \mathbf{x} = \begin{bmatrix} \phi \\ \dot{\phi} \\ l_\phi \end{bmatrix} \quad (3.4)$$

$$y = [1 \ 0 \ 0] \cdot \mathbf{x} \quad \text{e} \quad u = l_\phi$$

onde:

K_b é a média entre a vazão máxima de entrada K_{in} e de saída K_{out} dividida por S_{bl} (m/s);

mo é uma simplificação do termo $[m(t)+A_{33}]$ para a situação de todos os tanques com 50% de massa (kg);

d_x é a distância entre o centro dos tanques e o eixo x (m);

d_y é a distância entre o centro dos tanques e o eixo y (m).

A saída do sistema é sempre composta pelo primeiro termo do vetor \mathbf{x} (x_1), e a entrada do sistema varia conforme o grau de liberdade. Na equação que descreve o calado, a entrada utilizada l_p refere-se à média dos níveis dos tanques, enquanto nas equações de arfagem e jogo, l_θ e l_ϕ respectivamente, referem-se à média da diferença de nível entre os conjuntos de tanques que afetam diretamente estas variáveis.

No espaço de estado, os autovalores da matriz A de cada grau de liberdade são correspondentes às raízes das equações, isto é, os pólos do sistema, e podem ser encontradas através da equação característica (3.5).

$$\det(\lambda \mathbf{I} - \mathbf{A}) = 0 \quad (3.5)$$

onde:

\mathbf{I} é a matriz identidade;
 λ são os autovalores do modelo.

A abordagem básica do controle por realimentação de estado possibilita reposicionar autovalores. De modo a realizar a realimentação de estado, define-se uma nova entrada para o sistema, como mostra a equação (3.6), onde K é um vetor de três ganhos, um para cada grau de liberdade, e K_1 é o primeiro termo deste vetor.

$$u = K_1 r - Kx \quad (3.6)$$

onde:

K é um vetor de ganhos ($K=[K_1, K_2, K_3]$);
 r é a referência do controle de calado (m).

Substituindo (3.6) em (3.1):

$$\begin{aligned} \dot{x} &= Ax + B(K_1 r - Kx) \\ \dot{x} &= (A - BK)x + B \cdot K_1 \cdot r \end{aligned} \quad (3.7)$$

Assim, chega-se à equação (3.7), na qual se pode-se observar que os pólos do sistema agora são definidos não somente pela matriz A , mas também pelos vetores B e K . A Figura 3.2 ilustra o que foi realizado matematicamente.

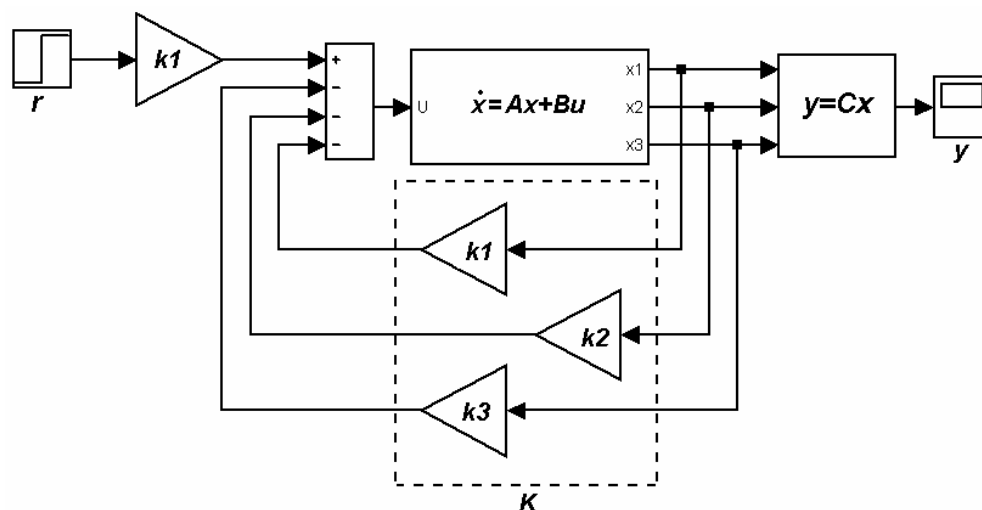


Figura 3.2 – Controle no espaço de estado

Para o caso do controlador não possuir referência (*set-point*), deve-se simplesmente desconsiderar a entrada u , conforme equação (3.8).

$$u = -Kx \quad (3.8)$$

Para se eliminar erros em regime permanente, deve ser inserido um integrador no ramo direto (OGATA, 2003), conforme Figura 3.3.

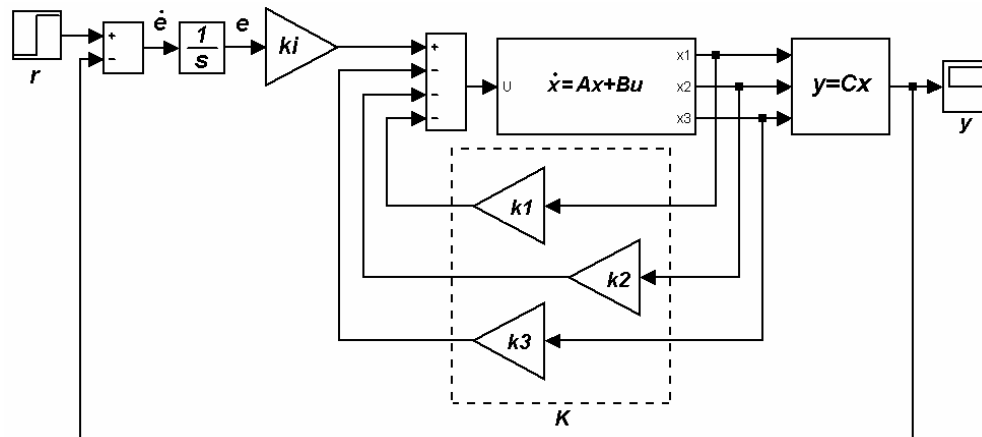


Figura 3.3 - Controle no espaço de estado com integrador

Para esta configuração, pode-se representar o sistema pela equação (3.9).

$$\begin{aligned} \dot{x} &= Ax + Bu \\ y &= Cx \end{aligned} \quad (3.9)$$

Ainda é possível extrair da Figura 3.3 as equações referentes ao erro e à entrada do sistema, como observa-se em (3.10).

$$\begin{aligned} \dot{e} &= r - y = r - Cx \\ u &= Ki \cdot e - Kx \end{aligned} \quad (3.10)$$

onde:

- u representa a entrada do sistema tipo 0;
- e representa o erro (diferença entre a referência e o valor instantâneo da saída);
- ki representa o ganho do integrador.

Substituindo (3.10) em (3.9), pode-se escrever um novo sistema (3.11), na forma matricial, que trata da dinâmica das variáveis ao longo do tempo.

$$\begin{bmatrix} \dot{\mathbf{x}} \\ \dot{e} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{0} \\ -\mathbf{C} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{x} \\ e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{B} \\ 0 \end{bmatrix} u + \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix} r \quad (3.11)$$

Supondo que um degrau de referência seja aplicado em $t=0$. Pode-se dizer que a equação anterior descreverá a dinâmica do sistema para $t>0$. Esta dinâmica será representada pelas variáveis seguidas da indicação (t) .

Com o tempo tendendo ao infinito, os valores tenderão a se estabilizar em um valor constante. Este valor, de estado estacionário, será representado pela indicação (∞) .

Ao subtrair os valores (∞) de (t) chegam-se aos erros de cada variável em função do tempo, representado em (3.12).

$$\begin{bmatrix} \dot{\mathbf{x}}(t) - \dot{\mathbf{x}}(\infty) \\ \dot{e}(t) - \dot{e}(\infty) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{0} \\ -\mathbf{C} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{x}(t) - \mathbf{x}(\infty) \\ e(t) - e(\infty) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{B} \\ 0 \end{bmatrix} (u(t) - u(\infty)) + \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix} (r(t) - r(\infty)) \quad (3.12)$$

onde:

(t) representa a dinâmica das variáveis respondendo a um degrau aplicado em $t=0$;

(∞) representa o valor das variáveis em regime permanente.

Substituindo:

$$\begin{aligned} \mathbf{x}(t) - \mathbf{x}(\infty) &= \mathbf{x}_e \\ e(t) - e(\infty) &= e_e \\ u(t) - u(\infty) &= u_e \\ r(t) - r(\infty) &= 0 \end{aligned} \quad (3.13)$$

Pode-se então chegar à equação (3.14) que também pode ser escrita na forma (3.15).

$$\begin{bmatrix} \dot{\mathbf{x}}_e \\ \dot{e}_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{0} \\ -\mathbf{C} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{x}_e \\ e_e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{B} \\ 0 \end{bmatrix} u_e \quad (3.14)$$

$$\dot{\boldsymbol{\zeta}} = \hat{\mathbf{A}}\boldsymbol{\zeta} + \hat{\mathbf{B}}u_e \quad (3.15)$$

Conforme os passos já citados anteriormente para o cálculo do vetor de estado, primeiramente realiza-se a substituição da entrada por um somatório do vetor de estado multiplicado por o vetor de ganhos. Neste ponto a posição dos pólos do sistema é definida também pelo vetor de realimentação. Este vetor, nesta situação, é composto não somente pelos ganhos aplicados ao vetor de estado, mas também pelo ganho a

ser aplicado ao integrador. Estes passos podem ser visualizados na equação (3.16).

$$\begin{aligned} u_e &= -\hat{\mathbf{K}}\xi \\ \dot{\xi} &= (\hat{\mathbf{A}} + \hat{\mathbf{B}}\hat{\mathbf{K}})\xi \\ \hat{\mathbf{K}} &= [\mathbf{K} \quad -Ki] \end{aligned} \quad (3.16)$$

onde:

$\hat{\mathbf{K}}$ é o ganho das variáveis de estado;

Ki é o ganho do caminho direto (integrador).

Depois de definir a nova posição dos pólos dos sistemas é possível calcular o vetor utilizando a função “acker” do Matlab.

Vale ressaltar que a solução de um problema de controle em espaço de estado está vinculada a alguns pré-requisitos do sistema. Por exemplo, a solução poderá não existir se o sistema for considerado não controlável (OGATA, 2003). Como este controle já foi realizado por Fortes (2005) e por Fortes e Cunha (2006), não serão abordados aspectos de controlabilidade do sistema neste trabalho.

3.2 Controle

O primeiro passo para o controle por realimentação de estado é a escolha da posição dos pólos do sistema realimentado. Esta escolha foi realizada arbitrariamente em Fortes (2005), usando como base os resultados das simulações em malha aberta. Como este trabalho trata apenas de reproduzir o controle realizado, foram utilizados os mesmos valores dos pólos obtidos por Fortes (2005). Foi acrescentado um quarto pólo (último elemento de cada vetor) referente ao integrador adicional. Os valores dos pólos podem ser observados na equação (3.17).

$$\begin{aligned} P_{calado} &= [-1,15 \quad -3 \quad -2 \quad -10] \\ P_{arfagem} &= [-1,15 \quad -3 \quad -2 \quad -10] \\ P_{jogo} &= [-1,15 \quad -7 \quad -6 \quad -10] \end{aligned} \quad (3.17)$$

Os ganhos do sistema, calculados pela função “acker” do Matlab, são observados na equação (3.18).

$$\begin{aligned}
 K_{calado} &= [-27,21 \quad -0,19 \quad 14,02 \quad -1,57] \\
 K_{arfagem} &= [0,45 \quad 0,34 \quad 13,55 \quad -0,48] \\
 K_{jogo} &= [1,42 \quad 1,69 \quad 19,99 \quad -5,80]
 \end{aligned}
 \tag{3.18}$$

Para o controle em malha fechada, por espaço de estado, existe a necessidade da medição de todas variáveis de estado do sistema. Porém, na prática, a obtenção principalmente das velocidades é dificultada por ruídos e distúrbios. Este fato sugere a utilização de observadores no projeto de controle (FORTES; CUNHA, 2006).

A Figura 3.4 mostra o modelo interno de um observador de estado. Nota-se que o mesmo possui uma cópia da planta, representado por A_o , B_o e C_o . O observador tem como saída o vetor de estado estimado x_o e suas entradas são compostas pela entrada da planta e pela saída observável da mesma. De modo a tentar minimizar erros devido às diferenças entre a planta e o modelo, existe um vetor de correção de erros K_o que age na diferença entre a saída observável da planta e a saída estimada do observador (OGATA, 2003).

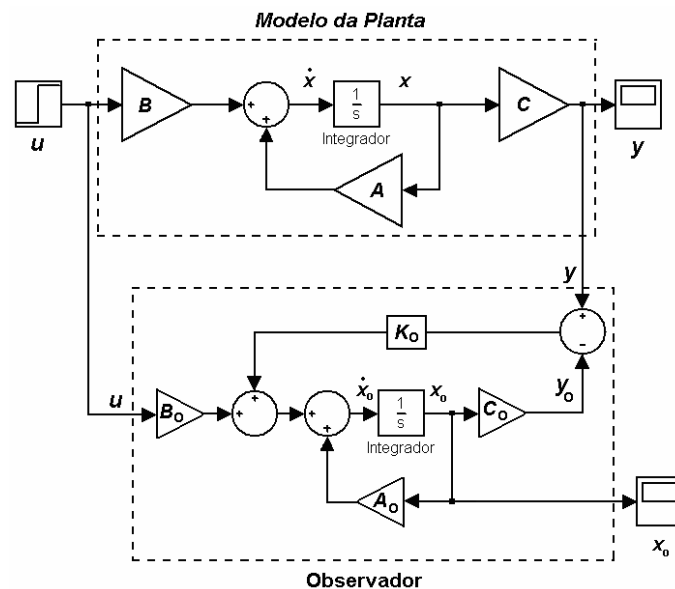


Figura 3.4 - Modelo interno de um observador de estado

Para estimar as velocidades \dot{h} , $\dot{\theta}$ e $\dot{\phi}$, os observadores, neste caso, utilizam como entradas os níveis dos tanques de lastro. Como saída, o observador terá os valores estimados das posições (h , θ , ϕ) e das velocidades (\dot{h} , $\dot{\theta}$ e $\dot{\phi}$). Como comentado anteriormente, de modo a corrigir pequenas diferenças entre a planta e o

modelo matemático interno ao observador, utiliza-se um vetor de correção de erros. Para o calado, por exemplo, este erro é gerado comparando o valor estimado de h , ou seja, \hat{h}_o com o h medido, o resultado influenciará não somente o valor de h_o como também o valor de \dot{h}_o . A Figura 3.5 ilustra a utilização do observador de estado aplicado ao controle de calado.

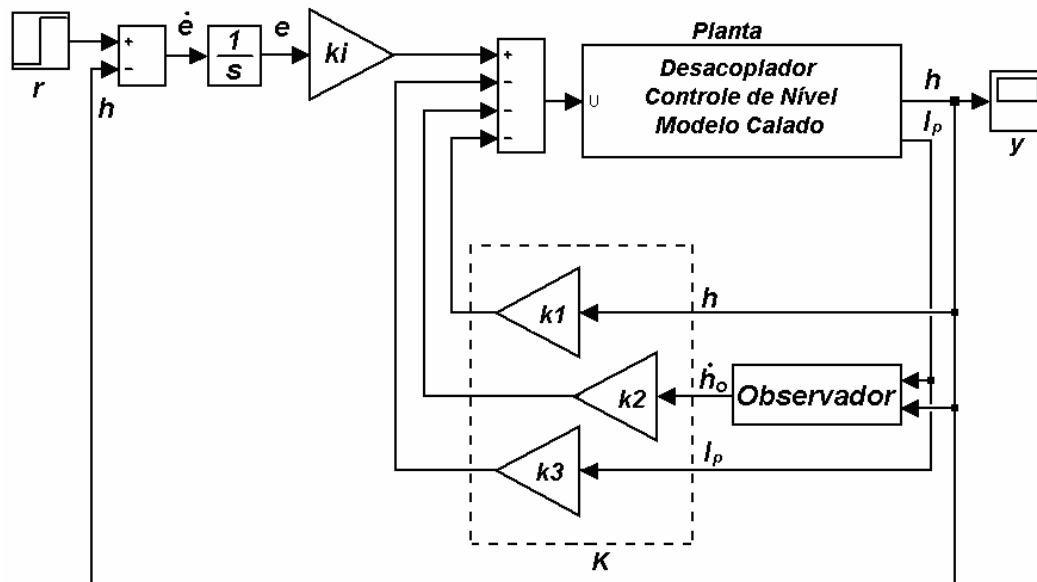


Figura 3.5 - Controle no espaço de estado com integrador e observador

O esquema completo, isto é, com os três graus de liberdade do controle de realimentação de estado utilizado pode ser observado na Figura 3.6, onde a entrada do sistema (h_{ref}) é a referência (*set-point*) para o ajuste do calado da plataforma. Como a referência desejada para os outros graus de liberdade é zero, estas entradas foram desconsideradas.

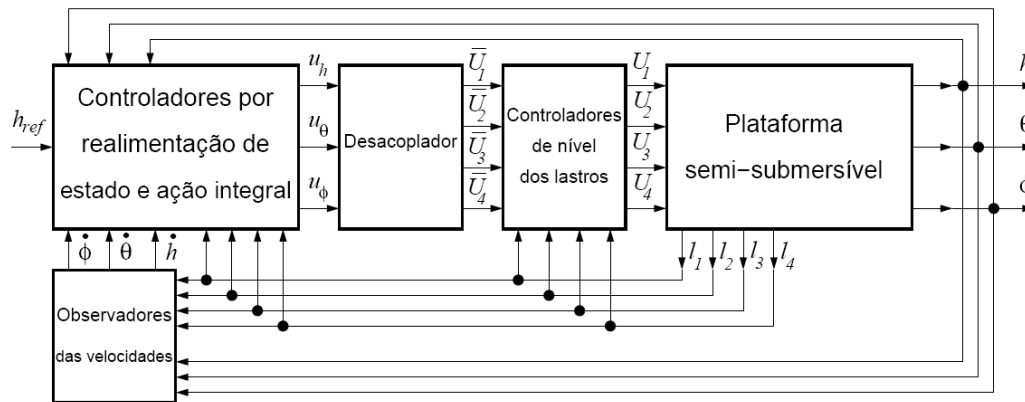


Figura 3.6 - Diagrama do sistema de controle (FORTES; CUNHA, 2006)

3.3 Resultado das simulações

Para o levantamento da resposta do sistema foram utilizadas três situações problema. A primeira trata da resposta ao degrau, obtida através da variação da referência do controlador de calado, de 0,09 m para 0,1 m. Além da variação da referência, ainda foram realizadas simulações com variação na massa da plataforma.

Como o vetor de ganhos de realimentação de estado é calculado a partir do modelo linearizado, é esperado que existam diferenças entre a dinâmica desejada e a resposta do sistema controlado. Através de testes realizados foi identificado a não linearidade que mais influencia no controle. Esta foi comentada na seção 3.1.1 deste trabalho e trata-se da limitação dos acionamentos das bombas entre os valores +1 e -1.

Para evitar este tipo de interferência, primeiramente serão apresentadas as respostas do sistema sem considerar esta não-linearidade. A Figura 3.7 mostra a resposta do sistema quando submetido a uma variação em degrau aplicado à referência do controlador de calado.

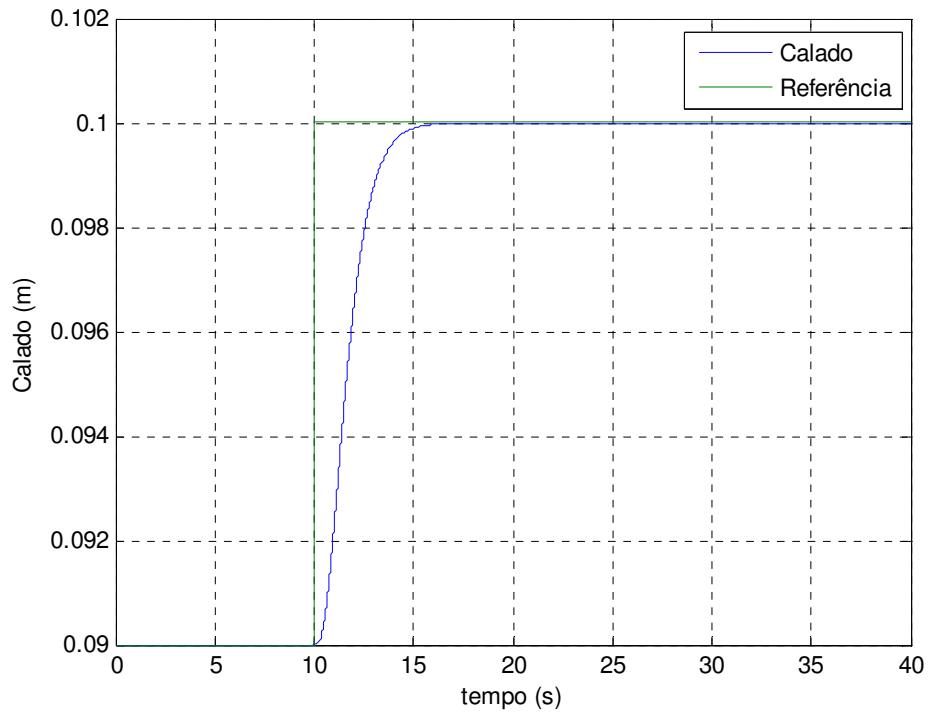


Figura 3.7 - Resposta ao degrau

Observa-se que o sistema controla sua profundidade sem erro em regime permanente. Isso ocorre devido ao termo integral adicionado ao controlador de espaço de estado. Além disso, o sistema estabiliza em aproximadamente 5 segundos sem apresentar *overshoot*.

Para possibilitar as simulações referentes à resposta do controle de calado, a massa da plataforma sofreu um aumento de 300g, isto é, a massa de cada tanque aumentou, em $t=10s$, o equivalente a 75g. A resposta a esse distúrbio pode ser observada na Figura 3.8.

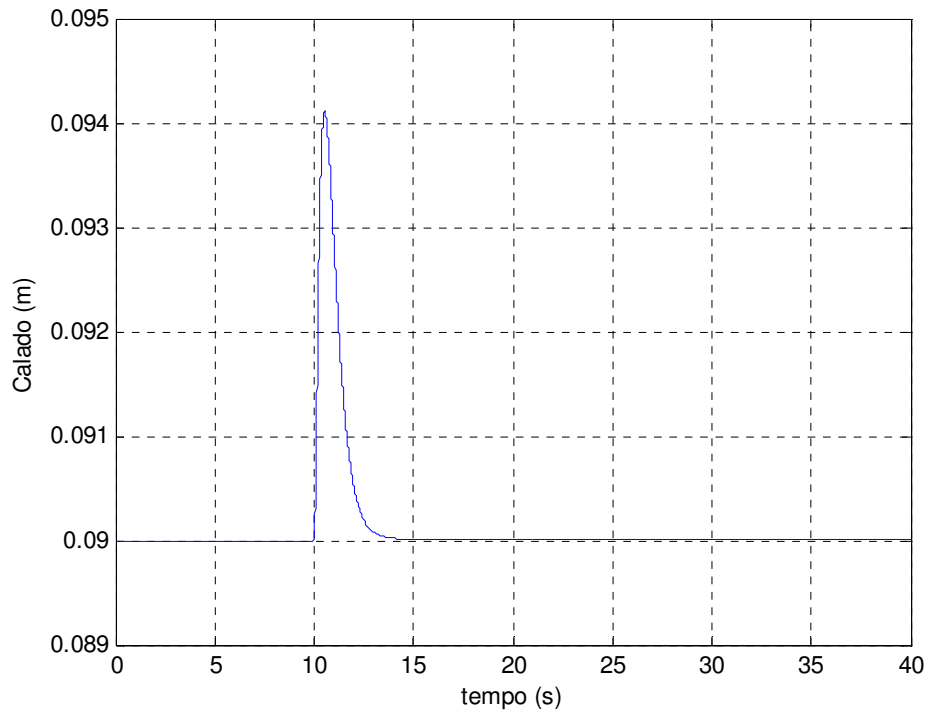


Figura 3.8 - Resposta do controle de calado

Pode-se dizer que o sistema controla sua profundidade sem erro em regime permanente, estabilizando em menos de 5 segundos.

Para a simulação dos controladores da arfagem e de jogo foi acrescentada bruscamente em $t=10s$ uma massa de 75g em uma das extremidades da plataforma, causando uma variação positiva nos respectivos ângulos (Figura 3.9).

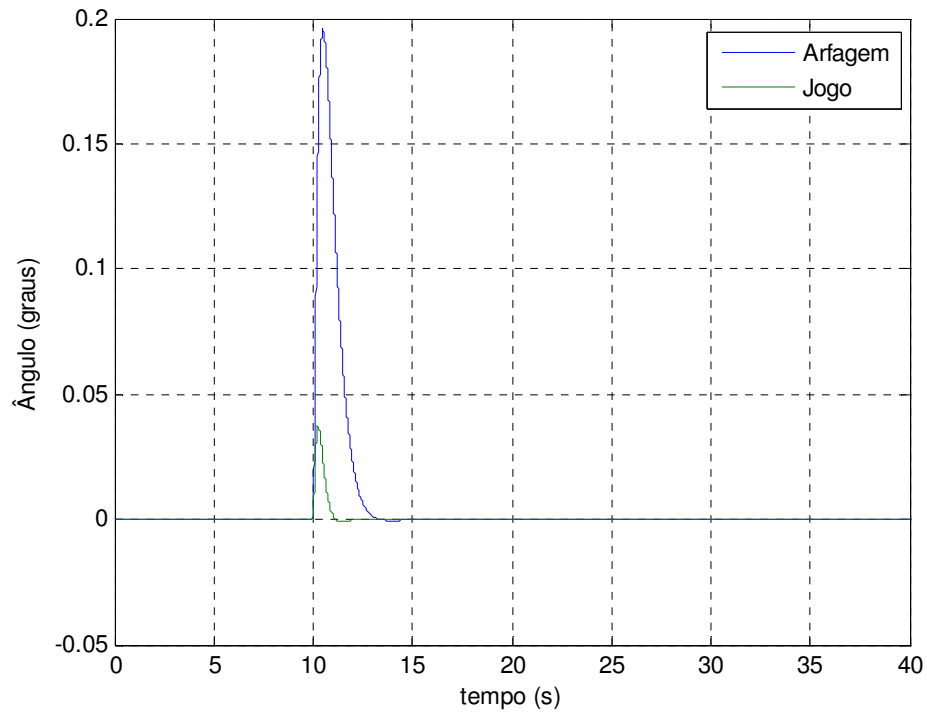


Figura 3.9 - Resposta do controle de arfagem e jogo

Nota-se que o sistema responde de forma diferente para cada ângulo. Porém ambos retornam em cerca de 5 segundos à vizinhança do equilíbrio e com amplitudes extremamente baixas.

Estes resultados não sofreram interferência do limite do sinal de controle das bombas. Este fato significaria, na prática, ter à disposição bombas com resposta instantânea e vazões que pudessem chegar ao infinito, o que não é nada realista. Portanto, para avaliar o comportamento do controlador, será acrescentada a limitação na vazão das bombas.

A Figura 3.10 mostra a resposta do sistema quando submetido a uma variação em degrau aplicado em sua referência de controle do calado.

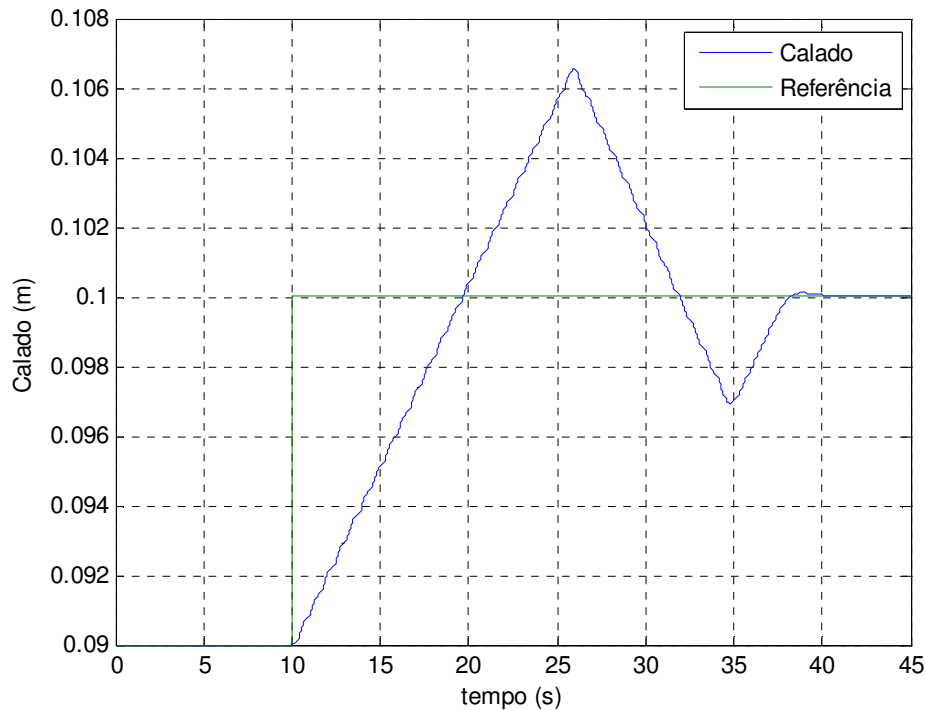


Figura 3.10 – Resposta ao degrau com não-linearidades

Pode-se observar que o sistema controla sua profundidade sem erro em regime permanente, porém existe uma oscilação gerada pelo limite imposto pelo acionamento da bomba. Esta atinge sua vazão máxima e a diferença entre os valores da referência e da saída do sistema não é eliminado. Nessas condições a ação integral continua atuando, levando a saída do controlador a um ponto além do limite imposto pela bomba, provocando o *overshoot* que pode ser visualizado na Figura 3.10. Tal fenômeno denomina-se *windup*, e pode ser evitado utilizando um controlador com proteção *anti-windup*, a qual inibe a ação integral do controlador quando o limite é alcançado (SHINSKEY, 1983). Devido à ausência desta proteção no controlador utilizado neste trabalho, o sistema estabiliza mais lentamente, em aproximadamente 40 segundos.

Nas simulações referentes a aplicação de perturbações também ocorreram alterações. A Figura 3.11 mostra a resposta do calado e a Figura 3.12 mostra as respostas da arfagem e do jogo.

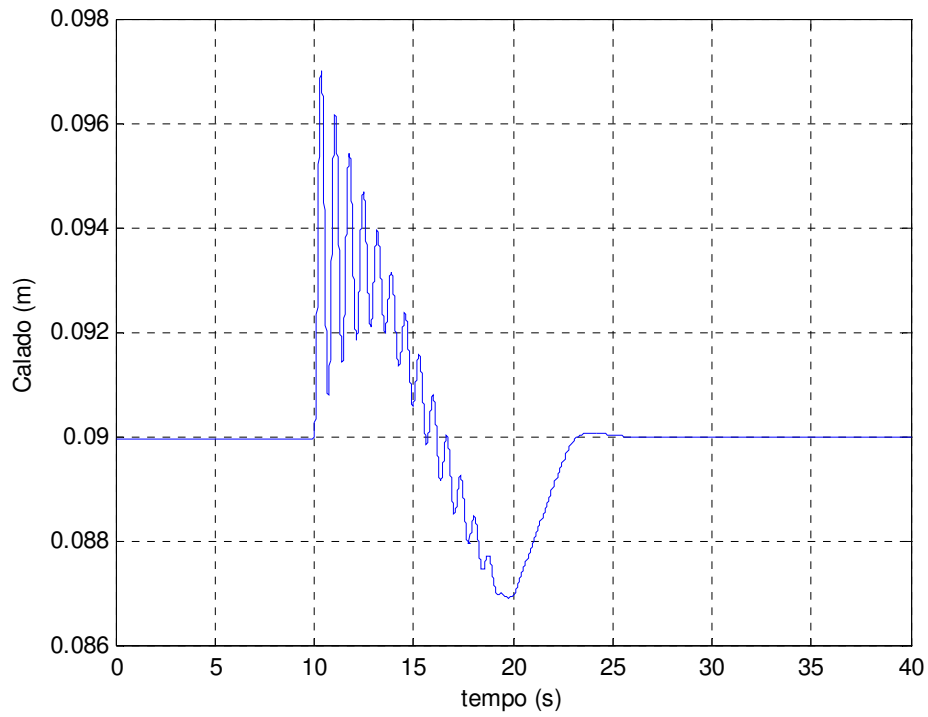


Figura 3.11 - Resposta do controle de calado com não-linearidades

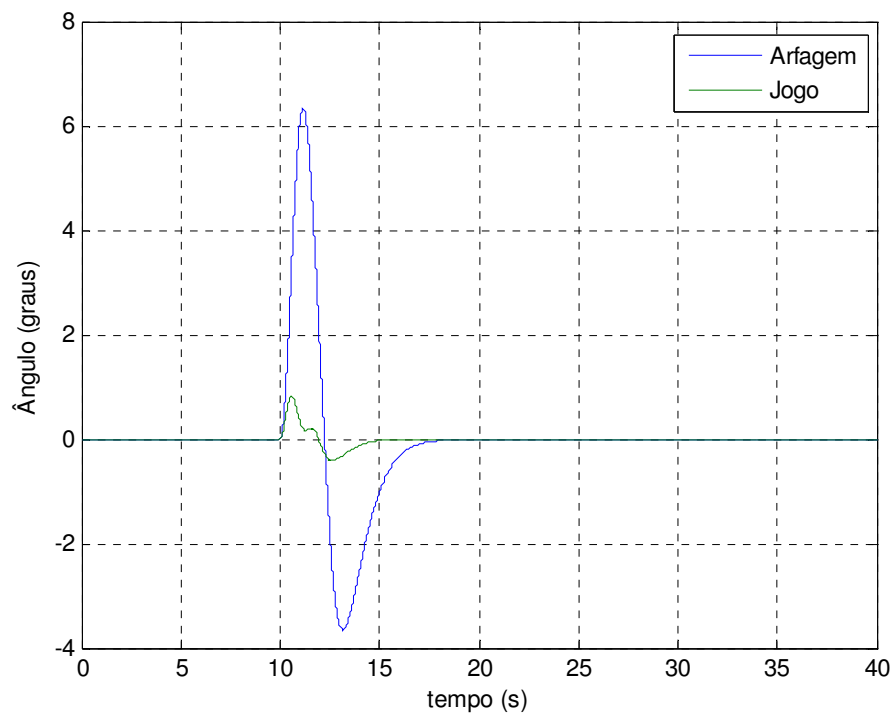


Figura 3.12 - Resposta do controle de arfagem e jogo com não-linearidades

Observa-se que o sistema responde de forma diferente quando é adicionada a não-linearidade. Entretanto, em ambos os casos, o controlador consegue manter o sistema estável. Pode-se dizer então que, para este caso, o controle por realimentação de estado manterá o sistema estável. Porém, a saturação da vazão das bombas causa o aumento da amplitude das oscilações das variáveis controladas durante o transitório. Vale ressaltar que a relação entre a vazão máxima das bombas e o tamanho dos tanques de lastro desta plataforma de pequenas proporções é maior do que em plataformas de proporções reais.

4 CONTROLE PID

Os controladores PID utilizados, cuja estrutura é apresentada na Figura 4.1, possuem condição inicial configurável, isto é, o valor da saída do integrador no instante de tempo inicial das simulações pode ser definido. A função de transferência desse controlador é dada pela equação (4.1).

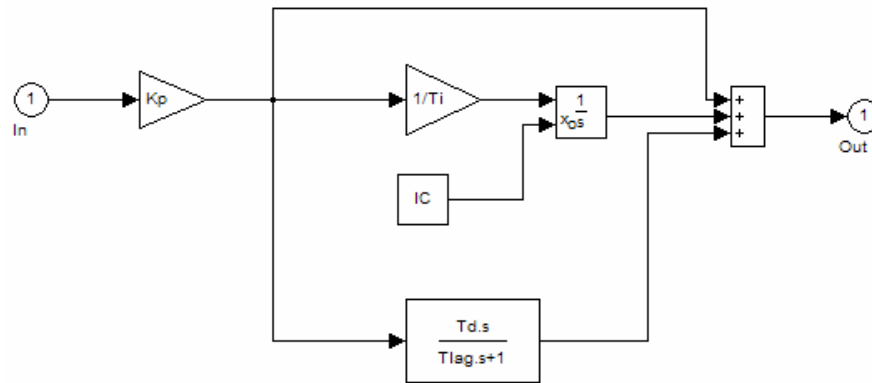


Figura 4.1 - Estrutura dos controladores PID

$$G_c(s) = k_p \left(1 + \frac{1}{T_i s} + \frac{T_d s}{T_{lag} s + 1} \right) \quad (4.1)$$

onde:

- k_p é o ganho proporcional;
- T_i é o tempo integral;
- T_d é o tempo derivativo;
- T_{lag} é a constante de tempo do filtro do termo derivativo.

A utilização de um filtro na ação derivativa dos controladores PID tem como objetivo tornar o sistema menos sensível a ruídos de medição, pois a utilização de ação derivativa pura amplificaria demais os ruídos de alta frequência e faria com que a saída do controlador saturasse facilmente. Quanto maior o valor de T_{lag} , menor será a sensibilidade do sistema a ruídos, entretanto maior será a limitação da ação derivativa do controlador, o que pode ser crítico dependendo do sistema a ser controlado.

No controle da plataforma, a resposta da variável calado apresenta oscilações em malha aberta que podem ser amortecidas pela utilização da ação derivativa. Sendo assim, caso o valor de T_{lag} seja muito alto, o controle não conseguirá amortecer tais oscilações.

As simulações realizadas ao longo do processo de sintonia dos controladores PID mostraram que um valor apropriado para T_{lag} é 3×10^{-3} segundos. Sendo assim, optou-se por utilizar sempre esse valor para T_{lag} . Dessa forma, o filtro da ação derivativa possui frequência de corte em 53Hz.

A partir do controlador apresentado na Figura 4.1, foi implementado em *software* Simulink baseado no modelo completo do sistema, apresentado na Figura 4.2.

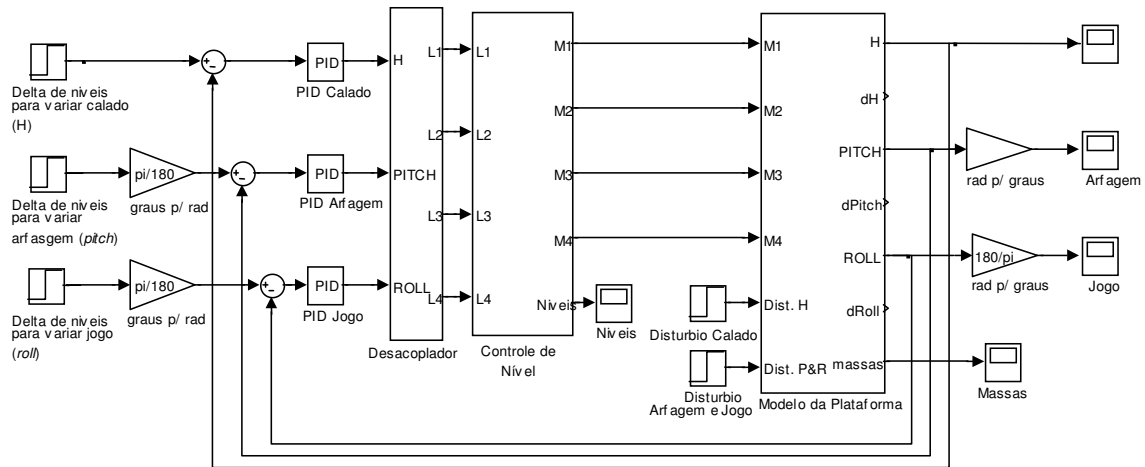


Figura 4.2 - Modelo do sistema com controladores PID

Na Figura 4.2 é possível identificar os três controladores PIDs utilizados, o desacoplador, o controle dos tanques de lastro e o modelo da plataforma. Conforme comentado na seção 2.2, a função do desacoplador é converter as saídas dos controladores de calado, ângulo de arfagem e ângulo de jogo em sinais de referência para os controladores de nível dos quatro tanques de lastro. O controle dos tanques converte os sinais de referência de nível na massa de água armazenada em cada tanque. Por sua vez, o modelo da plataforma simula o comportamento das três variáveis controladas em função da massa contida em cada tanque de lastro (FORTES; CUNHA, 2006).

Nas simulações foram utilizadas as seguintes condições iniciais:

- Altura do Calado = 0,09 m;
- Ângulo de arfagem = 0° ;
- Ângulo de jogo = 0° ;
- Nível de água nos tanques de lastro = 0,05 m;
- Velocidade inicial nula para os três graus de liberdade.

Nessas condições iniciais, o sistema se encontra em equilíbrio. A menos que

sejam alteradas as referências dos controladores, ou que o sistema seja submetido a perturbações, tais condições não serão alteradas.

Uma característica importante deste sistema de controle é que existe interação entre as malhas de controle de calado, arfagem e jogo. Tal fato foi constatado nas simulações e pode ser observado através da Figura 4.3, que mostra a resposta do controle de arfagem à perturbação resultante da deposição de uma massa de 75 g em um dos quadrantes da plataforma. A curva em azul foi obtida com todos os controladores operando no modo automático, enquanto que a curva em verde foi obtida com os controladores de calado e de jogo em modo manual.

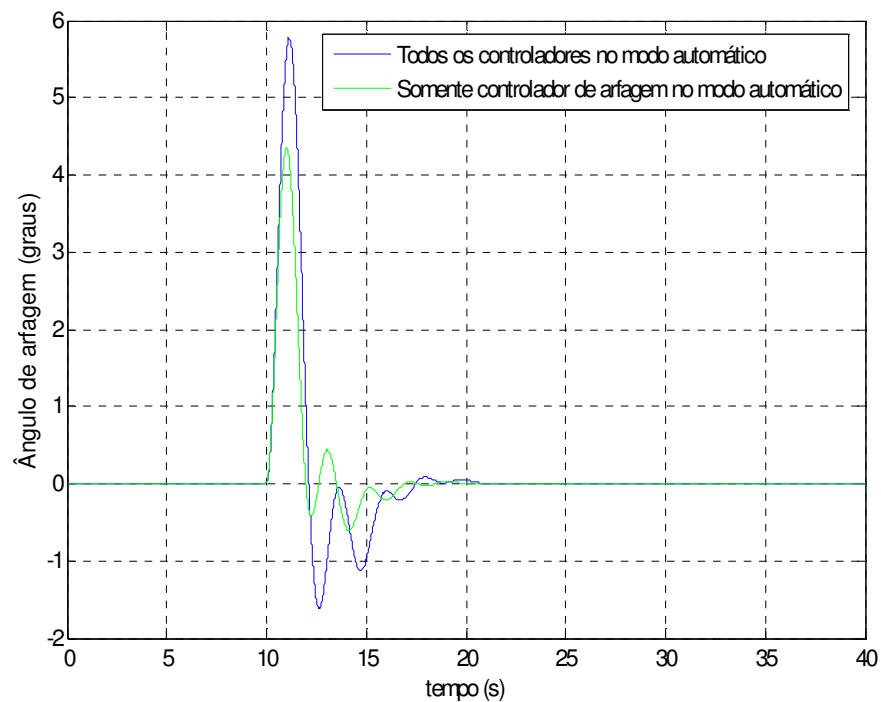


Figura 4.3 – Respostas do controle de arfagem a perturbação.

Tendo em vista a interação que existe entre as malhas de controle, é necessário utilizar uma abordagem para sistemas de múltiplas entradas e múltiplas saídas para realizar a sintonia dos controladores.

4.1 Sintonia dos controladores PID

Para sintonizar os controladores PID foram utilizados dois métodos. O primeiro método baseia-se em uma metodologia para sintonia de controladores PID em sistemas multivariáveis, a partir de uma série de aplicações do método do relé (Åström e Hägglund, 1984). O segundo método baseia-se na utilização do algoritmo de otimização de Nelder-Mead para obter a sintonia dos controladores (LAGARIAS et. al, 1998).

Através de cada método foram obtidas duas propostas de sintonia. A primeira proposta utiliza ações proporcional, integral e derivativa para o controle de calado e apenas ações proporcional e integral para o controle de arfagem e jogo, pois estes possuem maior amortecimento natural. A segunda proposta utiliza ações proporcional, integral e derivativa para todas as variáveis controladas, visando diminuir a amplitude máxima e a duração das oscilações.

No decorrer desta seção, descreve-se em detalhes o processo de sintonia dos controladores e a resposta a perturbações para ambos os métodos. Posteriormente, no capítulo 5, discutem-se as implicações práticas e a robustez do controle obtida a partir da aplicação de cada método de sintonia.

4.1.1 Sintonia dos controladores PID através do método dos relés

O método dos relés em malha fechada para obtenção da sintonia de controladores PID foi proposto por Åström e Hägglund em 1984. Esse método consiste em provocar oscilações limitadas e controladas no processo, e a partir da amplitude e do período dessa oscilação, estimar o ganho último e o período último de oscilações do processo. Utilizando esses valores é possível aplicar o método de Ziegler e Nichols para obter a sintonia dos controladores (CAMPOS; TEIXEIRA, 2006).

A seção 4.1.1.1 apresenta uma breve descrição do método dos relés em malha fechada e a seção 4.1.1.2 descreve a aplicação do método ao sistema de controle da plataforma.

4.1.1.1 O método do relé em malha fechada

O controlador é substituído por um relé, o qual gera uma perturbação de amplitude controlada no processo, conforme a Figura 4.4.

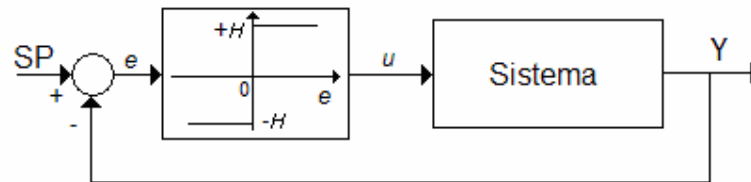


Figura 4.4 - Implementação do método do relé em malha fechada

O relé pode ser simulado através do controlador PID. Para tanto é necessário limitar a saída do controlador PID de forma que seu valor mínimo seja o ponto de operação menos um determinado valor H , e seu valor máximo seja o seu ponto de operação mais o valor H . O ponto de operação é o valor da saída do controlador que mantém o sistema em equilíbrio. O valor H deve ser grande o suficiente para tirar o sistema de seu regime estacionário. Além disso, também é necessário aumentar o ganho proporcional ao máximo e eliminar os termos integral e derivativo.

Uma vez que o relé tenha sido implementado, uma perturbação mínima dará início às oscilações, cujas características são utilizadas para estimar o ganho último e o período último das oscilações do sistema, através das equações:

$$K_u \cong \frac{4 \times H}{a \times \pi} \quad (4.2)$$

$$P_u \cong P \quad (4.3)$$

onde:

K_u é o ganho último;

P_u é o período último de oscilação do sistema;

H determina os valores em torno do ponto de operação que serão aplicados à entrada do sistema para provocar a oscilação;

a é a amplitude da oscilação;

P é o período da oscilação.

A partir dos valores do ganho último e do período último de oscilação, a sintonia dos controladores PID pode ser obtida através das equações de sintonia de Ziegler e Nichols, relacionadas na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Equações do método de sintonia de malha fechada proposto por Ziegler e Nichols (CAMPOS e TEIXEIRA, 2006)

Controlador	k_p	Ti	Td
P	$0,5K_u$	-	-
PI	$0,45K_u$	$P_u/1,2$	-
PID	$0,6K_u$	$P_u/2$	$P_u/8$

4.1.1.2 Procedimento de sintonia dos controladores PID através do método dos relés em malha fechada

Usando a sintonia fornecida pelas equações de Ziegler e Nichols (Tabela 4.1), obtém-se respostas com razão de declínio do *overshoot* igual a $\frac{1}{4}$, isto é, o segundo período de oscilação tem amplitude igual a $\frac{1}{4}$ da amplitude do primeiro período.

Um detalhe importante na aplicação desse método de sintonia é que devido ao fato de a interação entre as malhas de controle da altura do calado e dos ângulos de arfagem e jogo ser significativa, deve-se utilizar uma metodologia para a sintonia dos diversos PIDs em sistemas multivariáveis (*Multiple Input Multiple Output* - MIMO), que é um procedimento iterativo. Para a aplicação desta metodologia, é interessante que se conheça de antemão quais são as malhas mais rápidas e mais lentas do sistema. A metodologia proposta é a seguinte:

- Começar a sintonia pelas malhas mais rápidas, mantendo-se as outras malhas em modo manual;
- Executar o método do relé para a primeira malha, e sintonizar a malha através de algum método de sintonia para PIDs;
- Colocar esta malha sintonizada em automático e executar o método do relé para a próxima malha, sintonizando a mesma. Continuar o método, deixando as malhas já sintonizadas em automático, até terminar a sintonia de todas as malhas;
- Voltar à primeira malha, mas desta vez executar o método do relé com as outras malhas em automático. Sintonizar novamente esta malha e passar para a próxima malha. Este procedimento deve ser repetido até a convergência dos parâmetros de sintonia entre iterações subseqüentes. (CAMPOS e TEIXEIRA, 2006)

O modelo do sistema composto pela plataforma e os controladores PID (Figura

4.2) foi alterado conforme descrito na seção 4.1.1.1, utilizando os controladores PID para simular os relés. Optou-se por utilizar um valor para o termo “H” de 10^{-3} m para o calado e para a arfagem e de $2,5 \times 10^{-3}$ m para o jogo. No caso do jogo foi necessário utilizar um valor maior para o termo “H” para obter uma oscilação de amplitude apropriada para ser registrada pelo sensor de ângulo de jogo do protótipo real.

A fim de iniciar as oscilações nas simulações, é necessário aplicar uma pequena perturbação nas malhas de controle. As perturbações utilizadas foram pequenas alterações no ponto de ajuste de cada controlador. Tais alterações foram feitas sempre no instante $t=5$ s, e são as seguintes:

- sinal de referência do controlador de calado alterado de 0,09 m para 0,0901 m;
- sinal de referência do controlador do ângulo de arfagem alterado de 0° para $0,01^\circ$;
- sinal de referência do controlador do ângulo de jogo alterado de 0° para $0,01^\circ$.

Como exemplo, são apresentadas as oscilações obtidas para a terceira iteração do método dos relés para sintonia do calado (Figura 4.5), arfagem (Figura 4.6) e jogo (Figura 4.7). Observa-se, pela frequência das oscilações, que a malha de controle mais rápida é a do calado, seguida pelo jogo e pela arfagem. A partir da amplitude e período dessas oscilações, obtém-se o valor do ganho último (K_u) e período último (P_u) para cada grau de liberdade.

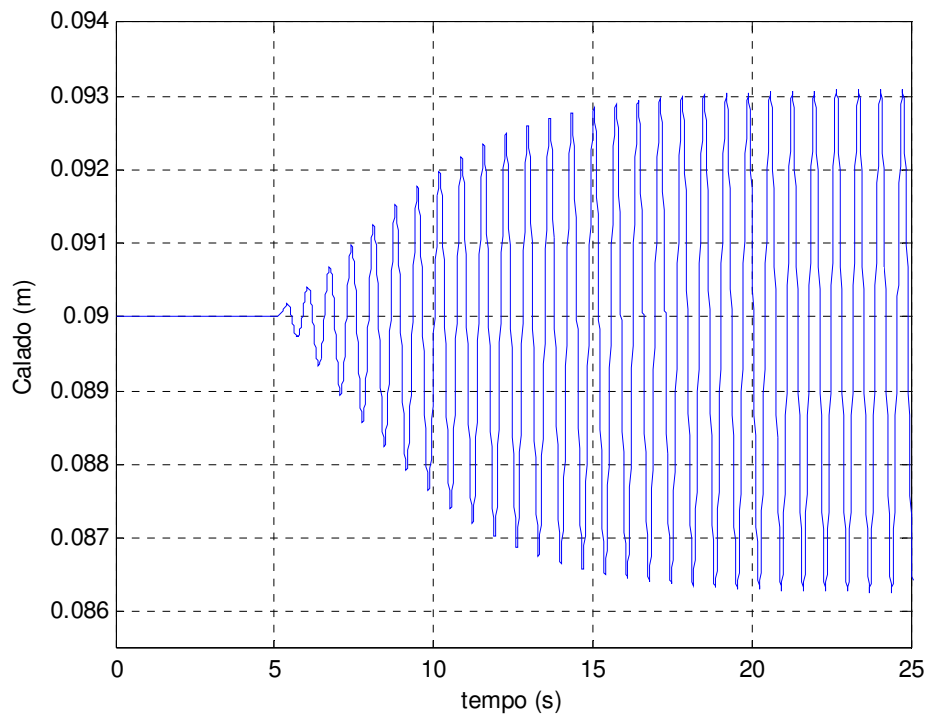


Figura 4.5 - Oscilação do calado obtida pela aplicação do método do relé.

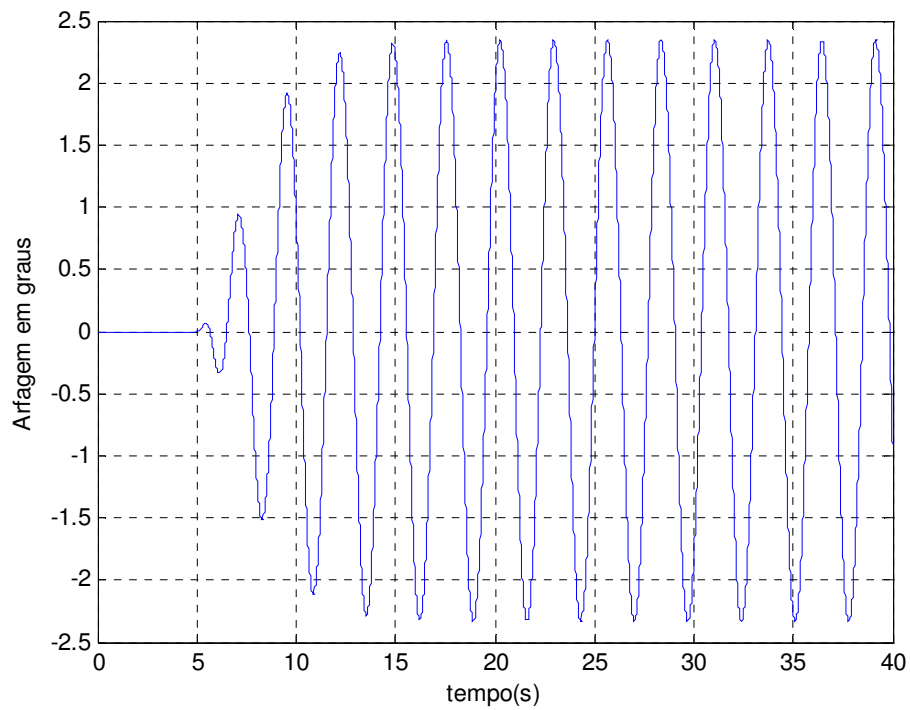


Figura 4.6 - Oscilação do ângulo de arfagem obtida pela aplicação do método do relé.

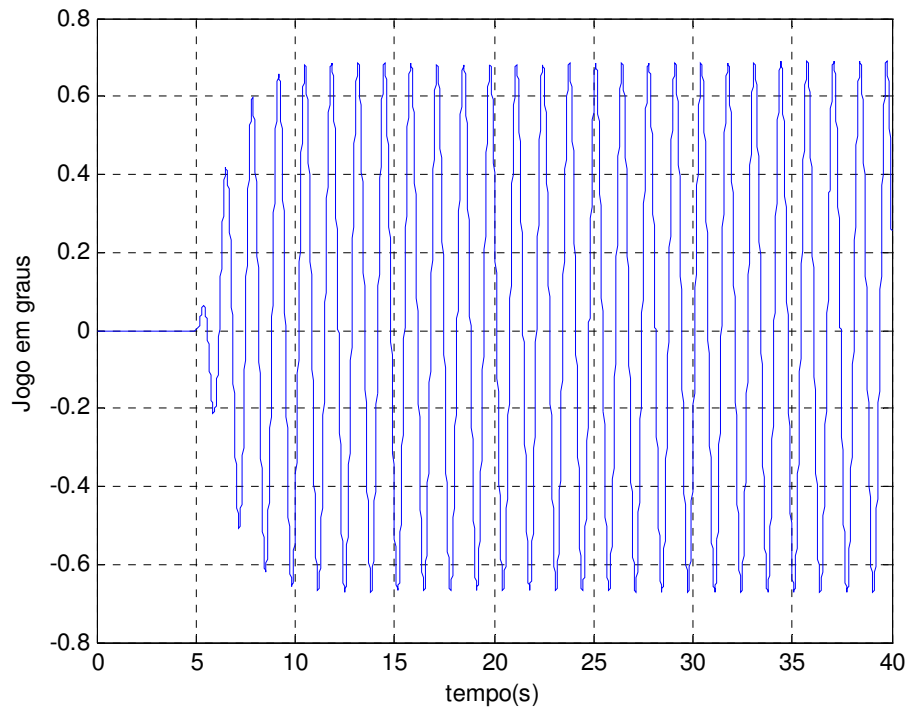


Figura 4.7 - Oscilação do ângulo de jogo obtida pela aplicação do método do relé.

Para ajustar este sistema MIMO, foram necessárias três iterações para se obter uma boa resposta. As figuras acima mostram somente a primeira iteração.

Através das figuras acima, (Figura 4.5, Figura 4.6 e Figura 4.7), foi possível obter a amplitude e o período da oscilação de cada grau de liberdade do sistema. Esses valores são mostrados na Tabela 4.2.

Tabela 4.2 – Valores da amplitude e do período de oscilação para o método do relé

Grau de liberdade	Amplitude de oscilação (m)	Período de oscilação (s)
Calado	$7,3 \times 10^{-3}$	0,69
Ângulo de arfagem	4,80	2,65
Ângulo de jogo	1,40	1,26

Aplicando os valores da Tabela 4.2 nas equações (4.2) e (4.3), obtém-se os valores do ganho último (K_u) e do período último (P_u) de oscilação para cada grau de liberdade da primeira iteração, os quais constam na Tabela 4.3. Os cálculos devem ser feitos com os ângulos em radiano. Na Tabela 4.3 foram colocadas todas as iterações, sendo que o valor final do ganho último (K_u) e do período último (P_u) são obtidos na

terceira iteração.

Tabela 4.3 – Valores do ganho último e do período último de oscilação para o método do relé

	1ª iteração		2ª iteração		3ª iteração	
	K_U	P_U	K_U	P_U	K_U	P_U
Calado	0,1744	0,69	0,1819	0,70	0,1929	0,69
Arfagem	0,0152	2,70	0,0152	2,07	0,0152	2,65
Jogo	0,1303	1,26	0,1403	1,35	0,1403	1,35

Os valores do ganho último e do período último podem ser aplicados nas equações de Ziegler e Nichols (Tabela 4.1), obtendo-se os valores dos parâmetros de sintonia para cada controlador PID, os quais se encontram na Tabela 4.4.

Tabela 4.4 - Valores dos parâmetros de sintonia obtidos com o método do relé e equações de Ziegler e Nichols

Grau de liberdade	Parâmetros de sintonia		
	k	T_i	T_d
Calado	0,116	0,345	2,625
Ângulo de arfagem	0,009	1,325	0,331
Ângulo de jogo	0,084	0,675	0,168

Todos os valores apresentados da Tabela 4.4 foram calculados a partir da Tabela 4.1, à exceção do tempo derivativo (T_d) do calado, que foi ajustado por simulação para eliminar a oscilação do calado. Verificou-se, através das simulações, que para eliminar a oscilação do calado foi necessária a utilização de tempo derivativo de valor maior do que o obtido através das equações de Ziegler e Nichols.

A resposta do controle de calado a uma mudança na referência obtida a partir dos parâmetros de sintonia da Tabela 4.4 pode ser observada na Figura 4.8.

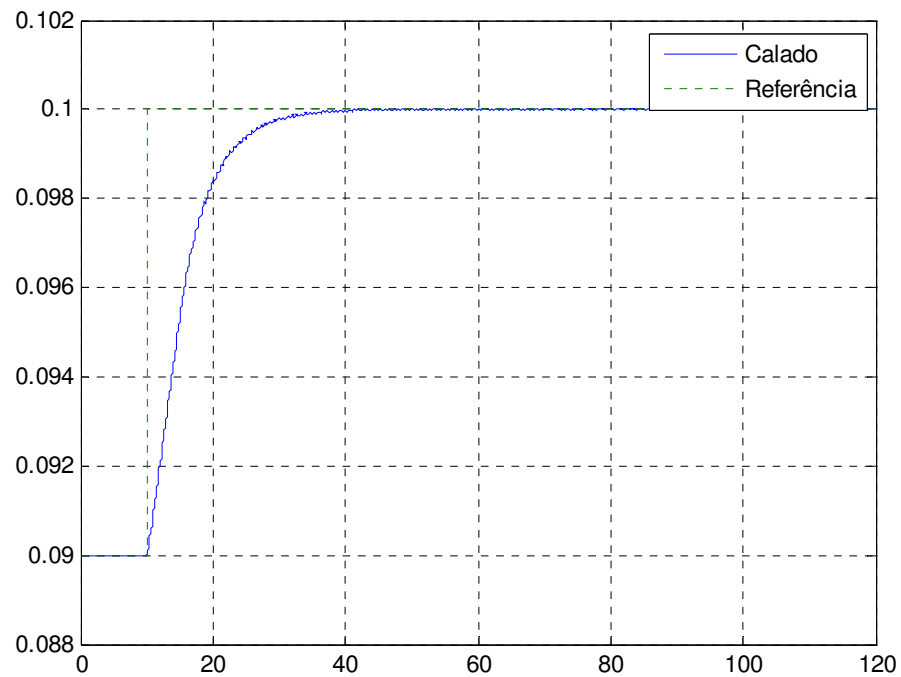


Figura 4.8 - Resposta do controle do calado a uma mudança na referência, obtida com os parâmetros de sintonia da Tabela 4.4

A Figura 4.9 mostra a resposta do ângulo de jogo e arfagem obtida para uma perturbação resultante do acréscimo de uma massa de 75g em um dos quadrantes da plataforma.

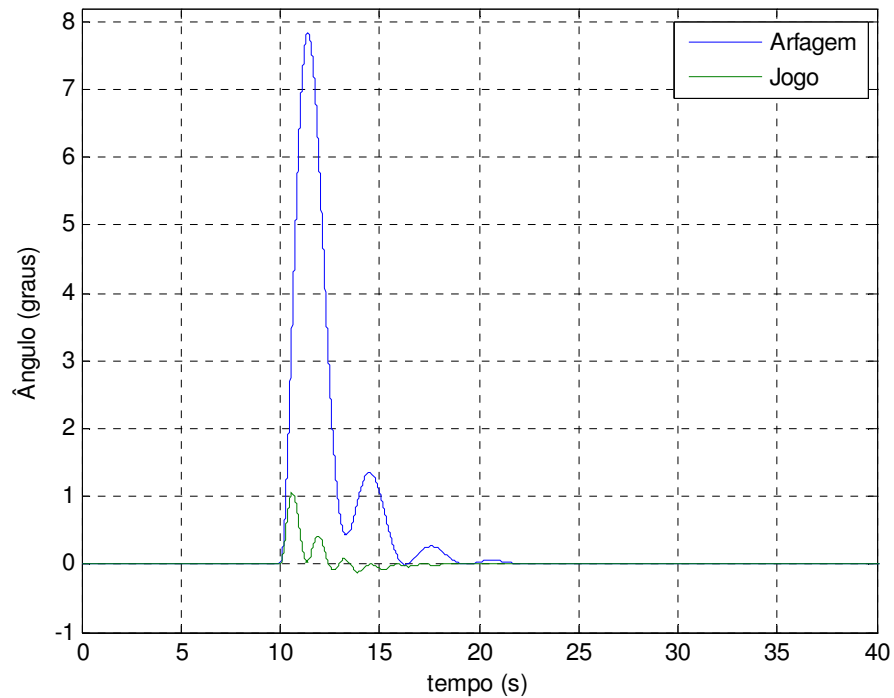


Figura 4.9 - Respostas dos controles de arfagem e jogo à perturbação, obtidas com os parâmetros de sintonia da Tabela 4.4

4.1.1.3 Sintonia do controlador PI através do método dos relés

A sintonia do controlador PI é semelhante à sintonia do controlador PID. Porém, as equações utilizadas para encontrar os valores do ganho e do tempo integral do controlador PI não são as mesmas do PID, conforme Tabela 4.1.

O controlador PI foi implementado no jogo e na arfagem; o calado permaneceu com o controle PID, pois a ação derivativa é necessária para amortecer uma pequena oscilação residual. A Tabela 4.5 mostra os resultados obtidos para encontrar o ganho último e o período último.

Tabela 4.5 – Valores do ganho último e do período último de oscilação para o método do relé

	1ª iteração		2ª iteração		3ª iteração	
	K_U	P_U	K_U	P_U	K_U	P_U
Calado	0,1744	0,69	0,1768	0,80	0,1768	0,70
Arfagem	0,0152	2,55	0,0152	2,80	0,0152	2,60
Jogo	0,1403	1,30	0,1403	1,35	0,1392	1,35

Os valores do ganho último e do período último podem ser aplicados nas equações de Ziegler e Nichols (Tabela 4.1), obtendo-se os valores dos parâmetros de sintonia para cada controlador, os quais se encontram na Tabela 4.6.

Tabela 4.6 - Valores dos parâmetros de sintonia obtidos com o método do relé e equações de Ziegler e Nichols

Grau de liberdade	Parâmetros de sintonia		
	k	T_i	T_d
Calado	0,106	0,350	2,60
Ângulo de arfagem	0,007	2,167	-
Ângulo de jogo	0,063	1,375	-

De maneira análoga à seção 4.1.1.2, o ajuste de T_d foi realizado através de simulações de modo a eliminar a oscilação do calado.

A resposta do calado a uma mudança de referência para os parâmetros da Tabela 4.6 é similar à resposta obtida para os parâmetros da Tabela 4.4 (Figura 4.8). A Figura 4.10 mostra a resposta do ângulo de jogo e arfagem obtida para uma perturbação que resulta do acréscimo de uma massa de 75g em um dos quadrantes da plataforma.

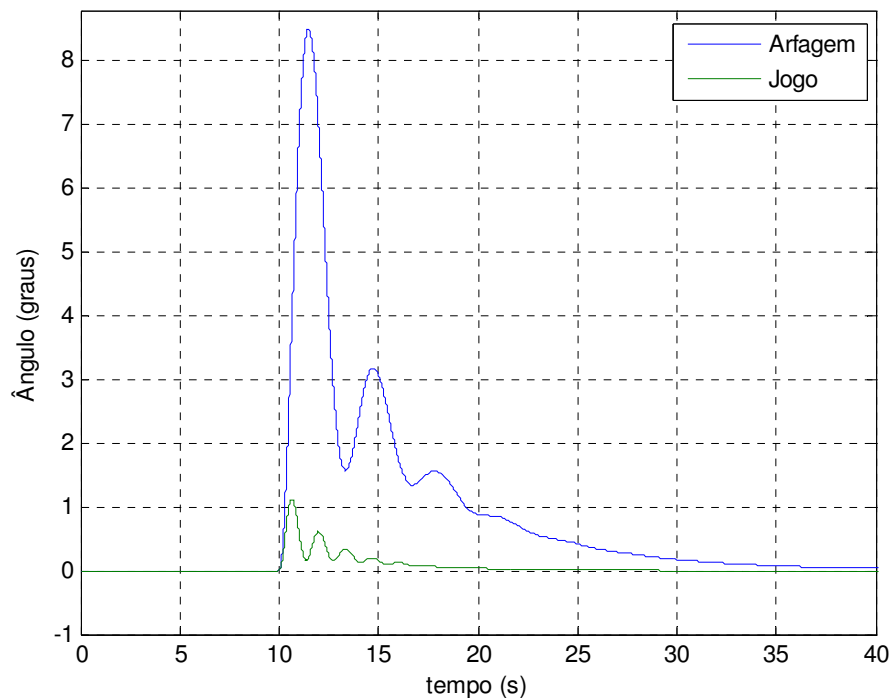


Figura 4.10 - Respostas dos controles de arfagem e jogo à perturbação obtidas com os parâmetros de sintonia da Tabela 4.6

4.1.2 Sintonia dos controladores PID através de algoritmo de otimização

Nesse método, utiliza-se o algoritmo de otimização de Nelder-Mead para obter os parâmetros de sintonia dos controladores. Tal algoritmo foi utilizado de modo a buscar iterativamente os valores ótimos dos parâmetros de sintonia dos controladores que minimizam o índice de desempenho ITAE (integral do tempo multiplicado pelo valor absoluto do erro) da resposta de cada variável controlada. Tal índice é definido como:

$$ITAE = \int t|e(t)|dt \quad (4.4)$$

A utilização do algoritmo de otimização foi feita através de rotinas implementadas em Matlab e descritas na seção 4.1.2.1.

4.1.2.1 Descrição das rotinas utilizadas para otimização dos parâmetros de sintonia dos controladores.

As rotinas calculam o valor da soma dos índices de desempenho ITAE de cada variável controlada, para uma determinada sintonia. Essas rotinas recebem os parâmetros de sintonia dos controladores, e simulam o sistema mostrado na Figura 4.2, isto é, o sistema formado pela plataforma e os controladores PID. Ao simular o modelo, calculam o valor do erro para cada variável controlada, ou seja, a diferença entre a referência do controlador e o valor da variável controlada correspondente. Este cálculo é realizado de acordo com as seguintes equações:

$$erro_h = 100(SP_h - PV_h) \quad (4.5)$$

$$erro_\theta = 0,1(SP_\theta - PV_\theta) \quad (4.6)$$

$$erro_\phi = SP_\phi - PV_\phi \quad (4.7)$$

onde:

$erro_h$ é o erro relativo ao calado (grau de liberdade vertical);

PV_h é o valor do calado;

SP_h é o valor do ponto de ajuste do controlador do calado;

$erro_\theta$ é o erro relativo ao ângulo de arfagem;

PV_θ é o valor do ângulo de arfagem;

SP_θ é o valor do ponto de ajuste do controlador do ângulo de arfagem;

$erro_\phi$ é o erro relativo ao ângulo de jogo;

PV_ϕ é o valor do ângulo de jogo;

SP_ϕ é o valor do ponto de ajuste do controlador do ângulo de jogo.

Nessas equações, cada termo é um vetor que contém o valor do erro para cada instante do tempo, nos quais os valores das variáveis controladas foram calculados através da simulação. O valor a ser minimizado é composto pela soma dos índices ITAE, calculados a partir dos erros dos três graus de liberdade. A sintonia é realizada para calado, arfagem e jogo simultaneamente. Assim, o vetor do erro do calado é multiplicado por 100 e o vetor do erro da arfagem é multiplicado por 0,1 para que suas contribuições no cálculo da soma dos índices ITAE tenham a mesma ordem de grandeza do erro do jogo. Dessa forma, os três graus de liberdade têm o mesmo peso durante o processo de otimização.

As rotinas de otimização utilizam a função “fminsearch”, da *toolbox* de otimização do Matlab, para encontrar os valores dos parâmetros de sintonia dos controladores que minimizam a soma dos índices ITAE.

A função “fminsearch” se baseia no algoritmo Simplex de Nelder-Mead (LAGARIAS et al, 1998) para buscar o valor mínimo de uma função. O Simplex é um método de busca direta para problemas de programação linear. Para resolver um problema com n variáveis são gerados $n+1$ vetores que representam os vértices de uma entidade geométrica que também recebe o nome simplex. Cada vetor é um conjunto de valores para as n variáveis. Em um espaço bidimensional, o simplex tem a forma de um triângulo e em um espaço tridimensional, de um tetraedro. A cada passo da busca, o valor da função que se pretende minimizar é avaliado para cada vértice do simplex. O vértice que apresentar o maior valor para a função é rebatido, de acordo com um determinado conjunto de regras, para um outro ponto, que pode estar tanto dentro como fora do simplex gerado no passo anterior. Com esse rebatimento um novo simplex é gerado. Esse procedimento continua até que o diâmetro do simplex se torne menor que um valor previamente determinado (MATLAB, 2006).

4.1.2.2 Procedimento de sintonia dos controladores PID através do algoritmo de otimização

Tendo em vista a interação que existe entre as malhas de controle das três variáveis controladas, a sintonia dos três controladores foi obtida simultaneamente.

O modelo do sistema, conforme aparece na Figura 4.2, foi configurado da seguinte forma para a utilização do algoritmo de otimização:

- referência do controlador de calado alterado de 0,09 m para 0,1 m no instante $t = 10$ s;
- foi acrescentada uma massa de 75 gramas em um dos quadrantes da plataforma no instante $t = 100$ s.
- tempo total de simulação igual a 200 segundos.

Com isso o índice ITAE é calculado utilizando a resposta do sistema à mudança de referência do controlador de calado e em seguida à perturbação nos três graus de liberdade (acréscimo da massa de 75 g sobre a plataforma). Dessa forma otimizou-se a resposta do controle de calado tanto para mudanças de referência, como para perturbações, enquanto que no caso do controles de arfagem e jogo foram otimizadas as respostas a perturbações.

Foram arbitrados aleatoriamente valores iniciais para os parâmetros de sintonia que, apesar de resultarem em respostas bastante oscilatórias, não desestabilizam o

sistema. Tais valores são fornecidos na Tabela 4.7.

Tabela 4.7 - Valores iniciais dos parâmetros dos controladores

Grau de liberdade	Parâmetros de sintonia		
	k	Ti	Td
Calado	0,7	3,5	3,5
Ângulo de arfagem	0,01	0,5	0,5
Ângulo de jogo	0,2	1	1

Os valores da Tabela 4.7 foram utilizados na como valores iniciais, a partir dos quais o algoritmo de otimização de Nelder-Mead deve buscar os valores ótimos para os parâmetros de sintonia. Vale ressaltar que, para diminuir o tempo de convergência do algoritmo de otimização, o resultado da sintonia obtida pelo método dos relés poderia ser utilizado como valor inicial do processo de otimização.

No caso da utilização de um controlador PID para o calado e controladores PI para arfagem e jogo, o algoritmo de otimização convergiu para os valores que constam na Tabela 4.8.

Tabela 4.8 - Parâmetros de sintonia obtidos com o algoritmo de otimização, com ação PID para o controle de calado e ação PI para os controles de arfagem e jogo.

Grau de liberdade	Parâmetros de sintonia		
	k	Ti	Td
Calado	$8,97 \times 10^{-2}$	$2,13 \times 10^{-1}$	5,87
Ângulo de arfagem	$1,24 \times 10^{-2}$	1,72	0
Ângulo de jogo	$1,57 \times 10^{-1}$	1,10	0

A resposta do controle de calado a uma mudança na referência obtida a partir dos parâmetros de sintonia da Tabela 4.8 pode ser observada na Figura 4.11, enquanto que as respostas dos controles de arfagem e jogo ao acréscimo de uma massa de 75 gramas em um dos quadrantes da plataforma aparecem na Figura 4.12.

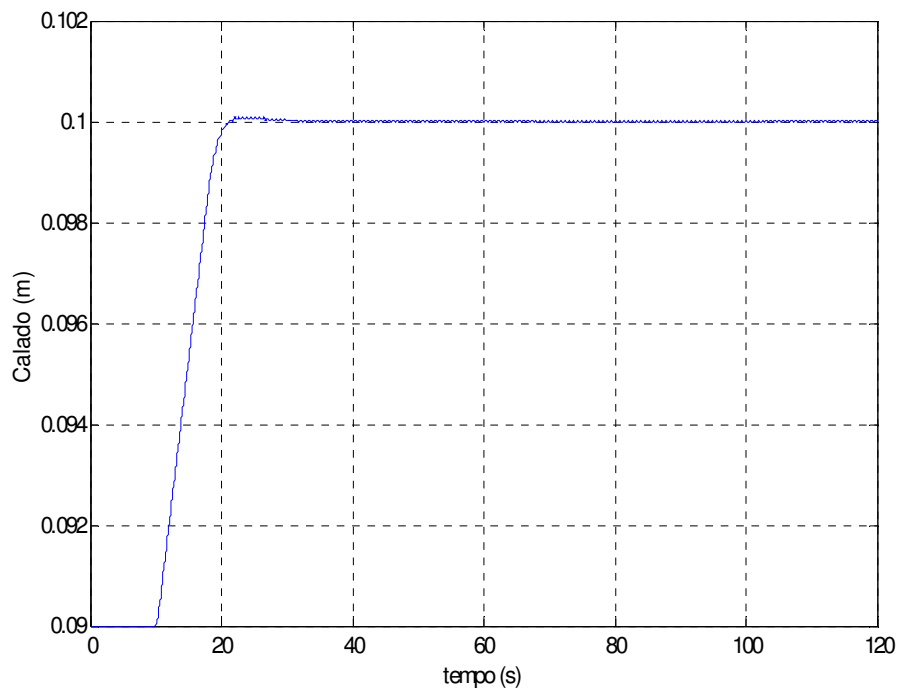


Figura 4.11 – Resposta do controle de calado à alteração no valor da referência, obtida com os parâmetros de sintonia da Tabela 4.8

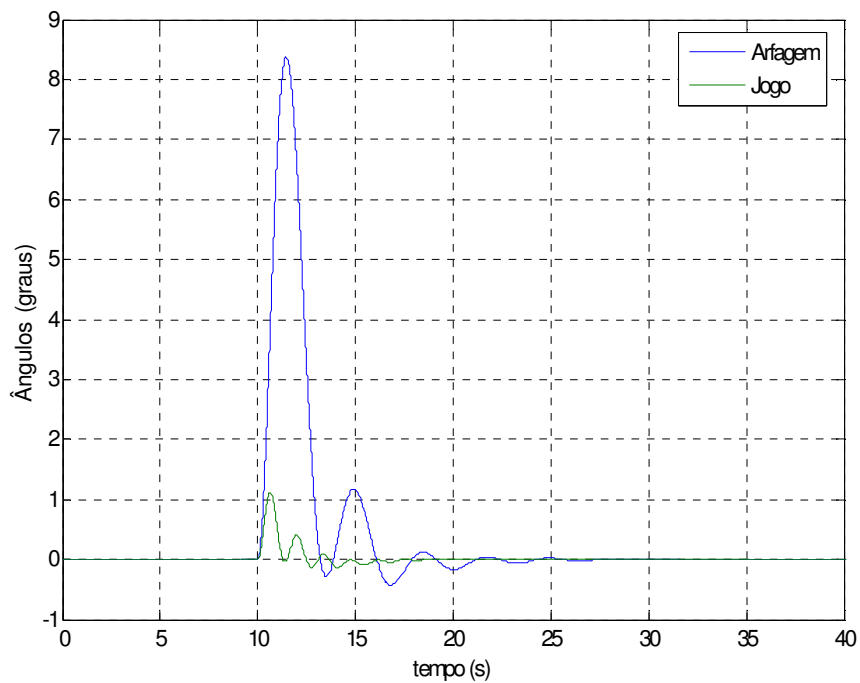


Figura 4.12 – Respostas dos controles de arfagem e jogo à perturbação, obtidas com os parâmetros de sintonia da Tabela 4.8.

No caso da utilização de controladores PID para as três variáveis controladas, o algoritmo de otimização retornou os parâmetros de sintonia que constam na Tabela 4.9.

Tabela 4.9 - Parâmetros de sintonia obtidos com o algoritmo de otimização, com ação PID para os controles de calado, arfagem e jogo.

Grau de liberdade	Parâmetro de sintonia		
	k	Ti	Td
Calado	$3,94 \times 10^{-2}$	$9,47 \times 10^{-2}$	9,73
Ângulo de arfagem	$3,25 \times 10^{-2}$	1,19	$7,50 \times 10^{-1}$
Ângulo de jogo	$1,18 \times 10^{-1}$	$7,87 \times 10^{-1}$	$5,22 \times 10^{-1}$

A resposta do controle de calado a alteração no valor de referência, obtida com os parâmetros de sintonia da Tabela 4.9 é similar à resposta obtida com os valores da Tabela 4.8 (Figura 4.11). As respostas dos controles de arfagem e jogo a perturbação aparecem na Figura 4.13.

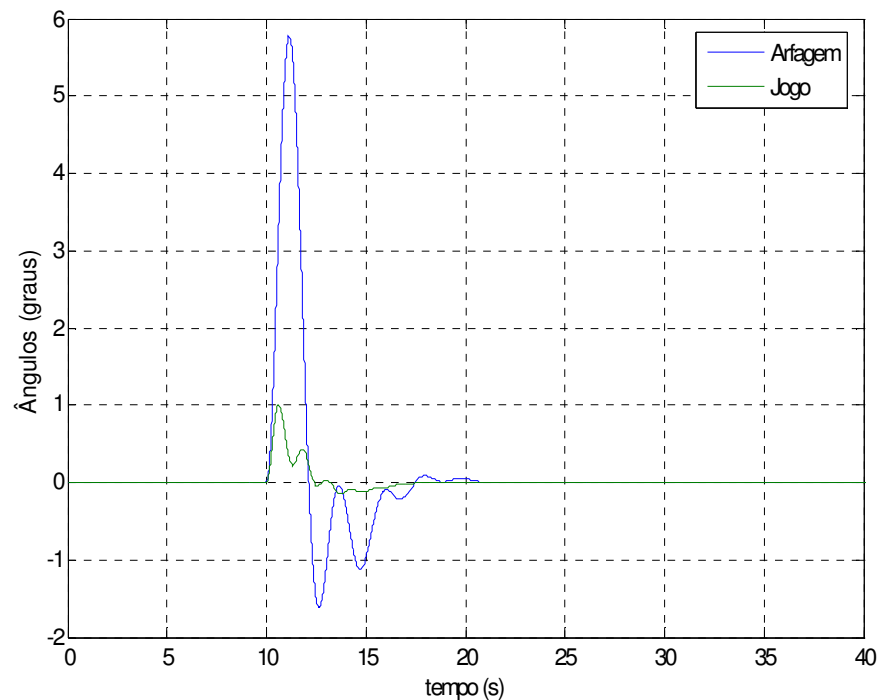


Figura 4.13 - Respostas dos controles de arfagem e jogo à perturbação, obtidas com os parâmetros de sintonia da Tabela 4.9.

4.2 Resposta do controle a perturbações

A fim de verificar o comportamento do sistema frente a perturbações, foram realizados dois experimentos. O primeiro experimento consiste em simular o acréscimo de uma massa de 75 gramas em um dos quadrantes da plataforma. Através esse experimento, obtém-se uma perturbação simultânea nos três graus de liberdade do sistema.

As respostas dos controles de arfagem e jogo a essa perturbação, para as sintonias obtidas pelo método dos relés em malha fechada, aparecem nas Figuras 4.9 e 4.10. As respostas do controle de calado encontram-se na Figura 4.14 (controle PID para os três graus de liberdade) e na Figura 4.15 (controle PID para o calado e PI para arfagem e jogo).

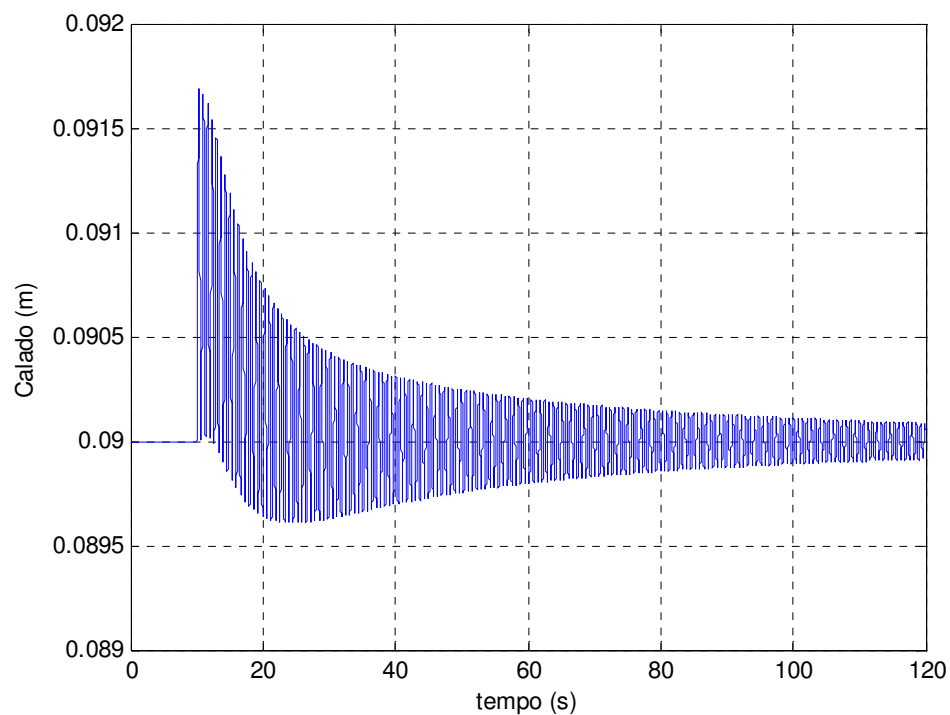


Figura 4.14 - Resposta do controle do calado ao acréscimo de massa de 75g em um dos quadrantes da plataforma, obtida com os parâmetros de sintonia da Tabela 4.4

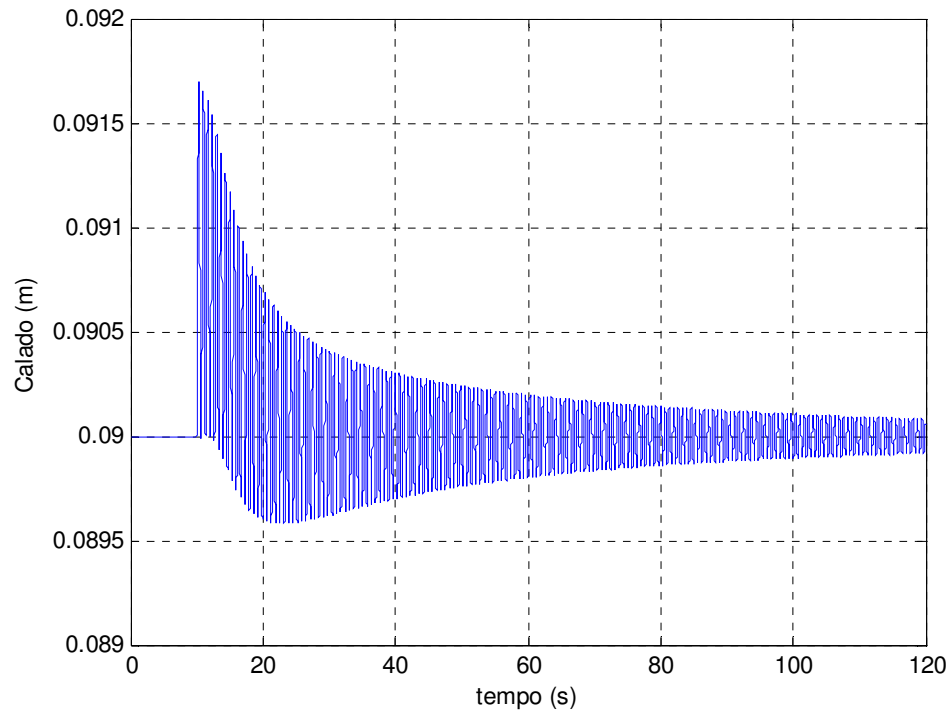


Figura 4.15 - Resposta do controle do calado ao acréscimo de massa de 75g em um dos quadrantes da plataforma, obtida com os parâmetros de sintonia da Tabela 4.8

As respostas dos controles de arfagem e jogo a essa perturbação, para as sintonias obtidas pelo algoritmo de otimização, aparecem nas Figuras 4.12 e 4.13. As respostas do controle de calado encontram-se na Figura 4.16 (controle PID para o calado e PI para arfagem e jogo) e na Figura 4.17 (controle PID para os três graus de liberdade).

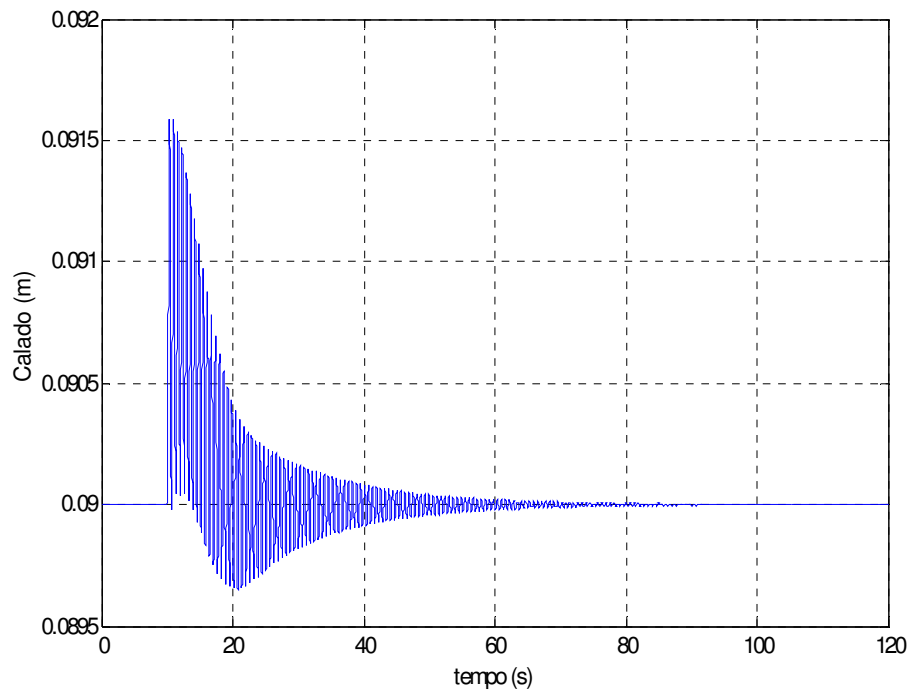


Figura 4.16 - Resposta do calado ao acréscimo de uma massa de 75 gramas em um dos quadrantes da plataforma, utilizando os parâmetros de sintonia da Tabela 4.8

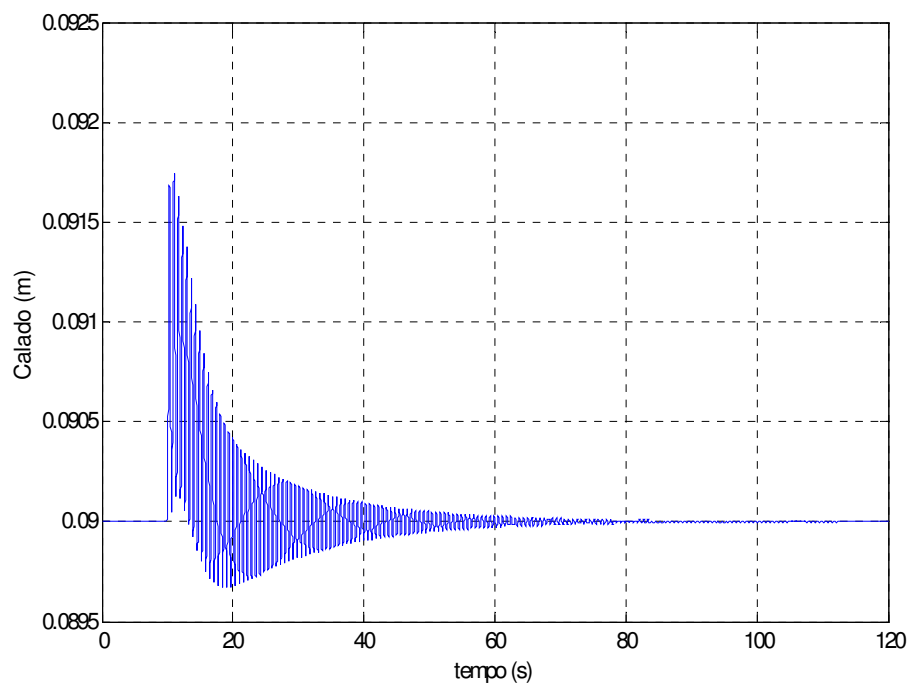


Figura 4.17 - Resposta do calado ao acréscimo de uma massa de 75 gramas em um dos quadrantes da plataforma, utilizando os parâmetros de sintonia da Tabela 4.9

O segundo experimento consiste em acrescentar simultaneamente uma massa de 75 gramas em cada quadrante da plataforma, obtendo dessa forma uma perturbação de maior amplitude somente na altura do calado da plataforma.

As respostas do controle de calado a tal perturbação, obtidas com os parâmetros de sintonia das Tabelas 4.4 e 4.6 (método dos relés em malha fechada) foram similares, sendo apresentada somente a resposta utilizando controlador PID para o calado e controladores PI para arfagem e jogo (Figura 4.18).

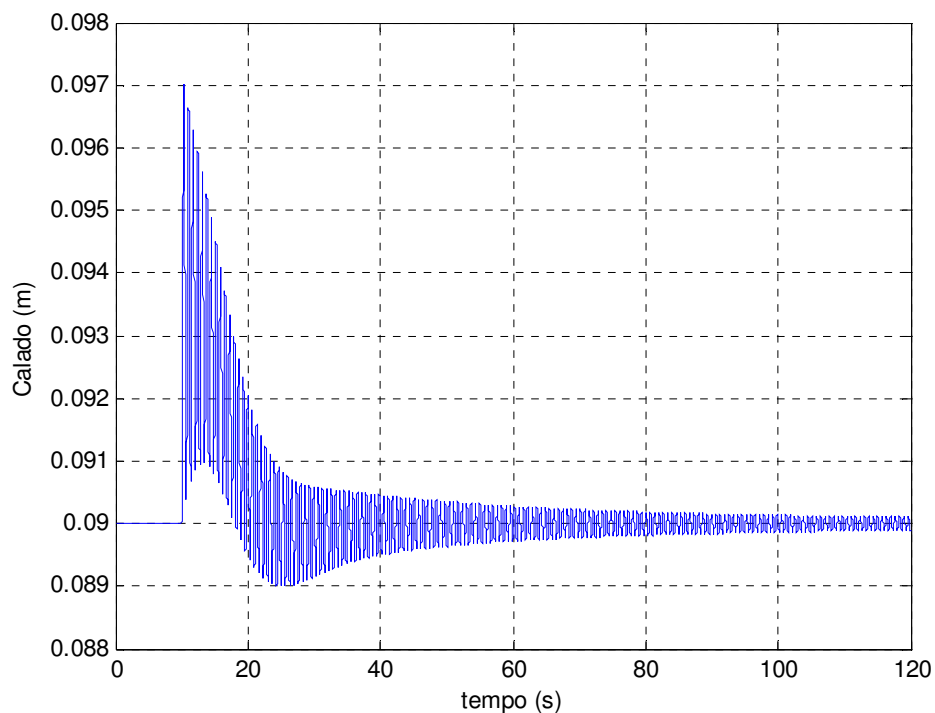


Figura 4.18 - Resposta do calado ao acréscimo de uma massa de 75g em cada um dos tanques da plataforma obtida com os parâmetros de sintonia da Tabela 4.6

As respostas do controle de calado a tal perturbação, obtidas com os parâmetros de sintonia das Tabelas 4.8 e 4.9 (algoritmo de otimização) foram similares, sendo apresentada somente a resposta utilizando controlador PID para o calado e controladores PI para arfagem e jogo (Figura 4.19).

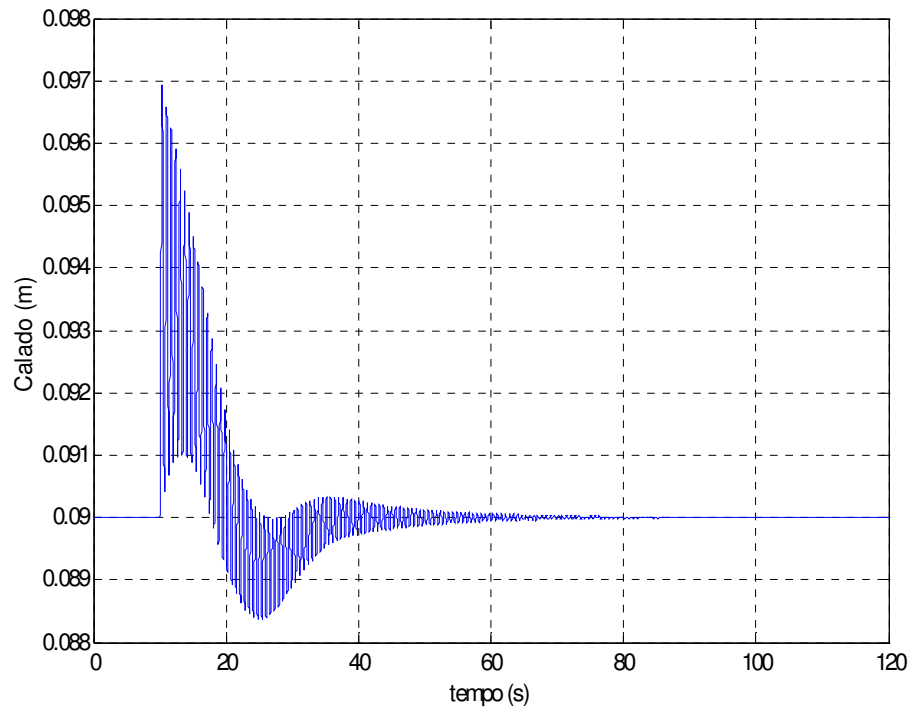


Figura 4.19 – Resposta do calado ao acréscimo de uma massa de 75 gramas em cada quadrante da plataforma, utilizando os parâmetros de sintonia da Tabela 4.8

De maneira geral, a proposta de controle PID para os três graus de liberdade apresentou uma amplitude máxima de oscilação menor que a proposta de controle PI para arfagem e jogo. Isto se deve à característica da ação derivativa apresentar uma ação mais rápida aos distúrbios. Outra característica observada em relação à proposta de controle PID para calado, arfagem e jogo foi o menor tempo para correção, apresentando, porém, comportamento mais oscilatório. A melhor proposta de controle para uma plataforma semi-submersível deve ser avaliada de acordo com sua aplicação, podendo-se levar em consideração fatores como, por exemplo, o conforto de sua tripulação, segurança dos equipamentos e da tripulação, entre outros.

5 ROBUSTEZ DOS CONTROLADORES

A avaliação dos controladores é feita através de testes de robustez. Estes testes foram realizados variando-se alguns parâmetros do modelo e avaliando as respostas dos controladores. A avaliação da robustez do controle no espaço de estado não será abordada neste capítulo, pois a finalidade deste trabalho é a avaliação de controladores PID.

Com a finalidade de poder comparar as respostas em diferentes condições, serão aplicados exatamente os mesmos distúrbios descritos na seção 4.2. Os parâmetros selecionados para essa avaliação foram:

- a massa da plataforma (m_p), simulando variações na condição operacional da plataforma antes da ocorrência dos distúrbios;
- os coeficientes de vazão das bombas (K_{in} e K_{out}), simulando perdas de eficiência ao longo do tempo;
- os momentos de inércia dos ângulos de arfagem e jogo (J_y e J_x).

As simulações são divididas em três etapas, uma para variação da massa e dos momentos de inércia, uma vez que tais parâmetros são interdependentes; uma para variação dos coeficientes de vazão das bombas de lastro e uma última para variação simultânea de todos os parâmetros. A variação dos parâmetros em uma plataforma real depende das condições de operação e do plano de manutenção do sistema de lastro. Neste estudo, os testes foram realizados para combinações de variações arbitradas conforme apresentado na Tabela 5.1.

Tabela 5.1 – Amplitudes máximas de variação dos parâmetros de teste de robustez

Parâmetro da plataforma	Faixa de variação
m_p, J_y e J_x	$\pm 10\%$
K_{in} e K_{out}	-25% a +0%

5.1 Robustez à variação de massa e momento de inércia

A variação da massa da plataforma tem como objetivo simular diferentes condições operacionais de uma plataforma de petróleo, como por exemplo, o recebimento de carga adicional devido à entrada de equipamentos de grande porte. Nas simulações, não serão considerados problemas de distribuição da carga adicional,

ou seja, o aumento de massa é uniformemente distribuído pela plataforma.

A variação de massa da plataforma implica também em variação do momento de inércia da arfagem e do jogo. Os momentos de inércia foram obtidos experimentalmente por Fortes e Cunha (2006) e considerados constantes no modelo matemático da plataforma (Tabelas 2.2 e 2.3). Como tais variações foram desprezadas na modelagem, o teste de robustez visa verificar o comportamento do controle PID quando ocorrem alterações desses parâmetros.

5.2 Robustez à variação de vazão das bombas

Variações nos coeficientes das bombas têm como objetivo alterar a dinâmica de atuação do sistema de controle. Estas variações são justificadas pela perda de eficiência que as bombas de lastro de uma plataforma podem vir a sofrer ao longo de sua vida útil, devido a desgastes e corrosão. Não só as bombas, como todos os componentes do sistema de controle podem vir a sofrer desgastes (tubulação, válvulas, entre outros), dificultando o fluxo da água de lastro e, conseqüentemente, tornando a dinâmica de atuação mais lenta. A vazão das bombas de lastro foram alteradas, pois este é um dos parâmetros do modelo capaz de simular os desgastes do sistema de lastro.

5.3 Robustez à variação simultânea dos parâmetros

O teste do pior caso para o controle PID é realizado com a alteração máxima de todos os parâmetros simultaneamente. Os resultados são apresentados na seção 5.4.

5.4 Resultados dos testes de robustez

As Tabelas 5.2, 5.3 e 5.4 mostram os resultados dos testes de robustez realizados para o controlador PID com sintonia obtida através do algoritmo de otimização. Os valores dos erros são normalizados em relação ao modelo original. O critério adotado para avaliação de erro foi o ITAE. As Figuras 5.1, 5.2 e 5.3 ilustram os piores casos encontrados, ou seja, a combinação de variações nos parâmetros que produziu o maior valor do ITAE para cada grau de liberdade.

Tabela 5.2 – Resultados do ITAE no teste de robustez do calado (algoritmo de otimização)

$m_p, J_x \text{ e } J_y$ $K_{in} \text{ e } K_{out}$	90%	95%	100%	105%	110%
100%	0.986	0.990	1.000	1.008	0.998
82,5%	1.671	1.661	1.667	1.699	1.730
75%	2.184	2.182	2.169	2.208	2.251

Tabela 5.3 – Resultados do ITAE no teste de robustez da arfagem (algoritmo de otimização)

$m_p, J_x \text{ e } J_y$ $K_{in} \text{ e } K_{out}$	90%	95%	100%	105%	110%
100%	0.968	0.983	1.000	1.033	1.074
82,5%	1.205	1.226	1.255	1.283	1.302
75%	1.341	1.379	1.399	1.421	1.459

Tabela 5.4 – Resultados do ITAE no teste de robustez do jogo (algoritmo de otimização)

$m_p, J_x \text{ e } J_y$ $K_{in} \text{ e } K_{out}$	90%	95%	100%	105%	110%
100%	1.006	0.998	1.000	1.025	1.047
82,5%	1.268	1.265	1.285	1.291	1.309
75%	1.443	1.453	1.455	1.464	1.490

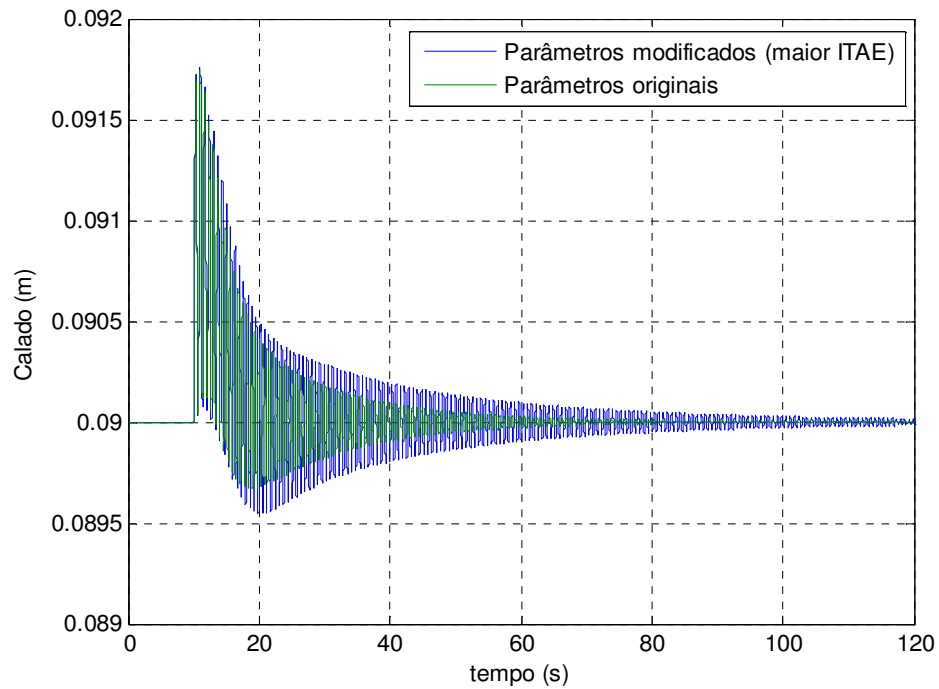


Figura 5.1 – Comparação entre resposta do controlador PID ajustado pelo algoritmo de otimização para o modelo original e para caso de maior erro ITAE para o calado

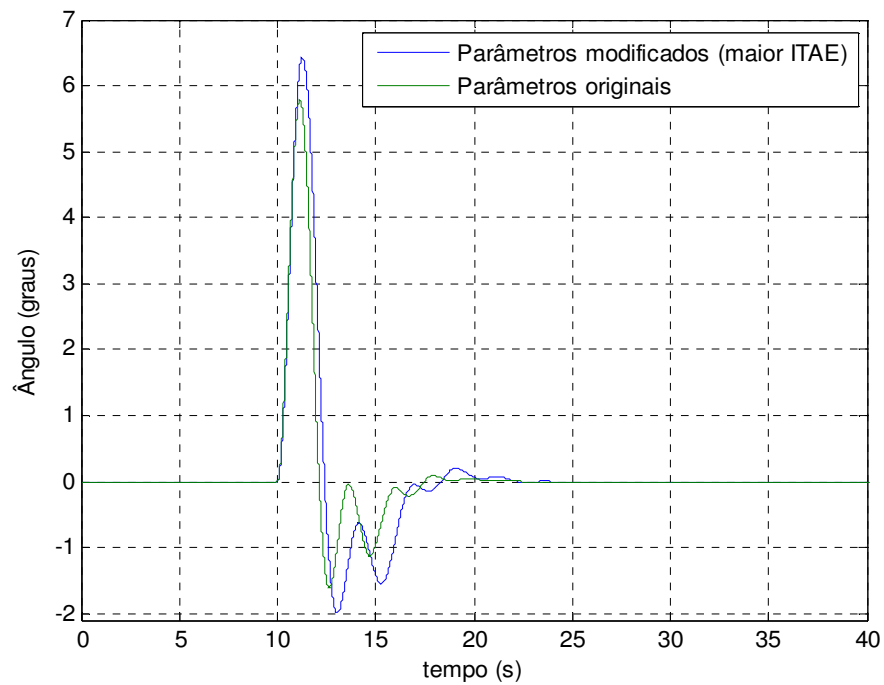


Figura 5.2 – Comparação entre resposta do controlador PID ajustado pelo algoritmo de otimização para o modelo original e para caso de maior erro ITAE para a arfagem

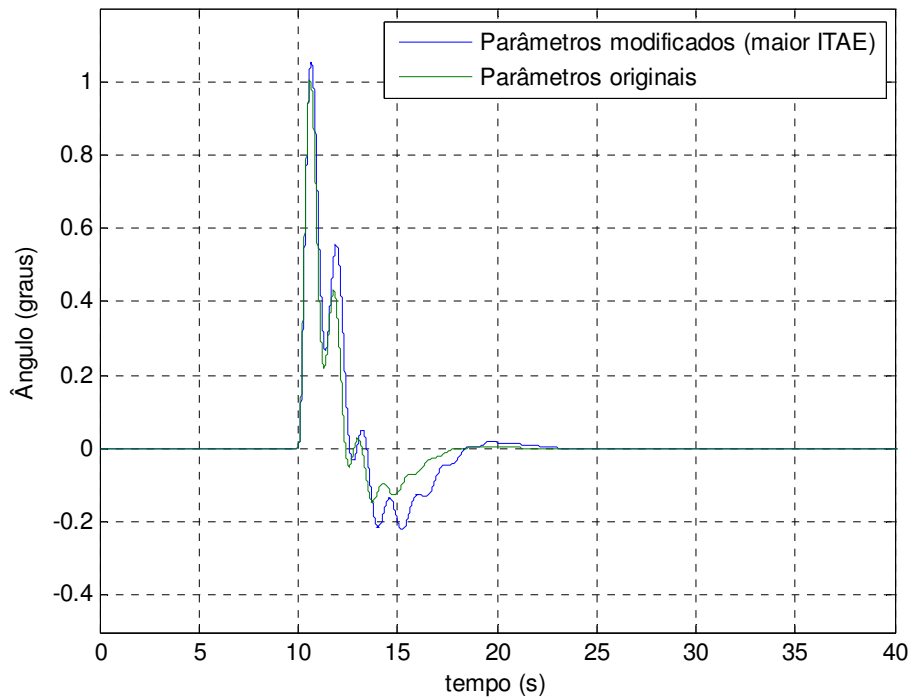


Figura 5.3 – Comparação entre resposta do controlador PID ajustado pelo algoritmo de otimização para o modelo original e para caso de maior erro ITAE para o jogo

Analogamente aos resultados apresentados com sintonia pelo algoritmo de otimização, as Tabelas 5.5, 5.6 e 5.7 mostram os resultados dos testes de robustez realizados para o controlador PID com sintonia obtida através do método dos relés em malha fechada. As Figuras 5.4, 5.5 e 5.6 ilustram os piores casos encontrados.

Tabela 5.5 – Resultados do ITAE no teste de robustez do calado (método dos relés)

$m_p, J_x \text{ e } J_y$ $K_{in} \text{ e } K_{out}$	90%	95%	100%	105%	110%
100%	1.008	1.005	1.000	0.988	0.977
82,5%	1.839	1.839	1.834	1.862	1.880
75%	2.490	2.492	2.514	2.539	2.574

Tabela 5.6 – Resultados do ITAE no teste de robustez da arfagem (método dos relés)

$m_p, J_x \text{ e } J_y$ $K_{in} \text{ e } K_{out}$	90%	95%	100%	105%	110%
100%	1.013	1.012	1.000	1.022	1.037
82,5%	1.024	1.026	1.028	1.044	1.072
75%	1.098	1.091	1.104	1.096	1.111

Tabela 5.7 – Resultados do ITAE no teste de robustez do jogo (método dos relés)

$m_p, J_x \text{ e } J_y$ $K_{in} \text{ e } K_{out}$	90%	95%	100%	105%	110%
100%	0.981	0.991	1.000	1.038	1.077
82,5%	1.158	1.153	1.153	1.196	1.217
75%	1.256	1.264	1.279	1.271	1.315

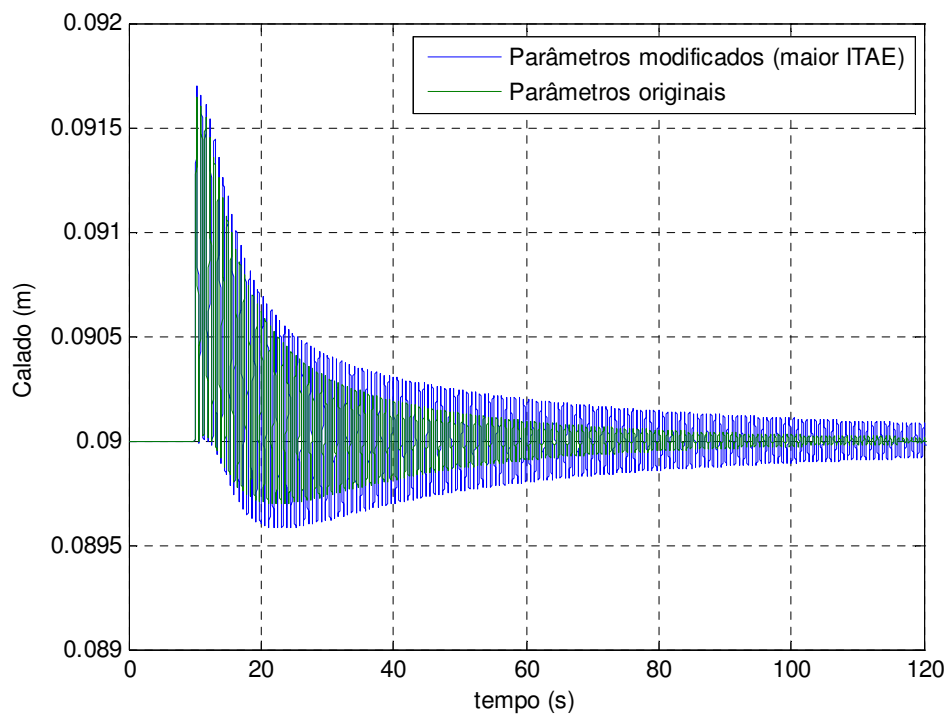


Figura 5.4 – Comparação entre resposta do controlador PID ajustado pelo método dos relés para o modelo original e para caso de maior erro ITAE para o calado

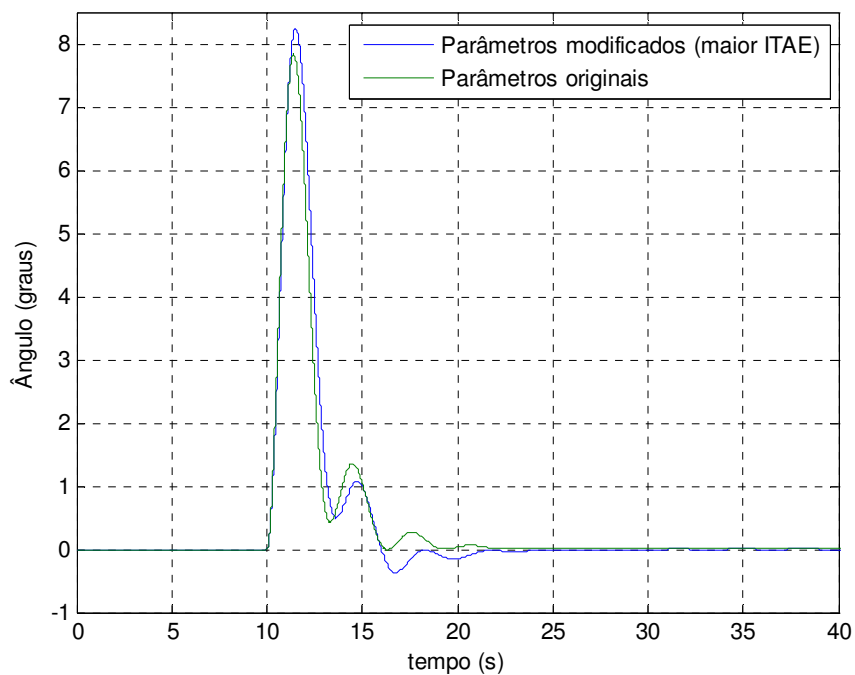


Figura 5.5 – Comparação entre resposta do controlador PID para ajustado pelo método dos relés o modelo original e para caso de maior erro ITAE para a arfagem

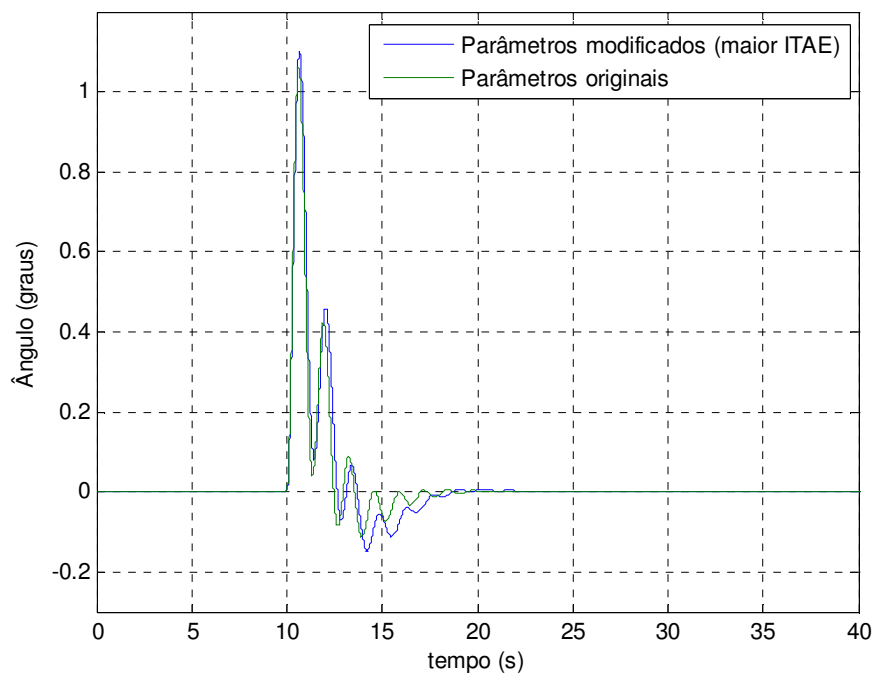


Figura 5.6 – Comparação entre resposta do controlador PID ajustado pelo método dos relés para o modelo original e para caso de maior erro ITAE para o jogo

Avaliando-se os resultados obtidos nas simulações do controle PID, pode-se verificar que o algoritmo de otimização, por sintonizar simultaneamente os três graus de liberdade, apresenta um erro menor para o caso do modelo original, levando o sistema ao ponto desejado mais rapidamente. Já a sintonia obtida pelo método dos relés tende a ter uma variação de desempenho menor quando há variação dos parâmetros do modelo.

Outra constatação importante é que a principal causa do aumento do ITAE deve-se à diminuição da vazão da bomba, já que uma redução na capacidade de atuação do controle leva a um aumento no tempo de acomodação. Isto indica que para conseguir diminuir o tempo de acomodação deve-se aumentar a vazão da bomba.

6 CONCLUSÃO

Observa-se ao longo do trabalho que o controle projetado no espaço de estado, embora tenha apresentado bons resultados, possui uma maior dependência do conhecimento prévio do processo (modelo do processo), além de sofrer fortes interferências por não-linearidades do sistema. Este tipo de controle necessita, além do valor das variáveis a serem controladas, de parâmetros do sistema que em geral não são de fácil medição, forçando o uso de observadores, o que talvez possa aumentar a probabilidade de falhas em sistemas de controle reais.

Para este sistema de controle PID, observou-se que a sintonia realizada pelo algoritmo de otimização respondeu melhor para a situação otimizada (parâmetros com valores originais), porém sua capacidade de generalização diminuiu quando os parâmetros foram alterados. Uma alternativa seria a realização de uma otimização supervisionada, visando manter o compromisso entre a melhoria de desempenho para o modelo original e uma menor variação do desempenho quando da alteração dos parâmetros da plataforma.

Assim como o controle por espaço de estado, o algoritmo de otimização também possui uma dependência do modelo uma vez que necessita realizar simulações sucessivas para obter os valores de sintonia. Por outro lado, o método de sintonia de sistemas MIMO baseado no método dos relés, apresenta como vantagem a maior independência do conhecimento prévio do processo (modelo do processo), podendo ser aplicado diretamente no sistema a ser controlado.

A análise foi limitada ao modelo matemático da plataforma principalmente devido aos curtos prazos para a realização do trabalho. Por se tratar de um trabalho na área de controle de lastro, o mesmo poderá ser utilizado como referência para estudos posteriores em plataformas de dimensões reais. Um estudo mais aprofundado do modelo de uma plataforma seria interessante, considerando outras não-linearidades e reduzindo as simplificações do sistema como, por exemplo, a maior quantidade de tanques de lastro e as interconexões entre os mesmos. Este detalhamento do modelo permitirá a realização de estudos de outras áreas inclusive com a aplicação de outras técnicas de controle, como por exemplo, a utilização de controladores *PID-fuzzy*. Outra sugestão para trabalhos futuros é a realização de estudos de modo a estabelecer critérios de desempenho para a da dinâmica da plataforma, isto é, que a plataforma

possa responder a perturbações externas com segurança, pouca interferência em seus equipamentos de processo (no caso de uma plataforma de petróleo) e conforto para os tripulantes.

REFERÊNCIAS

ÅSTRÖM, K. J.; HÄGGLUND, T. Automatic tuning of simple regulators with specifications on phase and amplitude margins. *Automatica* 20(5), 1984. p. 645–651.

CAMPOS, M. C. M. M. C; TEIXEIRA, H. C. G. **Controles típicos de equipamentos e processos industriais**. 1ªed. São Paulo: Edgard Blücher, 2006. 396p.

COELHO, L. C. G.; NASCIMENTO, A. S. A. **Manual do programa SSTAB** - versão 2.43: estabilidade e controle de lastro de sistemas flutuantes. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, TeCGraf - Grupo de Tecnologia em Computação Gráfica, 2002. Disponível em <www.tecgraf.puc-rio.br/~lula/sstab/sstab.pdf>. Acesso em 16/10/2006.

DAMEN, A. A. H; FALKUS, H. M.; BOUWELS, J. P. H. M. Modeling and control of a floating platform. *In: IEEE Transactions on Automation and Control* 39(5), 1994. p.1075-1078.

FOLHA ONLINE. **Foguete russo lançado em alto-mar põe em órbita satélite dos EUA**. Folha de São Paulo, São Paulo, 18 de junho. 2006. Disponível em <<http://www1.folha.uol.com.br/folha/mundo/utl94u97064.shtml>>. Acesso em 28/10/2006.

FORTES, R. M. **Instrumentação, modelagem e controle de uma plataforma semi-submersível em escala reduzida**. 2005. 83p. Projeto de Graduação em Engenharia Eletrônica, UERJ, Rio de Janeiro, 2005.

FORTES, R. M.; CUNHA, J. P. V. S. Modelagem da dinâmica e experimentos com uma plataforma semi-submersível em escala reduzida. *In: XVI Congresso Brasileiro de Automática, 2006*, Salvador. Anais do XVI Congresso Brasileiro de Automática, 2006. p.1632-1637.

FOSSEN, T. I. **Marine control systems**: Guidance, Navigation and Control of Ships, Rigs, and Underwater Vehicles. Trondheim, Norway: Marine Cybernetics, 2002. 596p.

HOCK, C. J.; BALABAN, E. G. Fault analysis of a control system semisubmersible's. *Offshore Techntifogy Conference*, Houston, Texas, 1984. p. 173-178

JORDAN, M. A.; DUGA, G. E. Nonlinear modeling of a moored floating platform in stochastic environment. *In: Proceedings of American Control Conference*, Philadelphia, 1998. p. 1094-1098.

LAGARIAS, J. C.; REEDS, J. A.; WRIGHT, M. H.; WRIGHT, P. E. Convergence properties of the Nelder-Mead simplex method in low dimensions. *In: SIAM Journal on Optimization*, Society for Industrial and Applied Mathematics, 1998. v. 9. p. 112-147.

MANZI, M.; SOLTANI, B.; GUERLAIN, S.; ANTONELLO, P.; QUERES JR, J.; GOMES, J. O. Designing a ballast control system operator interface. *In: Proceedings of the 2005 Systems and Information Engineering Design Symposium*, 2005. p.242-248.

MATLAB. **Optimset (Optimization Toolbox)**. Disponível em <
http://www.mathworks.com/access/helpdesk_r13/help/toolbox/optim/fminsearch.html>.
Acesso em 11/11/2006.

OGATA, K. **Engenharia de Controle Moderno**. 4ªed. São Paulo: Prentice Hall, 2003.
800p

PETROBRAS. Petróleo Brasileiro SA. Tipos de Plataformas. Disponível em <
http://www2.petrobras.com.br/Petrobras/portugues/plataforma/pla_tipo_plataforma.htm>.
Acesso em 04/01/2007.

SCHIEFFER, B.; HOTZ, G. Diagnosis of Tank Ballast Systems. *In: Advances in Intelligent Data Analysis. Reasoning about Data: Second International Symposium, IDA-97 Proceedings, London, UK, 1997*. Lecture Notes in Computer Science, Springer, v.1280, p. 597-608

SHINSKEY, F. G. **Controlling multivariable processes**. 2nd edition. North Carolina, Research Triangle Park, Instrument Society of América, 1983. 214p.

TEIXEIRA, J. L. P.; REIS, L. G.; FEITOSA, P. H. F. **Sistema de controle de estabilização de uma plataforma flutuante por computador**. 2000. Projeto de Graduação em Engenharia Eletrônica, UERJ, Rio de Janeiro, 2000.