

FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO

Integração de um manipulador numa embarcação robótica

André Filipe Sousa Pinto



Mestrado Integrado em Engenharia Eletrotécnica e de Computadores

Orientador: Nuno Alexandre Lopes Moreira da Cruz

Co-orientador: Vítor Hugo Machado Oliveira Pinto

14 de Julho de 2017

Resumo

A presente dissertação teve como principal objetivo o desenvolvimento de uma estratégia de controlo combinada para um veículo aquático de superfície equipado com um manipulador. Para conseguir isto, obtiveram-se os modelos para ambos os subsistemas (manipulador e embarcação). Tanto ao nível do modelo da embarcação como do manipulador, existe já alguma literatura que foi utilizada. Porém, como o veículo utilizado como exemplo (Zarco) dispõe de dois flutuadores, foi necessário efetuar algumas alterações ao modelo já existente. Adicionalmente, foi desenvolvido o sistema de propulsão do veículo, respeitando novamente as características da embarcação utilizada como exemplo (número de *DOF*). No manipulador, foi igualmente incluído o sistema de atuação do mesmo, ou seja, o modelo do atuador de junta. Finalmente, foi ainda incorporado um gerador de trajetórias, para suavizar as movimentações de cada subsistema.

Tendo-se realizado as devidas alterações aos modelos individuais, desenvolveu-se o modelo global, procedendo-se ao acoplamento entre ambos os subsistemas. Para tal, foi necessário ter em conta que o centro de massa e os respetivos momentos de inércia do sistema global são alterados em função da movimentação do *end-effector*. Para além disto, também as forças e binários exercidas na base do manipulador movimentam a embarcação da sua posição de repouso.

Tendo-se obtido todos estes modelos, foi necessário desenvolver a estrutura de controlo combinada. Contudo, devido aos desafios encontrados, como presença de efeitos cruzados entre os diferentes *DOF* da embarcação, para além dos efeitos induzidos na mesma pela movimentação do manipulador, procedeu-se à divisão da estrutura de controlo em três níveis. O nível mais baixo, consistiu no desenvolvimento do controlador de posição para cada subsistema. Para afinação do controlador do veículo foi empregue um modelo simplificado/linearizado do subsistema embarcação, devido à presença dos efeitos cruzados. Considerando ainda os *DOF* de possível atuação do veículo, decidiu-se dividir o controlador de posição do mesmo em controlador de ângulo e distância. Quanto ao manipulador, como o modelo considerado apenas possui 1 *DOF*, e como o modelo dinâmico implementado é já linear, verificou-se que não existiu necessidade de alterações.

Para o nível seguinte, o controlador implementado teve o objetivo de identificar a posição mais próxima entre a localização atual da embarcação e a região onde a extensão do manipulador alcança o objeto desejado, para além de fornecer essas mesmas referências ao controlador de nível inferior.

No último nível, foi implementada uma estratégia que permite gerar as referências apropriadas (orientação manipulador e embarcação, e deslocamento linear da embarcação) por forma a que o objeto seja alcançado pelo *end-effector*, a partir da posição atual da embarcação.

Tendo-se desenvolvido a arquitetura necessária, foram realizados alguns testes, não só a nível individual dos subsistemas, como a nível global, onde se verificou um comportamento adequado. Como teste final, adicionou-se o efeito de correntes marítimas, por forma a analisar a robustez da arquitetura proposta, tendo-se obtido novamente um comportamento adequado.

Abstract

The aim of this dissertation was to develop a combined control strategy for a small surface vessel equipped with a robotic manipulator. In order to achieve that, it was necessary to obtain the model for each subsystem (manipulator and vessel). A generalized approach for each model, is available in literature. However, since the example used as a vessel (Zarco) has twin hull, some changes to the vessel's already existing model were needed. Additionally, the propulsion system was developed in regard to the vessel's technical features (e.g. available DOF). Likewise, in the case of the manipulator, the corresponding actuator (electric motor) was also included in the model. At last, a trajectory generator was also included in both subsystems, in order to smooth the references to the low level controller, present in each subsystem.

The following step was to develop the global model, that is the implementation of the coupling effects between both subsystems. This implied, embracing the fact that the center of mass and corresponding moments of inertia of the whole system changes with the maneuver of the end-effector. Besides that, also the forces and torques acting in the base link of the manipulator shifts the vessel of it's current position.

Having all the models needed, the combined control structure could be implemented. Yet, because of all the challenges encountered, such as cross-coupling effects between the different state variables of the vessel, as well as the induced effects in the vehicle because of the end-effector's maneuvering, this proposed structure was divided in three different levels. In the low level, the position controller of each subsystem was implemented. Nevertheless, in the case of the vehicle's controller, a linearized model was developed in order to further simplify the tuning of the controllers, because of the lower number of the cross-coupling effects considered. Whereas it was still subdivided into two controllers (angle and distance). Regarding the manipulator, since the number of DOF was only one and it's model was already linearized there was no need for additional modifications.

For the middle level, the objective was to calculate the nearest position where the end-effector reaches the desired object relative to the vehicle's current position, in addition to generate the appropriate references to the lower level controllers.

In the last level, the appropriate references for global system (orientation of the vessel and manipulator, as well as the linear displacement of the vehicle) were generated, in order to the end-effector to reach the desired object, from the vehicle's current position.

Having everything developed, the next phase was the validation. For that, two tests were made, one without the presence of disturbances and another with some (marine current). In both cases, the present combine control structure showed suitable behavior.

Agradecimentos

Em primeiro lugar, gostaria de agradecer à minha família, mas em especial à minha mãe, por todo o apoio e pela possibilidade de frequentar um curso superior.

De seguida, gostaria de agradecer a ambos os orientadores (Nuno A. Cruz e Vítor H. Pinto), pelas sugestões proferidas, acompanhamento do trabalho e disponibilidade.

Deixo aqui, também um agradecimento ao Bruno Ferreira, pela disponibilização dos coeficientes utilizados no modelo da embarcação, assim como pela sua disponibilidade.

Por último, gostaria de agradecer de um modo geral a todos os amigos, que me acompanharam nesta experiência da minha vida, contudo principalmente, a João Monteiro, Nolasco Napoleão, Paulo Reis, Pedro Guedes e Pedro Relvas.

André Pinto

*“If you’re not careful, the newspapers will have you hating the people who are being oppressed,
and loving the people who are doing the oppression.”*

Malcolm X

Conteúdo

1	Introdução	1
1.1	Contexto	1
1.2	Motivação	2
1.3	Objetivos	3
1.4	Caracterização do Problema	4
1.4.1	Definição do problema	4
1.4.2	Solução proposta	4
1.4.3	Métricas para avaliação da solução proposta	5
1.5	Organização do documento	6
2	Revisão Bibliográfica	7
2.1	Geração de trajetórias	7
2.1.1	Tipologias de geração de trajetórias	7
2.1.2	Mapeamento da saída de trajetórias em referências para os controladores	8
2.2	Modelos de sistemas	8
2.2.1	Modelo do manipulador	8
2.2.2	Modelo da embarcação	9
2.2.3	Modelo do sistema global	10
2.3	Estrutura de controlo	11
2.3.1	Estrutura de controlo de subsistemas independentes	11
2.3.2	Estrutura de controlo coordenada entre manipulador e embarcação	13
2.4	Metodologias de suporte à implementação	15
2.4.1	Estimação das forças exercidas no <i>end-effector</i> do manipulador	15
2.4.2	Mapeamento das forças/binários disponibilizadas pelos propulsores no centro de massa do sistema global	16
2.4.3	Interface com sistema de visão para obtenção das coordenadas destino	16
2.4.4	Escolha dos <i>DOF</i> do manipulador em função dos cenários	16
2.5	Resumo da análise de desempenho	17
3	Princípios Teóricos	19
3.1	Embarcação	19
3.1.1	Modelo não linear - 6 <i>DOF</i>	19
3.1.2	Modelo simplificado para posicionamento dinâmico - 3 <i>DOF</i>	26
3.1.3	Métodos para obtenção dos coeficientes do modelo dinâmico	29
3.1.4	Gerador de trajetórias	29
3.1.5	Sistema de propulsão	31
3.2	Manipulador	32
3.2.1	Modelo cinemático	32

3.2.2	Modelo dinâmico	32
3.2.3	Modelo dinâmico do atuador de junta	32
3.2.4	Estimação das forças exercidas em cada junta do manipulador	33
3.2.5	Gerador de trajetórias	33
3.3	Sistema global	35
3.3.1	Metodologia para lidar com as forças/binários provocados pelo acoplamento dinâmico entre ambos os subsistemas	35
4	Controlo e Simulação de Subsistemas Independentes	37
4.1	Parametrização da embarcação	37
4.1.1	Dimensões da embarcação/flutuadores	37
4.1.2	Coeficientes	38
4.1.3	Modelo não linear - 6 <i>DOF</i>	39
4.1.4	Modelo linearizado para posicionamento dinâmico - 3 <i>DOF</i>	44
4.1.5	Sistema de propulsão	46
4.1.6	Validação do modelo desenvolvido para o subsistema embarcação	48
4.2	Controlo da embarcação	54
4.2.1	Controladores de baixo nível	54
4.2.2	Máquina de estados - sequência de ações a executar	59
4.2.3	Reescalonamento de forças solicitadas aos propulsores	60
4.2.4	Validação dos controladores desenvolvidos para o subsistema embarcação	61
4.3	Parametrização do manipulador	63
4.3.1	Características do manipulador	63
4.3.2	Volume de trabalho	64
4.3.3	Modelo cinemático	64
4.3.4	Modelo dinâmico	67
4.4	Controlo do manipulador	68
4.4.1	Controlador de baixo nível	68
4.4.2	Validação do controlador desenvolvido para o subsistema manipulador	70
5	Controlo e Simulação do Sistema Global	73
5.1	Parametrização do sistema global	73
5.1.1	Necessidade da interligação dos modelos	73
5.1.2	Implicações da interligação dos modelos individuais	73
5.1.3	Metodologias para redução dos efeitos de acoplamento entre subsistemas	80
5.2	Estratégia de controlo combinada	88
5.2.1	Alteração da rotação da embarcação devido à movimentação do manipulador	88
5.2.2	Exploração do aumento do volume de trabalho	90
5.2.3	Validação da estratégia de controlo proposta	94
5.3	Comparação dos resultados obtidos	104
6	Conclusões e Trabalho Futuro	105
6.1	Principais contribuições	105
6.2	Satisfação dos objetivos	105
6.3	Trabalho futuro	106
A	Anexo	107
A.1	Vistas dos modelos implementados em Simulink	107

CONTEÚDO

xi

Referências

113

Lista de Figuras

1.1	Figura ilustrativa do Zarco	1
2.1	Escolha da orientação dos referenciais, segundo critério NED (<i>North East Down</i>)	10
3.1	Exemplo de uma trajetória para o movimento da embarcação	31
3.2	Trajetoária de posição e velocidade angular para o manipulador	35
4.1	Aproximação frontal assumida para a embarcação e flutuadores	39
4.2	Aproximação lateral assumida para a embarcação e flutuadores	40
4.3	Representação do ângulo auxiliar inicial para auxílio ao cálculo do volume submerso dos flutuadores quando existe rotação em roll	41
4.4	Varição do centro de flutuação devido a rotação em <i>roll</i>	43
4.5	Aproximação do amortecimento quadrático para baixas velocidades em <i>surge</i>	45
4.6	Aproximação do amortecimento quadrático para baixas velocidades em <i>sway</i>	46
4.7	Representação dos pólos e zeros das FT obtidas no modelo linearizado	47
4.8	Estado do sistema η , sem atuação dos propulsores	49
4.9	Estado do sistema v , sem atuação dos propulsores	49
4.10	Estado do sistema η , com atuação em modo comum dos propulsores	50
4.11	Estado do sistema v , com atuação em modo comum dos propulsores	51
4.12	Estado do sistema η , com atuação em modo diferencial de um propulsor	52
4.13	Estado do sistema v , com atuação em modo diferencial de um propulsor	52
4.14	Estado do sistema η , com atuação em modo diferencial de ambos propulsores	53
4.15	Estado do sistema v , com atuação em modo diferencial de ambos propulsores	53
4.16	Erros de distância e ângulo para controlador da embarcação	55
4.17	LGR para FT da atuação em modo comum dos propulsores	56
4.18	Resposta ao impulso unitário em MF da FT em modo comum dos propulsores	57
4.19	LGR para FT da atuação em diferencial comum dos propulsores	58
4.20	Resposta ao impulso unitário em MF da FT em modo diferencial dos propulsores	59
4.21	Máquina de estados desenvolvida para o posicionamento da embarcação	60
4.22	Valor das variáveis de estado η e v no caso de movimentações em 3 <i>DOF</i>	61
4.23	Valor das variáveis de estado η no caso de movimentações em 6 <i>DOF</i>	62
4.24	Valor das variáveis de estado v no caso de movimentações em 6 <i>DOF</i>	62
4.25	Volume de trabalho do manipulador	64
4.26	Escolha dos referenciais para o manipulador	65
4.27	LGR para FT do manipulador	69
4.28	Resposta ao impulso unitário em MF da FT do manipulador	70
4.29	Referências e comportamento do manipulador para o caso da não utilização de um gerador de trajetórias	71

4.30	Referências e comportamento do manipulador para o caso da não utilização de um gerador de trajetórias	71
5.1	Valor das variáveis de estado η , quando o manipulador se encontra orientado para a proa da embarcação	77
5.2	Valor das variáveis de estado v , quando o manipulador se encontra orientado para a proa da embarcação	77
5.3	Valor das forças e binários externos, exercidos pelo manipulador quando orientado para a proa da embarcação	78
5.4	Valor das variáveis de estado η , quando o manipulador se encontra orientado para bombordo da embarcação	79
5.5	Valor das variáveis de estado v , quando o manipulador se encontra orientado para bombordo da embarcação	79
5.6	Valor das forças e binários externos, exercidos pelo manipulador quando orientado para bombordo	80
5.7	Valor das variáveis de estado η , com movimentação do manipulador para bombordo	81
5.8	Valor das variáveis de estado v , com movimentação do manipulador para bombordo	81
5.9	Valor das forças e binários exercidos na embarcação, com movimentação do manipulador para bombordo	82
5.10	Valor das variáveis de estado η , com movimentação do manipulador para estibordo	82
5.11	Valor das variáveis de estado v , com movimentação do manipulador para estibordo	83
5.12	Valor das forças e binários exercidos na embarcação, com movimentação do manipulador para estibordo	83
5.13	Valor das variáveis de estado η , para o caso de controlo independente dos subsistemas	84
5.14	Valor das variáveis de estado v , para o caso de controlo independente dos subsistemas	85
5.15	Valor da posição, corrente e potência desejadas/consumidas pelo manipulador, para o caso de controlo independente dos subsistemas	85
5.16	Valor das forças geradas pelos propulsores da embarcação para o caso de controlo independente dos subsistemas	86
5.17	Valor das variáveis de estado η , para o caso de controlo combinado dos subsistemas	87
5.18	Valor das variáveis de estado v , para o caso de controlo combinado dos subsistemas	87
5.19	Valor da posição, corrente e potência desejadas/consumidas pelo manipulador, para o caso de controlo combinado dos subsistemas	88
5.20	Valor das forças geradas pelos propulsores da embarcação para o caso de controlo combinado dos subsistemas	88
5.21	Relação entre rotação do manipulador e rotação induzida na embarcação	89
5.22	Diferença entre rotação a solicitar à embarcação através de dados reais e função linear aproximada	90
5.23	Vista do plano xy do sistema global	91
5.24	Relações geométricas para o caso de duas juntas rotativas e uma prismática	92
5.25	Máquina de estados da estratégia de controlo para exploração do volume de trabalho	93
5.26	Valor das variáveis de estado η , para posição desejada do <i>end-effector</i> $x=-5$ e $y=-7$	94
5.27	Localização global do manipulador, para posição desejada do <i>end-effector</i> $x=-5$ e $y=-7$	95
5.28	Erro de distância da embarcação e manipulador, para posição desejada do <i>end-effector</i> $x=-5$ e $y=-7$	95

5.29	Erro de distância da embarcação e manipulador com zoom, para posição desejada do <i>end-effector</i> $x=-5$ e $y=-7$	96
5.30	Trajectoria efetuada pela embarcação, para posição desejada do <i>end-effector</i> $x=-5$ e $y=-7$	96
5.31	Valor das variáveis de estado η , para posição desejada do <i>end-effector</i> $x=1$ e $y=3$	97
5.32	Localização global do manipulador, para posição desejada do <i>end-effector</i> $x=1$ e $y=3$	98
5.33	Erro de distância da embarcação e manipulador, para posição desejada do <i>end-effector</i> $x=1$ e $y=3$	98
5.34	Erro de distância da embarcação e manipulador com zoom, para posição desejada do <i>end-effector</i> $x=1$ e $y=3$	99
5.35	Trajectoria efetuada pela embarcação, para posição desejada do <i>end-effector</i> $x=1$ e $y=3$	100
5.36	Valor das variáveis de estado η , para posição desejada do manipulador $x=1$ e $y=3$	101
5.37	Localização global do manipulador, para posição desejada do manipulador $x=1$ e $y=3$	101
5.38	Erro de distância da embarcação e manipulador, para posição desejada do manipulador $x=1$ e $y=3$	102
5.39	Erro de distância da embarcação e manipulador com zoom, para posição desejada do manipulador $x=1$ e $y=3$	102
5.40	Trajectoria efetuada pela embarcação, para posição desejada do manipulador $x=1$ e $y=3$	103

Lista de Tabelas

2.1	Comparação dos erros obtidos nos artigos referidos no estado da arte	18
3.1	Nomenclatura utilizada na figura 2.1	20
4.1	Coefficientes utilizados no modelo dinâmico da embarcação	38
4.2	Comparação da variação do centro de flutuação experimentalmente e através de função desenvolvida	43
4.3	Características da função linear que melhor aproxima o amortecimento quadrático para baixas velocidades	46
4.4	Comparação dos resultados obtidos para modelo linear (3 <i>DOF</i>) e não linear (6 <i>DOF</i>)	63
4.5	Tabela obtida através da aplicação do método D-H para o manipulador	65
4.6	Valor dos coeficientes admitidos para o atuador de junta do manipulador	68

Abreviaturas e Símbolos

AUV	<i>Autonomous underwater vehicle</i>
AR	<i>Autoregressive model</i>
ASV	<i>Autonomous surface vehicle</i>
D-H	Denavit–Hartenberg
DOF	<i>Degrees of freedom</i>
FT	Função de transferência
LGR	Lugar geométrico de raízes
MA	Malha aberta
MF	Malha fechada
MRC	<i>Model reference control</i>
NED	<i>North East Down</i>
PD	<i>Proportional derivative controller</i>
PID	<i>Proportional integral derivative controller</i>
ROV	<i>Remotely operated vehicle</i>
SPD	Semi Plano Direito
SPE	Semi Plano Esquerdo
ZMP	<i>Zero moment point</i>

Capítulo 1

Introdução

1.1 Contexto

Inicialmente, o contexto foi analisado segundo duas perspetivas: na primeira foi definido qual o tema que se pretende abordar com a presente dissertação, bem como a área principal em que a mesma se insere, isto é, o problema foi definido e situado; do ponto de vista da segunda, o âmbito da mesma foi relacionado com o curso de Engenharia Eletrotécnica e de Computadores, realizando-se uma breve referência, recorrendo a alguns exemplos específicos entre conhecimentos necessários para realização da presente dissertação e respetivas unidades curriculares frequentadas.



Figura 1.1: Figura ilustrativa do Zarco

Começando pelo problema a abordar, tal como o título da dissertação indica, pretende-se dotar uma embarcação (Zarco [1], figura 1.1) de capacidades de manipulação, (como por exemplo,

permitir que o manipulador consiga alcançar objetos com o mínimo de movimentação do veículo marinho) através do desenvolvimento de uma estratégia de controlo combinada. Com esta estratégia pretende-se aumentar a precisão, eficiência e exatidão do sistema global [2]. Também, visto que a análise realizada se adequa apenas a veículos marinhos, conclui-se que a área principal em que a presente dissertação se insere é robótica marinha.

Relativamente à outra perspetiva analisada, optou-se por recorrer a uma metodologia de Sistemas de Engenharia, ou seja, o sistema global pode ser dividido em subsistemas (embarcação e manipulador). Assim, para estes dois subsistemas principais, e por forma a explicitar mais concretamente a relação anteriormente referida, enumeram-se alguns exemplos.

Para que seja possível incorporar o subsistema do manipulador, foram necessários conhecimentos a nível de controlo de sistemas, que poderão ser relacionados com as Unidades Curriculares Teoria de Controlo e Controlo Digital; para a parte de movimentação e acionamento do atuador, um exemplo é Robótica Industrial. Quanto ao subsistema embarcação, uma vez que existe necessidade de movimentar a mesma por forma a contrariar as perturbações causadas pela movimentação do manipulador, bem como manter todo o sistema praticamente imóvel, existe a necessidade de converter todas as forças/momentos para o referencial fixo, localizado na base do sistema completo; verifica-se assim, mais uma vez, a necessidade da Unidade Curricular de Robótica Industrial.

1.2 Motivação

Algumas das soluções encontradas para implementação com vista à resolução do problema em questão passam por recorrer a um operador treinado para movimentar o atuador através de uma configuração *Master/Slave* [2], ou a um segundo manipulador/mecanismo hidráulico, que funcione como grampo para manter o sistema seguro a uma estrutura [3]; Também foram encontradas soluções que utilizam sistemas autónomos com um único manipulador, por exemplo [4]. A razão para a aposta mais recente em sistemas autónomos advém das desvantagens das restantes alternativas. Por exemplo, optando pela utilização de um operador, existem limitações devido à perícia, capacidade de coordenação e cansaço, para além da obrigatoriedade a transferências de dados em tempo real [5], que podem introduzir no sistema um elevado processamento. Já na alternativa de utilizar um grampo, uma desvantagem é o custo, assim como a necessidade da existência de alguma estrutura a que o manipulador secundário se possa fixar [3].

Como tal, e visto que na área de investigação da robótica marinha se tenta cada vez mais dotar as embarcações autónomas de capacidades de manipulação, esta problemática tem especial relevo e, por conseguinte, especial motivação. No entanto, apesar da já existência de algumas soluções implementadas na área marinha, como por exemplo em *ROVs* ou *AUVs*, geralmente as mesmas utilizam o facto dos efeitos da movimentação do manipulador serem considerados como perturbações ao nível da embarcação. Tais considerações prendem-se com o facto que geralmente estes veículos apresentam uma elevada massa (por exemplo o *OTTER* [5] apresenta um peso de 145 Kg)

e portanto os efeitos do manipulador são quase desprezáveis; a solução obtida consistiu em implementar as mesmas metodologias referidas anteriormente para os *ROVs* e *AUVs*, mas numa fase posterior, considerou-se o manipulador e embarcação, como um só sistema, o que permitiu comparar os resultados obtidos nas duas fases. Assim, os principais desafios da fase de implementação foram:

- Existência de várias configurações possíveis para o mesmo posicionamento do sistema global (manipulador e embarcação);
- Existência de perturbações externas, tais como as correntes marítimas;
- Existência de baixo atrito entre a embarcação e o meio de operação envolvente, o que implica que qualquer movimento do manipulador produz forças/momentos que são transferidos desde o *end-effector* do mesmo até ao referencial base da embarcação, o que afasta o veículo marinho da sua posição de repouso;

Com o aumento da complexidade, existem alguns desafios adicionais (fase posterior), como por exemplo:

- A dinâmica do manipulador e da embarcação são alteradas (por exemplo, inclusão da massa do atuador no modelo);
- Os coeficientes dinâmicos do sistema embarcação são não-lineares e existe incerteza nos parâmetros do sistema;

Surge assim a dificuldade adicional do acoplamento dinâmico (transmissão de forças e momentos do manipulador para o veículo marinho) e cinemático (a posição e ângulo do *end-effector* do manipulador são função da posição da embarcação) entre os subsistemas veículo marinho e atuador.

1.3 Objetivos

O principal objetivo para o trabalho em questão, tal como referido anteriormente, é dotar uma embarcação em concreto (Zarco [1]) de capacidades de manipulação, através do desenvolvimento de uma estrutura de controlo combinada.

Tal como também previamente referido, a área principal de potencial interesse em que a investigação se insere é a de robótica marinha. Como tal, por forma a justificar o referido no início deste parágrafo, foram sugeridos alguns cenários onde a tecnologia resultante da presente investigação poderá ter aplicabilidade, como se apresentam seguidamente:

- Cenário 1: Colocação de objetos a bordo de embarcações (carregamento), ou descarregamento de objetos, isto é, alcançar/movimentar objetos;

- Cenário 2: Permitir o reboque de outras embarcações, quer para fazer o seu atracamento na doca, quer devido a avaria de embarcações;
- Cenário 3: Ter uma câmara como *end-effector* do manipulador, permitindo manter a mesma imóvel, imune à ondulação marítima;
- Cenário 4: Realizar operações com ferramentas, devido ao aumento da precisão e exatidão, na colocação/movimentação do *end-effector*;

No entanto, convém frisar que estes cenários são apenas sugestões de exemplos, ou seja, a aplicabilidade a cada um destes cenários dependerá da maturidade do trabalho realizado, bem como o número de cenários é apenas informativo, não sendo por isso uma lista exaustiva, ou exclusiva.

1.4 Caracterização do Problema

1.4.1 Definição do problema

Tal como previamente referido, o objetivo da presente dissertação consiste em desenvolver uma estratégia de controlo que tenha em contra o acoplamento entre ambos os subsistemas e permita dotar uma embarcação de capacidades de manipulação. Todavia, verificou-se necessário o desenvolvimento de todos os módulos de baixo nível (enumerados na secção seguinte). Relativamente às principais dificuldades associadas a tal arquitetura, tem-se que a movimentação do *end-effector* induz movimentos indesejados no veículo devido às forças exercidas na base do manipulador, que são transferidas para o centro de massa do sistema global, o que desloca o veículo da sua posição do repouso e por isso impede o *end-effector* de alcançar o ponto desejado.

Desta forma, surge a necessidade de uma escolha apropriada para a disposição do manipulador na embarcação, já que a sua inclusão altera o centro de massa do sistema global. Esta alteração pode conduzir a que, em regime permanente, a embarcação apresente uma rotação não nula em *roll* e/ou *pitch*, e por isso implique um aumento do *drag* em certas movimentações (menor velocidade e maior consumo energético). Porém, uma menor distância ao centro de massa do veículo, implica uma maior distância entre a base do manipulador e a ponta dos flutuadores, o que se traduz num maior comprimento dos seus segmentos aumentando assim a sua massa e inércia (maior consumo energético e tempo).

Por tudo o que foi referido, a estrutura de controlo desenvolvida não só em certas situações pretende compensar os efeitos indesejáveis causados pela movimentação do manipulador na embarcação, como igualmente aumentar o volume de trabalho do sistema global, por forma a garantir o alcance do objeto pretendido, através de uma configuração adequada para tal sistema global.

1.4.2 Solução proposta

Tendo em conta a secção anterior, o primeiro passo consistiu na escolha da disposição do manipulador na embarcação. De seguida, foi definido o número de *DOF* do mesmo. Optou-se por

um único *DOF*, que se revelou suficiente para prova de conceito.

Após a conclusão das etapas anteriores, é agora possível desenvolver o modelo cinemático para o manipulador. Assim, obteve-se a cinemática direta através do método Denavit–Hartenberg (D-H), enquanto que para a inversa foi obtida por análise geométrica. Para além disso, foi também implementado o modelo dinâmico do mesmo e do respetivo atuador. Para tal, fez-se uso do modelo disponibilizado em [6], adaptando ao plano de trabalho pretendido. Ainda relativamente ao manipulador, foi explorada a possibilidade da utilização de um gerador de trajetórias baseado em [6]. É importante referir a necessidade de estimar quais as forças e momentos exercidos em cada junta do mesmo, a qual teve por base [7].

Realizando um procedimento semelhante no que respeita à embarcação, verifica-se que o modelo cinemático e dinâmico podem ser encontrados em [8]. Porém, visto que a embarcação utilizada como exemplo [1] apresenta dois flutuadores, existiu necessidade de se realizar algumas alterações, face ao modelo dinâmico proposto em [8]. Já o gerador de trajetórias do veículo foi proposto pelos autores de [9].

No desenvolvimento do sistema de propulsão, as FT de atuação em modo comum e diferencial foram obtidas através de um modelo linearizado disponibilizada em [10], já que a afinação dos controladores desenvolvidos é facilitada pelo desacoplamento de algumas variáveis de estado, o que minimiza os efeitos cruzados.

Tendo-se obtidos os modelos e as FT necessárias para os subsistemas, torna-se imperativo desenvolver os controladores de baixo nível para ambos (controlador de posição do *end-effector* e para a embarcação). Para além disso, utilizou-se uma máquina de estado para definir a sequência de execução das ações necessárias ao alcance do objeto pretendido. Contudo, e por forma a garantir a correção simultânea do erro de distância e de orientação do veículo, verificou-se necessário fazer o reescalamento das forças solicitadas aos propulsores.

Após o desenvolvimento dos subsistemas e respetivos controladores, estes subsistemas foram interligados, por forma a obter o modelo global. Os efeitos de acoplamento são então gerados, tornando-se necessário quantificar a sua magnitude e desenvolver estratégias de controlo eficazes.

Finalmente, foi implementada uma estratégia de controlo que permitiu o aumento do volume de trabalho do sistema global através da combinação de atuação nos diferentes *DOF* do sistema global, por forma a garantir o alcance do ponto desejado pelo *end-effector*.

1.4.3 Métricas para avaliação da solução proposta

Nesta subsecção, pretende-se definir as métricas pelas quais serão avaliados os resultados obtidos no presente trabalho. Assim, nesta proposta, avaliou-se o impacto do tempo decorrido (tempo de estabelecimento), a energia consumida e exatidão (proximidade ao valor desejado) da movimentação do manipulador e veículo.

1.5 Organização do documento

Ao longo do capítulo 2 será realizada uma análise do estado da arte, referente ao objeto de estudo desta dissertação. No capítulo 3 são enumerados os princípios teóricos que serviram de ponto de partida para o trabalho desenvolvido na presente dissertação, e no capítulo seguinte são desenvolvidos os modelos e controladores necessários aos subsistemas independentes, bem como realizada a sua validação, recorrendo a simulações. Para além disso, no capítulo 5 é realizada uma abordagem semelhante à produzida no capítulo 4, com a diferença que é desenvolvido para o sistema global. Por último, é possível encontrar as conclusões e as sugestões para trabalho futuro no capítulo 6.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

Nesta secção serão analisadas algumas das técnicas mais recentes e/ou mais eficazes, utilizadas em circunstâncias relevantes para o objetivo final do presente trabalho.

2.1 Geração de trajetórias

Por forma a definir qual a nova posição desejada para um dado atuador ou veículo, são utilizados geradores de trajetórias. Para além disso, a suavidade do percurso, obtida por exemplo pela imposição da igualdade entre a primeira, ou até segunda, derivadas entre dois segmentos da trajetória, tem implicações no desgaste e vibrações dos mecanismos, implicando por isso algum cuidado na escolha das funções para definição da trajetória.

2.1.1 Tipologias de geração de trajetórias

É interessante realçar que nos diferentes trabalhos encontrados, tanto ao nível da embarcação como do manipulador, diferentes metodologias foram utilizadas.

Um exemplo é a utilização de um gerador de trajetórias de quinta ordem para o manipulador e embarcação [5]. Este gerador fornece referências ao nível da posição e velocidade do mesmo, contudo, para a embarcação, as referências são sempre nulas, já que se pretende manter o veículo imóvel durante operações de movimentação do manipulador.

Outra possibilidade consiste no uso de uma função cúbica para a geração de trajetória ([2] e [11]) que, segundo os respetivos autores, se provaram contínuas e suficientemente suaves para as trajetórias definidas nas simulações. Para além disso, podem ainda ser adicionadas 4 restrições (para posição inicial, final, velocidade inicial e final), por forma a garantir uma movimentação suave até ao destino pretendido [11].

Noutro caso, poder-se-á utilizar o conceito de *ZMP* [12], já que permite a minimização da distância entre a posição do *ZMP* e o centro de massa do veículo, através de uma escolha adequada do conjunto de ângulos das juntas do manipulador. Este método consiste na especificação do ponto de contacto entre duas superfícies, a partir do qual as forças de reação não produzem quaisquer momentos na direção horizontal [13]. Como resultado, a estabilidade e eficiência são aumentadas

na presença de redundâncias, isto é, diferentes combinações de ângulos de juntas conduzirem à mesma trajetória [13]. Por estas razões, os autores de [12] afirmam que a energia consumida pelos propulsores do veículo pode ser minimizada, por forma a manter o veículo estacionário.

2.1.2 Mapeamento da saída de trajetórias em referências para os controladores

Uma vez que, da saída dos geradores de trajetórias geralmente utilizados, apenas resulta a posição desejada para determinado sistema e, no caso do manipulador, o mesmo é controlado através das suas variáveis de juntas, surge a necessidade de uma conversão intermédia.

Posto isto, foram analisadas diferentes propostas. Uma delas consiste na utilização de uma matriz de rotação de *Euler*, usada pelos autores do artigo [5]. Esta consiste em que, qualquer rotação pode ser descrita utilizando três ângulos: a primeira rotação em torno do eixo z , a segunda em torno do eixo x' e por último do z' . As variáveis x' e z' representam a nova posição para um determinado eixo, modificada pela rotação imediatamente anterior [6].

Outra possibilidade, é a utilização da cinemática inversa, como em [2]. A mesma consiste em definir qual o valor a introduzir em cada junta, por forma a colocar o *end-effector* do manipulador na posição desejada. Este método será analisado numa secção posterior (2.2.2.1), já que se encontra incorporado numa das propostas do modelo cinemático para o manipulador.

2.2 Modelos de sistemas

Por forma a implementar um sistema de controlo para o sistema global, é necessário obter o modelo do sistema. Assim, nas seguintes subsecções serão analisadas diferentes formas de obter. No entanto, por forma a simplificar a sua obtenção, foram analisados os dois subsistemas de forma independente, sendo posteriormente necessário proceder ao respetivo acoplamento entre ambos.

2.2.1 Modelo do manipulador

2.2.1.1 Modelo cinemático do manipulador

As possibilidades para a obtenção do modelo cinemático do manipulador consistem em utilizar a cinemática direta ([2] e [11]) e a inversa ([2]).

No que respeita à cinemática direta, a mesma consiste num método em que, conhecidas as variáveis das juntas, é possível determinar a localização do *end-effector*. Assim, por forma a obter a matriz de transformação homogénea, que permite converter as representações de variáveis nos diferentes referenciais, foi necessário, em primeiro lugar, definir os respetivos referenciais. Tal foi realizado através do método (D-H), sendo que este método permite a representação de qualquer transformação homogénea, usando apenas duas rotações e duas translações, face a três para cada operação, caso o método não seja aplicado [6].

Já a cinemática inversa é o método oposto, ou seja, sabendo a posição pretendida para o *end-effector* obtém-se quais os valores a introduzir nas variáveis de cada junta do manipulador. Para tal, uma possibilidade consiste na utilização de um método analítico-geométrico [2].

2.2.1.2 Modelo dinâmico do manipulador

Uma hipótese para a obtenção do modelo dinâmico do manipulador baseia-se na utilização do método de *Newton-Euler recursivo* ([2] e [12]). Este método faz uso das leis de conservação de momento linear e angular e relaciona o movimento do centro de massa de um corpo rígido com a soma das forças e binários experimentadas pelo mesmo [6].

Em alternativa à proposta anterior, pode ser utilizado o método de *Euler-Lagrange* [11], tendo este método uma formulação que fornece a possibilidade de derivar as equações de movimento, recorrendo a uma função escalar *Lagrangian*, definida como a diferença entre a energia cinética e potencial de um sistema mecânico [11].

Quanto ao sistema de coordenadas utilizado, uma possibilidade consiste num sistema de coordenadas homogéneo [11], uma vez que o mesmo é mais simples e simétrico que o sistema de coordenadas cartesianas [14].

2.2.2 Modelo da embarcação

Considerando que a embarcação utilizada como exemplo [1] é baseada num catamarã com dois flutuadores e dois propulsores à retaguarda sem leme, verifica-se que a mesma apresenta 2 *DOF*, conforme pode ser visualizado na figura 2.1. Deste modo, o primeiro passo foi pesquisar modelos de outras embarcações que pudessem servir como base para o caso em estudo.

2.2.2.1 Modelo cinemático da embarcação

Uma das possibilidades para obtenção do modelo cinemático da embarcação consiste em definir dois referenciais, um deles fixo no corpo rígido, geralmente coincidente com o centro de massa da embarcação e usado para referenciar a velocidade linear e angular, e um outro inercial fixo, que é utilizado para descrever posição e orientação. Assim, a velocidade do veículo no referencial global é dada pelo produto da matriz de transformação definida pela notação de Euler para os ângulos (2.1.2), com o vetor de velocidades (linear e angular) no referencial do veículo [15] [16].

2.2.2.2 Modelo dinâmico embarcação

No que diz respeito ao modelo dinâmico da embarcação, uma possibilidade consiste em calcular os efeitos produzidos pelas forças/binários causados por uma diversidade de fatores externos com o objetivo de obter as componentes que produzem movimentações nos diferentes *DOF* da embarcação. Não obstante, e atendendo a que se trata de uma embarcação, não existe possibilidade de movimentação, relativamente à posição, na direção de Z (variação de profundidade -

figura 2.1). Para além disso, devido à existência de apenas 2 *DOF*, apenas é possível controlar a movimentação em x e *Yaw* (figura 2.1).

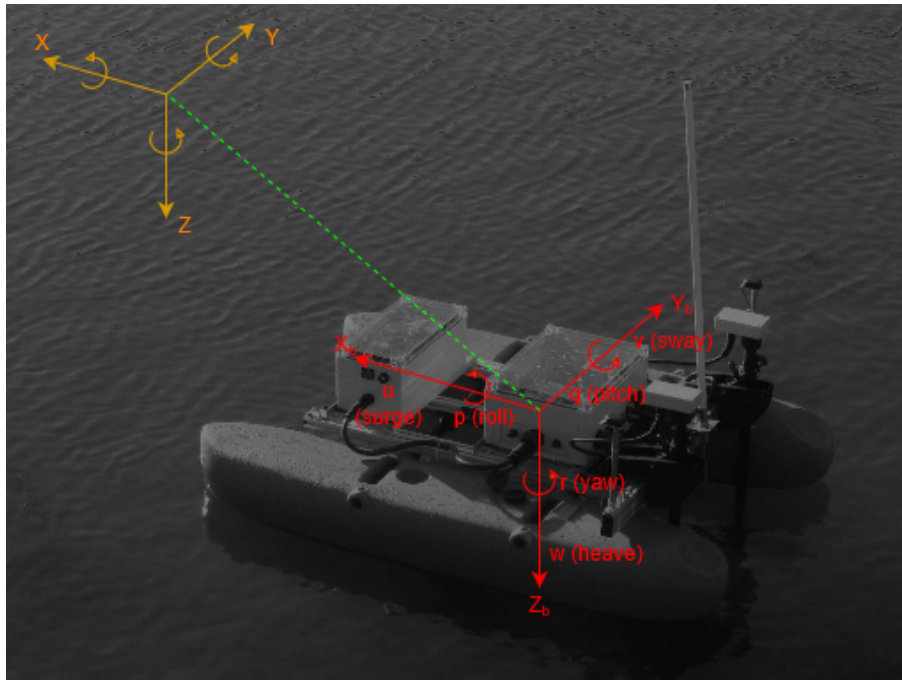


Figura 2.1: Escolha da orientação dos referenciais, segundo critério NED (*North East Down*)

Segundo os autores de [8], o modelo considera fatores tais como massa, inércia, matriz de Coriolis e vetor geral de forças/momentos externos. Também os mesmos autores pormenorizam os fatores relativos às forças e momentos anteriormente referidos, afirmando que estes podem ser divididos tendo em conta a sua causa, ou seja, devido ao movimento do corpo na água (correntes e ondas) ou até devido aos sistemas de propulsão.

Para além dos efeitos previamente indicados, é ainda necessário somar as forças/momentos de restauro provocados pela força gravítica (que atua no centro de gravidade), bem como pela força de flutuação (que atua no centro de flutuação), para se obter o modelo.

2.2.3 Modelo do sistema global

Para a construção do modelo global do sistema existem várias soluções. Uma delas consiste em utilizar o acoplamento dinâmico entre os dois modelos dinâmicos previamente apresentados (manipulador e embarcação), já que o movimento de um subsistema influencia o outro, conforme defendido pelos autores de [12]. Por exemplo, quando a embarcação se move com uma certa velocidade e aceleração, o ponto que conecta o manipulador à embarcação tem também uma dada velocidade e aceleração. Assim, este fator importante tem que ser adicionado ao modelo obtido para o manipulador. Por outro lado, os movimentos e peso do manipulador devem ser considerados no modelo desenvolvido para a embarcação, sendo a sua influência obtida através de forças externas.

Outra possibilidade consiste no uso de *Bond graphs*, para conectar os diferentes subsistemas, tal como ocorre no caso do artigo [17]. Um diagrama de *Bond* consiste numa representação gráfica de um sistema dinâmico físico, onde os arcos entre os vários blocos são bidirecionais e representam a troca de potência entre os mesmos [18].

Algumas das vantagens desta ferramenta são, por exemplo, permitir incorporar diferentes domínios de energia (por exemplo elétrica, mecânica), para além de permitir a conversão da configuração dos sistemas para uma arquitetura em espaço de estados [18].

2.3 Estrutura de controlo

No que diz respeito à estrutura de controlo do sistema, é possível verificar que vários autores, utilizam uma estratégia de divisão entre manipulador e embarcação ([2], [3], [5] e [19]). Um critério que os diferencia é o facto de alguns dos autores considerarem os efeitos produzidos pela movimentação do manipulador no veículo como perturbações (por exemplo [2] e [3]), enquanto que outros se focam no desenvolvimento de uma estrutura de controlo coordenada (por exemplo [5]).

2.3.1 Estrutura de controlo de subsistemas independentes

Ao longo desta subsecção será abordada a temática dos efeitos que o manipulador poderá induzir na embarcação, tal como o contrário e explicar as várias estruturas de controlo que podem ser desenvolvidas.

Um destes métodos é a utilização de um MRC [2], que se baseia no ajuste dos parâmetros do controlador do sistema recorrendo à saída do controlador, à saída do sistema e à saída do modelo do sistema. Este método tem uma vantagem que é a constante afinação do controlador na presença de incertezas [20]. No que respeita aos resultados, os autores referem que, para uma trajetória circular do *end-effector* com controlo em ambos os subsistemas, tanto o controlador proposto MRC como um PID convencional produziram resultados satisfatórios. Para além disso, também no caso de trajetórias retangulares, os mesmos afirmam que ambos os controladores apresentam resultados satisfatórios, apesar de na presença de incertezas o controlador MCR apresentar melhor desempenho.

Outra perspetiva consiste na utilização de controladores PD convencionais, no que diz respeito às juntas do manipulador, acoplado a um ROV [3]. Contudo, para a compensação das velocidades e acelerações causadas no manipulador pela movimentação do veículo, é ainda adicionada uma malha de *feedforward* ao subsistema do manipulador. Esta metodologia é usada para enviar um sinal de antecipação, que é adicionado à saída do controlador, por forma a tentar aumentar a rapidez do sistema.

Uma terceira abordagem consiste em utilizar um modelo AR [19]. Este modelo consiste numa representação de um processo aleatório, onde a sua saída depende linearmente dos seus valores anteriores (ordem) e de um termo estocástico [21]. Quando à ordem admitida para tal modelo, os autores de [19] afirmam que se obtiveram resultados aceitáveis com uma ordem entre 9 a 14.

O objetivo deste modelo consiste em prever a movimentação do veículo, já que o mesmo atua como perturbação na cinemática do manipulador [19]. Combinando este modelo AR com um controlador preditivo, utilizado para atuar as juntas do manipulador, é possível eliminar os efeitos destas perturbações e manter o *end-effector* na posição desejada. Este controlador preditivo baseia-se numa estrutura de controlo onde existe um modelo que, em função das entradas e saídas anteriores, prevê a saída para o sistema. Tal saída é posteriormente comparada com a saída real do sistema, resultando daí um erro que alimenta uma função custo que é otimizada, e devolve a entrada futura a fornecer ao modelo que minimiza o erro. Na implementação da função custo utilizada pelo controlador preditivo foram utilizados três erros: o primeiro é a soma do quadrado da distância entre a posição desejada e a obtida; o segundo reflete o erro entre a orientação esperada e orientação desejada; por fim, a soma do quadrado das acelerações das juntas do manipulador, que combinados asseguram a movimentação suave do *end-effector*.

A vantagem do AR deve-se ao facto do mesmo ser um simples modelo linear que, segundo os autores de [19], apenas necessita de 20 pontos para gerar resultados precisos. No entanto, como desvantagens pode ser apontado que este tipo de controlo requer que as correntes marítimas tenham sido previamente mapeadas, e que os valores das mesmas se mantenham coerentes com o mapeamento, o que nem sempre acontece [19].

No que se refere a resultados, os autores de [19] indicam que com um modelo de auto regressão de segunda ordem e controlo preditivo os resultados melhoram, já que existe diminuição do valor médio do erro (88%), assim como da sua variância (50%), face à situação sem qualquer estratégia de controlo para compensação dos efeitos. Para além disso, também as oscilações foram reduzidas em cerca de 65%, face à mesma situação. Contudo, aumentando o horizonte de previsão para cinco *timeslots*, face ao utilizado (três), apenas aumentou a exatidão em cerca de 0.11 mm (aproximadamente 4.8%), podendo em certas aplicações não justificar o tempo ou recursos adicionais necessários.

Por outro lado, é também possível a utilização de um observador para estimar a velocidade angular das juntas (uma vez que não foi adicionado qualquer sensor) baseado em redes neuronais radiais (RBF) para controlar o manipulador, através da utilização das suas capacidades de adaptação e aproximação de incertezas e/ou perturbações externas ao sistema [22]. As redes neuronais são constituídas por elementos unitários (neurónios) que, através de um conjunto de dados de treino (aprendizagem), atribuem pesos às suas entradas. A posterior soma pesada destas entradas, alimenta uma função de ativação que, consoante o valor retornado seja superior ou inferior a um certo *threshold*, permite diferenciar dois níveis. Sendo elas redes radiais, implica que são redes com mais do que uma camada (pelo menos três, neste caso), para além de que usam funções radiais, por exemplo gaussianas [23].

Para o desenho do controlador foi utilizado o processo de *back-stepping*. Este processo é utilizado em situações em que os sistemas são constituídos por subsistemas e assim sucessivamente. Desta forma, geralmente inicializa-se este processo em subsistemas que são conhecidos com mais rigor e progressivamente são gerados controladores que estabilizam o subsistema exterior. Assim, o dimensionamento de controladores acaba quando é obtido o controlador do sistema de mais alto

nível [24].

Relativamente ao observador, foi referido pelos seus autores [22] que, pelo facto das funções serem desconhecidas, devido às incertezas e perturbações, não foi possível utilizar um observador de *Luemberger*, sendo por isso necessário um observador de elevado ganho. Quanto a resultados, os autores referem que o acompanhamento da posição angular é extremamente aproximado do real, sendo o mesmo obtido sem grande sobre-elongação (não quantificado) ou comutações de estado (*chattering*), mesmo com perturbações sinusoidais externas.

2.3.2 Estrutura de controlo coordenada entre manipulador e embarcação

Uma abordagem consiste na previsão das forças, através do desenvolvimento de um novo modelo hidrodinâmico para interação entre a movimentação do manipulador e o respetivo veículo [5]. Essas forças servem, posteriormente, para enviar sinais para o subsistema embarcação, através de *feedforward*.

Para este efeito foi desenvolvido pelos mesmos autores um controlador PD com um ciclo de controlo de 230Hz, para controlo da posição do *end-effector* do manipulador. Relativamente a este bloco, as entradas são o erro de posição e velocidade face aos sinais produzidos por um gerador de trajetórias de quinta ordem (secção - 2.1.1). Já a sua saída, possui a velocidade angular a aplicar a cada uma das juntas, neste caso apenas a uma, devido ao manipulador considerado apenas apresentar um único *DOF*.

Quanto ao controlo da embarcação, foram usados controladores PID com uma frequência de controlo de 100 Hz, por forma a permitir o controlo individual dos vários grau de liberdade do veículo (x , y , z , ϕ , θ e ψ - figura 2.1). As entradas destes controladores são as diferenças entre as referências de posição e velocidade do veículo e os valores medidos para as mesmas, através de uma malha de *feedback*. No entanto, devido ao ruído proveniente dos sensores foi necessário utilizar um filtro passa-baixo. Das saídas dos mesmos resultam as forças e binários a aplicar aos propulsores da embarcação. Após este cálculo é necessário ainda mapear as forças e binários dos propulsores para o centro de massa do veículo (secção - 2.4.2).

Outra possibilidade consiste numa estratégia de controlo que combina a integração do controlo de força com um esquema que entra em conta com a prioridade de tarefas cinemáticas [25]. Esta estratégia substitui a estrutura mais comum (controlo da posição do *end-effector*) quando é necessário controlar a força a aplicar num objeto, como é o caso de situações de maquinação de uma peça (acabamento final) ou análise de fissuras presentes em canos ([25]).

Com vista à implementação da estratégia referida, as variáveis de controlo foram definidas como o vetor de velocidade do sistema, ou seja, a velocidade linear e angular do veículo, assim como a velocidade de cada junta. Assim, as tarefas são definidas como a necessidade de acompanhar a variação de uma certa referência, por forma a convergir para o objetivo definido [25]. Desta forma, cada missão é caracterizada por um conjunto de objetivos de controlo relevantes que são listados com uma certa prioridade. Esta é obtida através de funções de ativação contínuas, que servem para definir a ordem pela qual as tarefas serão executadas.

No que diz respeito ao controlador, a diferença entre força desejada e força aplicada, é a entrada de um controlador PI que, combinado com o jacobiano (desprezando a fricção), permite garantir que a solução obtida está em concordância com as restrições físicas ao nível da superfície [25].

Quanto ao veículo, e uma vez que os autores de [25] referem que a dinâmica dos atuadores do manipulador são mais precisas e rápidas que a dos propulsores, foi utilizado em paralelo um procedimento similar ao anterior, mas que apenas permite que as variáveis de juntas sejam usadas como variáveis de controlo.

Ao nível das simulações, verificou-se que no melhor caso, o controlador PI convencional, obteve uma sobre-elongação de 37.5%, face à referência solicitada (5N) bem como apresentou ainda algumas oscilações ao longo do tempo. No entanto, os autores de [25] consideram que, os resultados permanecem ainda suficientemente bons.

Para além das soluções anteriores, existe a possibilidade de utilizar um controlador baseado em lógica difusa [4]. A vantagem da lógica difusa prende-se com o facto de a mesma permitir variação gradual do grau de pertence entre uma variável e uma função de pertence (dentro do intervalo [0;1]), o que contrasta com a lógica booleana (0 ou 1). Este controlador compreende um primeiro termo de *feedforward* que depende do vetor de acelerações desejadas, e um outro termo que tenta estimar o efeito das perturbações, para permitir a modelização das incertezas dos coeficientes dinâmicos/hidrodinâmicos. Contudo, o segundo termo compreende o controlador *fuzzy* empregue na malha de realimentação, sendo que este tipo de controlador se enquadra em controlo inteligente, já que tenta emular a forma de pensamento humano. Este é particularmente interessante quando a função de transferência é difícil de obter, ou se deseja que as leis de controlo sejam adaptadas em função da variação de parâmetros.

O objetivo principal da estrutura de controlo foi definido como a capacidade de execução da trajetória definida para o *end-effector*. Para tal, as entradas do controlador são a diferença entre o vetor com a posição desejada para o *end-effector* e a sua posição atual, bem como a variação desse erro. Já a saída do mesmo é definida como a variação da saída de controlo, ou seja, o incremento (com sinal) face à saída anterior.

No que se refere aos resultados obtidos, a métrica para avaliação dos mesmos foi a soma quadrática dos erros obtidos. Desta forma, os autores de [4] comparam resultados obtidos através do controlador *fuzzy* com um PID convencional e com um controlador por modo de deslizamento (*Sliding mode*). Um controlador por modo de deslizamento é não linear e recorre a uma ação de controlo descontínua, para garantir que o sistema não se move da sua zona de comportamento normal [26]. Acerca do controlador proposto (*Fuzzy*), os autores de [4] afirmam que o erro rapidamente se anula, permitindo ainda uma regulação suave ao nível da velocidade linear e oscilação na execução da trajetória.

Na situação em que foi utilizado um controlador PID, é afirmado pelos mesmos que os resultados obtidos são os mais pobres de entre os três, já que pela análise dos gráficos se observa uma maior oscilação em torno do valor da ação de controlo, face aos restantes controladores.

Ainda uma outra abordagem possível, consiste na utilização de um controlador que faz uso

das técnicas de *Sliding mode* [12] para controlar o posicionamento e execução da trajetória do manipulador na presença de incertezas relacionadas com o modelo e perturbações, como correntes marítimas. Como entradas deste controlador, têm-se os erros de posição angular das juntas, em conjunto com o da posição do *AUV*. Quanto à superfície de deslizamento, a mesma foi definida recorrendo à multiplicação da variação do erro (derivada) pelo erro [12].

Quanto aos resultados obtidos, num teste em que o ângulo de posição foi indicado juntamente com a intenção de manter a posição constante, os autores do artigo [12] afirmam que a orientação desejada foi alcançada, apesar do erro inicial (não quantificado). Já para a posição, os mesmos afirmam que a mesma se manteve constante, com um baixo erro (não quantificado, novamente). Num segundo teste, foi desejada que a posição do manipulador se mantivesse constante, com variações do peso da carga, a elevar pelo manipulador. Nesta situação, novamente os autores referem que os resultados foram satisfatórios, apesar de um elevado valor no ângulo *pitch*, quando utilizada a pseudo-inversa [27]. A justificação para que tal aconteça, de acordo com os mesmos, deve-se ao facto da estabilidade dinâmica não ser considerada quando as trajetórias são determinadas. Por outro lado, quando é empregue a tecnologia de ZMP, garantem que os resultados melhoram à medida que ZMP se aproxima do centro de massa do sistema [12].

2.4 Metodologias de suporte à implementação

Com esta secção pretende-se obter uma compilação de metodologias gerais úteis para o desenvolvimento do trabalho.

2.4.1 Estimação das forças exercidas no *end-effector* do manipulador

Para obter esta estimacão, pode-se, por exemplo utilizar um sensor para medir a força/binário conforme em [3]. Para além disto, os mesmos autores desenvolveram um observador de perturbações para estimar essas mesmas forças/perturbações.

Quanto aos resultados obtidos com cada uma das hipóteses, os autores referem que o desempenho obtido com o observador é quase igual à obtida com o sensor (não quantificando essa diferença) e afirmam que a diferença ocorre devido à necessidade de adição de um filtro passa-baixo e o mesmo condiciona a rapidez de resposta do sistema. No entanto, a opção de utilização de sensores de força/binário acresce o custo do projeto, face ao observador, pelo que teria sido interessante definir o limite a partir do qual os resultados se tornariam demasiado discrepantes, implicando por isso a inevitável compra do sensor.

Outra abordagem consiste em encontrar a relação entre o binário exercido em cada junta do manipulador e o conjunto de forças e binários resultantes no *end-effector* do manipulador [7]. Para tal, existe a necessidade de conhecer a relação entre a corrente consumida pelos respetivos motores e o binário fornecidos pelos mesmos (conhecer com exatidão o valor da constante de binário dos motores). Também é necessário inverter o jacobiano do manipulador, que por vezes não é

uma matriz quadrada recorrendo à matriz Pseudo inversa - [27]), bem como recorrer a uma matriz de transformação homogênea, por forma a mapear as forças calculadas no *end-effector* para o referencial da embarcação.

2.4.2 Mapeamento das forças/binários disponibilizadas pelos propulsores no centro de massa do sistema global

Como forma de mapear as forças/binários fornecidas pelos propulsores no centro de massa do sistema global, basta ter em conta a localização/orientação de ambos, tal como em [5]. Porém, se a orientação e localização dos mesmos forem constantes, é possível efetuar cálculos auxiliares à priori, diminuindo a exigência computacional.

2.4.3 Interface com sistema de visão para obtenção das coordenadas destino

Para que se possa alcançar o objeto que se pretende manipular é necessário, em primeiro lugar, identificar a localização do mesmo. Para tal, poder-se recorrer a um subsistema de visão. Algumas metodologias encontradas foram: *Position based visual servo control* e *Image based visual servo control*, as quais se distinguem pela forma com os dados da imagem são obtidos.

Segundo [6], a primeira consiste em utilizar os dados de visão para reconstruir uma parte do espaço de trabalho, em três dimensões. Desta forma, é possível obter as coordenadas do ponto de interesse e converter as mesmas para o referencial do sistema global, para servir de *set-point* para a colocação para o manipulador. Porém, a construção do espaço de trabalho em 3-D, não só exige elevado poder computacional, como terá que ser realizada em tempo real, tornando-o um método pouco robusto a erros de calibração, sendo que também não garante que o objeto de interesse se mantém no campo de visão atual.

No que toca à segunda abordagem, os mesmos autores referem que esta consiste em usar diretamente os dados da imagem, por forma a gerar *set-points* para a posição do sistema, sendo para tal necessário definir uma função que calcule as diferenças entre a localização desejada e a extraída da imagem. Posto isto, é necessário obter *features* únicas facilmente detetáveis (por exemplo, orientação de linhas ou coordenadas de pontos) [6].

Para o caso dos objetos a manipular se encontrarem sob uma plataforma, por exemplo na doca, o algoritmo desenvolvido pelos autores de [28], poderá ser útil em situações de geração do *point cloud* dos objetos (conjunto de pontos utilizados para gerar a superfície 3D do objeto), bem como permitir alcançar/manusear o objeto através de diferentes perspetivas (*grasping*).

2.4.4 Escolha dos *DOF* do manipulador em função dos cenários

Para cenários tais como recolha de amostras científicas, em [5] foi desenvolvido um protótipo de atuador com apenas um único *DOF*. Contudo, é referido pelos autores que este pormenor não é uma limitação, já que a arquitetura proposta pode ser estendida a manipuladores com um qualquer número de *DOF*. Num outro artigo [11], e para os mesmos cenários, o manipulador concebido

apresenta 3 *DOF*. Também em cenários como por exemplo como abrir/fechar válvulas, corte, perfuração e recolha de amostras ([2], [12]), foram desenvolvidos manipuladores com 3 *DOF*. Porém, os artigos restringiram-se apenas a simulações, não tendo existido o desenvolvimento de qualquer protótipo. Novamente, para os mesmos cenários os autores de [4] recorreram a um manipulador plano, com apenas dois segmentos e juntas unicamente rotativas.

Com o objetivo de auxiliar na manutenção de condutas subaquáticas de petróleo e gás, para além de exploração marinha e aplicações militares, em [3] foi proposto um manipulador, novamente com 2 *DOF*, em contraste com [25] que, para cenários similares e ainda operações em painéis subaquático (obrigando à sua fixação ao mesmo), foi sugerida a implementação de um manipulador com um qualquer número de *DOF*, até um máximo de 6.

Já para cenários de limpeza de colunas de pontes, para além da respetiva inspeção das mesmas para verificar o nível de degradação e presença de vida animal ou outras estruturas parcialmente submersas, em [19] foi empregue um manipulador com 6 *DOF*.

2.5 Resumo da análise de desempenho

Nesta secção, irá ser realizada uma síntese (tabela 2.1) dos resultados obtidos atualmente, para assim, servir de base de comparação com o trabalho que se pretende desenvolver. Fatores que, segundo os autores, condicionaram os resultados ou algumas notas importantes face aos mesmos, serão também referidos.

No artigo [5], os resultados encontram-se condicionados pelos ganhos do controlador do veículo estarem limitados pelas frequências máximas de resposta dos sensores empregues (*SHARP* - 2.5 Hz e *FLUX-GATE COMPASS* - 10Hz), assim como o ganho do controlador do manipulador ficou limitado pela largura de banda da tecnologia de comunicação usada (RS232 - 230 Hz). Para além disso, as medidas provenientes dos sensores estão ainda influenciadas por algum ruído. Não obstante, os autores referem que aumentando a ordem do filtro, o desfasamento de fase causado era demasiado elevado, o que provocava instabilidade no controlo.

Por último, resta referir que os resultados obtidos no artigo [19], ocorreram para um horizonte de previsão de 5 (N=5) e ordem 3 (AR(3)), relativamente à menor variância do erro de posição do veículo, enquanto que a menor média do mesmo erro, bem como do erro de ângulo do *end-effector* e respetiva variância foram obtidos com (N=5 e AR(2)).

Artigo	Considerações	Controlador	Heurística
[5]			Erro médio posicionamento <i>end-effector</i>
	Apenas Manipulador	PD - manipulador	28 cm
	Manipulador e embarcação (independentes)	PD - manipulador PID - embarcação	9.1 cm
	Manipulador e embarcação (combinado)	PD - manipulador PID - embarcação	4.6 cm
			Tempo estabelecimento médio
	Manipulador e embarcação (independentes)	PD - manipulador PID - embarcação	6.5 s
	Manipulador e embarcação (combinado)	PD - manipulador PID - embarcação	2 s
[2]			Erro máximo posicionamento
	Manipulador e embarcação (independentes)	PID e MCR	Veículo: ± 0.2 m Manipulador: $\pm 0.2^\circ$
[4]			Norma quadrática erro posicionamento
	Manipulador e embarcação (combinada)	<i>Fuzzy</i>	$\ X\ = 0.0124$ m $\ Y\ = 0.0067$ m
	Manipulador e embarcação (combinada)	<i>Sliding-mode</i>	$\ X\ = 0.0408$ m $\ Y\ = 0.0324$ m
	Manipulador e embarcação (combinada)	PID	$\ X\ = 0.0395$ m $\ Y\ = 0.0106$ m
[19]			Erro posicionamento
	Manipulador e embarcação (independentes)	Modelo auto-regressivo e controlo preditivo	Variância erro posição: 1.31 mm Erro médio posição: 1.98 mm Variância erro ângulo: 0.5° Erro médio ângulo: 0.69°

Tabela 2.1: Comparação dos erros obtidos nos artigos referidos no estado da arte

Capítulo 3

Princípios Teóricos

Ao longo desta secção, pretende-se abordar, de um ponto de vista generalizado, os princípios teóricos que foram necessários para o presente trabalho.

3.1 Embarcação

Os modelos cinemático e dinâmico expostos de seguida foram baseados no trabalho desenvolvido em [8], pelo que se utilizou a mesma notação.

3.1.1 Modelo não linear - 6 DOF

3.1.1.1 Modelo cinemático

Eixos de coordenadas

Tal como referido pelos autores de [8] e [15], em primeiro lugar é necessário definir dois referenciais. Um deles é o referencial móvel, que se encontra geralmente associado ao centro de massa do veículo, por forma a permitir simplificações através de eixos de simetria. O outro é o referencial do mundo, que permite conhecer as movimentações efetuadas pelo veículo, tal como se pode observar na figura 2.1.

Contudo, é conveniente salientar que a posição e orientação do veículo são expressas no referencial inercial, enquanto que as velocidades e forças/binários associadas ao mesmo são já expressas no referencial móvel (de acordo com a notação SNAME [8]). Assim, é possível organizar os parâmetros anteriores em conjuntos de vetores coluna, onde η compreende a posição e orientação do veículo, v compreende as velocidades lineares e angulares do mesmo, e por último τ corresponde às forças e momentos que atuam no veículo. Estes podem ser representados por:

$$\begin{array}{llll} \eta = [\eta_1^T, \eta_2^T] & \text{com} & \eta_1 = [x, y, z]^T & \text{e} & \eta_2 = [\phi, \theta, \psi]^T \\ v = [v_1^T, v_2^T] & \text{com} & v_1 = [u, v, w]^T & \text{e} & v_2 = [p, q, r]^T \\ \tau = [\tau_1^T, \tau_2^T] & \text{com} & \tau_1 = [X, Y, Z]^T & \text{e} & \tau_2 = [K, M, N]^T \end{array} \quad (3.1)$$

Movimentos	Forças/momentos	Velocidade linear/angular	Posição e ângulos de Euler (2.1.2)
movimento na direção de x (<i>surge</i>)	X	u	x
movimento na direção de y (<i>sway</i>)	Y	v	y
movimento na direção de z (<i>heave</i>)	Z	w	z
rotação em torno de x (<i>roll</i>)	K	p	ϕ
rotação em torno de y (<i>pitch</i>)	M	q	θ
rotação em torno de z (<i>yaw</i>)	N	r	ψ

Tabela 3.1: Nomenclatura utilizada na figura 2.1

Relativamente à nomenclatura referida, a mesma encontra-se explicada na tabela 3.1.

Torna-se ainda útil referir que no caso de uma embarcação, geralmente apenas é necessário considerar 3 *DOF* (*surge*, *sway* e *yaw*), segundo [8]. Porém, ao contrário do que frequentemente sucede, foi necessário manter todos os *DOF* por forma a permitir analisar todos os efeitos de acoplamento causados pela movimentação do manipulador incorporado no sistema global.

Matriz de conversão entre ambos os referenciais

Tal como anteriormente referido, a posição e orientação do veículo são obtidas num referencial diferente do utilizado para as velocidades e forças/binários. Como mecanismo de conversão entre ambos, os autores de [8] utilizam o seguinte método:

$$J(\eta) = \begin{bmatrix} c\psi c\theta & -s\psi c\phi + c\psi s\theta s\phi & s\psi s\phi + c\psi c\phi s\theta & 0 & 0 & 0 \\ s\psi c\theta & c\psi c\phi + s\phi s\theta s\psi & -c\psi s\phi + s\theta s\psi c\phi & 0 & 0 & 0 \\ -s\theta & c\theta s\phi & c\theta c\phi & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & s\phi t\theta & c\phi t\theta \\ 0 & 0 & 0 & 0 & c\phi & -s\phi \\ 0 & 0 & 0 & 0 & s\phi/c\theta & c\phi/c\theta \end{bmatrix} \quad (3.2)$$

Na matriz anterior, s representa a função trigonométrica seno, c o co-seno e t a tangente. Para além disso, esta matriz foi obtida utilizando uma representação baseada em ângulos de Euler (secção 2.1.2). Fazendo uso da matriz anterior, é possível obter a velocidade no referencial global:

$$\dot{\eta} = J(\eta)v \quad (3.3)$$

Após a respetiva integração, obtém-se a posição e orientação da embarcação (η), no referencial global.

3.1.1.2 Modelo dinâmico

Para a obtenção do modelo dinâmico da embarcação, diferentes métodos poderiam ser empregues (secção - 2.2.2.2), no entanto foi novamente utilizada a abordagem explicitada em [8], tal como previamente referido.

Equações de movimento - referencial móvel

Tendo em conta que a embarcação é rígida, obtém-se a seguinte equação matricial de movimentação para um veículo com 6 *DOF* [8]:

$$M\dot{v} + C(v)v + D(v)v + g(\eta) = \tau \quad (3.4)$$

onde

$$M = M_{RB} + M_A \quad \text{e} \quad C(v) = C_{RB}(v) + C_A(v) \quad (3.5)$$

Na equação 3.4, o vetor $\eta = [x, y, z, \phi, \theta, \psi, r]^T$ representa as coordenadas e orientações da embarcação, enquanto que $v = [u, v, w, p, q, r]^T$ representa as suas velocidades. Relativamente à matriz M_{RB} , a mesma representa a massa e inércia do corpo rígido, sendo dada pela expressão:

$$M_{RB} = \begin{bmatrix} m & 0 & 0 & 0 & mZ_G & -mY_G \\ 0 & m & 0 & -mZ_G & 0 & mX_G \\ 0 & 0 & m & mY_G & -mX_G & 0 \\ 0 & -mZ_G & mY_G & I_x & -I_{xy} & -I_{xz} \\ mZ_G & 0 & -mX_G & -I_{yx} & I_y & -I_{yz} \\ -mY_G & mX_G & 0 & -I_{zx} & -I_{zy} & I_z \end{bmatrix} \quad (3.6)$$

Nesta, o vetor $r_g = [X_G, Y_G, Z_G]^T$ representa a distância entre o centro de massa do veículo e a origem do eixo de coordenadas associado à embarcação O_0 , m representa a massa do veículo, os índices I_x , I_y e I_z representam os momentos de inércia em torno dos eixos X_0 (longitudinal), Y_0 (lateral) e Z_0 (normal), respetivamente, enquanto que os restantes (I_{ij}), representam o produto dos momentos de inércia anteriores, tal como indicado nas expressões seguidamente apresentadas.

$$\begin{aligned} I_x &= \int_V (y^2 + z^2) \rho_A dv; & I_{xy} &= \int_V xy \rho_A dv = \int_V yx \rho_A dv = I_{yx} \\ I_y &= \int_V (x^2 + z^2) \rho_A dv; & I_{xz} &= \int_V xz \rho_A dv = \int_V zx \rho_A dv = I_{zx} \\ I_z &= \int_V (x^2 + y^2) \rho_A dv; & I_{yz} &= \int_V yz \rho_A dv = \int_V zy \rho_A dv = I_{zy} \end{aligned} \quad (3.7)$$

Já relativamente à matriz C_{RB} , a mesma possui os vetores de Coriolis, bem como os termos centrípetos, o que permite uma descrição mais correta do movimento de um corpo num referencial móvel, observado a partir de um referencial fixo, segundo [29]. A mesma pode ser então obtida através da expressão apresentada [8].

$$C_{RB} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ -m(Y_Gq + Z_Gr) & m(Y_Gp + w) & m(Z_Gp - v) \\ m(X_Gq - w) & -m(Z_Gr + X_Gp) & m(Z_Gq + u) \\ m(X_Gr + v) & m(Y_Gr - u) & -m(X_Gp + Y_Gq) \\ m(Y_Gq + Z_Gr) & -m(X_Gq - w) & -m(X_Gr + v) \\ -m(Y_Gp + w) & m(Z_Gr + X_Gp) & -m(Y_Gr - u) \\ -m(Z_Gp - v) & -m(Z_Gq + u) & m(X_Gp + Z_Gq) \\ 0 & -I_{yz}q - I_{xz}p + I_zr & I_{yz}r + I_{xy}p - I_yq \\ I_{yz}q + I_{xz}p - I_zr & 0 & -I_{xz}r - I_{xy}q + I_xp \\ -I_{yz}r - I_{xy}p + I_yq & I_{xz}r + I_{xy}q - I_xp & 0 \end{bmatrix} \quad (3.8)$$

Contudo, apesar do referencial localizado na embarcação ser inicialmente coincidente com o seu centro de massa, devido à movimentação do manipulador e respetiva carga, verifica-se que o centro de massa é alterado. Por esta razão, é necessário realizar o cálculo destas matrizes em cada iteração, não permitindo quaisquer possíveis simplificações através de efeitos de simetria.

Massa adicionada

Quanto à matriz M_A utilizada em 3.28, a mesma serve para incluir os efeitos da inércia e pressão devido à movimentação de um corpo num fluido envolvente [8]. Desta forma, a matriz pode ser obtida através da expressão seguinte [8]:

$$M_A = - \begin{bmatrix} X_{\dot{u}} & X_{\dot{v}} & X_{\dot{w}} & X_{\dot{p}} & X_{\dot{q}} & X_{\dot{r}} \\ Y_{\dot{u}} & Y_{\dot{v}} & Y_{\dot{w}} & Y_{\dot{p}} & Y_{\dot{q}} & Y_{\dot{r}} \\ Z_{\dot{u}} & Z_{\dot{v}} & Z_{\dot{w}} & Z_{\dot{p}} & Z_{\dot{q}} & Z_{\dot{r}} \\ K_{\dot{u}} & K_{\dot{v}} & K_{\dot{w}} & K_{\dot{p}} & K_{\dot{q}} & K_{\dot{r}} \\ M_{\dot{u}} & M_{\dot{v}} & M_{\dot{w}} & M_{\dot{p}} & M_{\dot{q}} & M_{\dot{r}} \\ N_{\dot{u}} & N_{\dot{v}} & N_{\dot{w}} & N_{\dot{p}} & N_{\dot{q}} & N_{\dot{r}} \end{bmatrix} \quad (3.9)$$

onde os respetivos coeficientes, como por exemplo $Y_{\dot{v}}$, representam a força na direção do eixo y_0 devido à aceleração em v [15]. Estes podem ser obtidos recorrendo às equações de energia

cinética associados a fluido (T_A) [8]:

$$T_A = \frac{\mathbf{v}^T M_A \mathbf{v}}{2} \quad (3.10)$$

Fazendo uso das equações de Kirchhoff para um corpo rígido, obtém-se [8]:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} \frac{\partial T_A}{\partial u} &= r \frac{\partial T_A}{\partial v} - q \frac{\partial T_A}{\partial w} + X_A \\ \frac{\partial}{\partial t} \frac{\partial T_A}{\partial v} &= -p \frac{\partial T_A}{\partial w} - r \frac{\partial T_A}{\partial u} - Y_A \\ \frac{\partial}{\partial t} \frac{\partial T_A}{\partial r} &= q \frac{\partial T_A}{\partial u} - p \frac{\partial T_A}{\partial v} + Z_A \\ \frac{\partial}{\partial t} \frac{\partial T_A}{\partial u} &= w \frac{\partial T_A}{\partial v} - v \frac{\partial T_A}{\partial w} + r \frac{\partial T_A}{\partial q} - q \frac{\partial T_A}{\partial r} - K_A \\ \frac{\partial}{\partial t} \frac{\partial T_A}{\partial v} &= u \frac{\partial T_A}{\partial w} - w \frac{\partial T_A}{\partial r} - r \frac{\partial T_A}{\partial p} - M_A \\ \frac{\partial}{\partial t} \frac{\partial T_A}{\partial r} &= v \frac{\partial T_A}{\partial u} - u \frac{\partial T_A}{\partial v} + q \frac{\partial T_A}{\partial p} - p \frac{\partial T_A}{\partial q} - N_A \end{aligned} \quad (3.11)$$

Contudo, apesar da matriz M_A anterior geralmente ser definida positiva, existem situações como por exemplo em catamarãs, em que esta matriz é definida negativa ([8], [15]). Algumas possibilidades para a obtenção destes coeficientes, podem passar pela expansão em séries de Taylor, ou métodos teóricos como *Strip theory*, tal como referido em ([15]).

Já a matriz C_A , que também representa as forças de Coriolis e termos centrípetos, pode ser obtida através da expressão 3.12, segundo [8]:

$$C_A = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & -a_3 & a_2 \\ 0 & 0 & 0 & a_3 & 0 & -a_1 \\ 0 & 0 & 0 & -a_2 & a_1 & 0 \\ 0 & -a_3 & a_2 & 0 & -b_3 & b_2 \\ a_3 & 0 & -a_1 & b_3 & 0 & -b_1 \\ -a_2 & a_1 & 0 & -b_2 & b_1 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

Na equação 3.12, as variáveis a_i e b_i são obtidas por [8]:

$$\begin{aligned} a_1 &= X_{\dot{u}}u + X_{\dot{v}}v + X_{\dot{w}}w + X_{\dot{p}}p + X_{\dot{q}}q + X_{\dot{r}}r \\ a_2 &= X_{\dot{v}}u + Y_{\dot{v}}v + Y_{\dot{w}}w + Y_{\dot{p}}p + Y_{\dot{q}}q + Y_{\dot{r}}r \\ a_3 &= X_{\dot{w}}u + Y_{\dot{w}}v + Z_{\dot{w}}w + Z_{\dot{p}}p + Z_{\dot{q}}q + Z_{\dot{r}}r \\ b_1 &= X_{\dot{p}}u + Y_{\dot{p}}v + Z_{\dot{p}}w + K_{\dot{p}}p + K_{\dot{q}}q + K_{\dot{r}}r \\ b_2 &= X_{\dot{q}}u + Y_{\dot{q}}v + Z_{\dot{q}}w + K_{\dot{q}}p + M_{\dot{q}}q + M_{\dot{r}}r \\ b_3 &= X_{\dot{r}}u + Y_{\dot{r}}v + Z_{\dot{r}}w + K_{\dot{r}}p + M_{\dot{r}}q + N_{\dot{r}}r \end{aligned} \quad (3.13)$$

Amortecimento

O objetivo dos coeficientes utilizados pela matriz $D(\mathbf{v})$, é o de simular a resistência hidrodinâmica associada à movimentação do veículo.

$$D(\mathbf{v}) = D_l(\mathbf{v}) + D_q(\mathbf{v}) \quad (3.14)$$

Assim, $D(\mathbf{v})$ é constituído pelo amortecimento através da fricção linear e quadrática entre as superfícies, tal como referido em [30]. Desta forma, os efeitos proporcionais à velocidade (equação 3.15) e proporcionais ao quadrado da velocidade (equação 3.16), encontram-se expostos de seguida, tendo por base [30].

$$D_l(\mathbf{v}) = - \begin{bmatrix} X_u & X_v & X_w & X_p & X_q & X_r \\ Y_u & Y_v & Y_w & Y_p & Y_q & Y_r \\ Z_u & Z_v & Z_w & Z_p & Z_q & Z_r \\ K_u & K_v & K_w & K_p & K_q & K_r \\ M_u & M_v & M_w & M_p & M_q & M_r \\ N_u & N_v & N_w & N_p & N_q & N_r \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

$$D_q(\mathbf{v}) = - \begin{bmatrix} X_{u|u}|u| & X_{v|v}|v| & X_{w|w}|w| & X_{p|p}|p| & X_{q|q}|q| & X_{r|r}|r| \\ Y_{u|u}|u| & Y_{v|v}|v| & Y_{w|w}|w| & Y_{p|p}|p| & Y_{q|q}|q| & Y_{r|r}|r| \\ Z_{u|u}|u| & Z_{v|v}|v| & Z_{w|w}|w| & Z_{p|p}|p| & Z_{q|q}|q| & Z_{r|r}|r| \\ K_{u|u}|u| & K_{v|v}|v| & K_{w|w}|w| & K_{p|p}|p| & K_{q|q}|q| & K_{r|r}|r| \\ M_{u|u}|u| & M_{v|v}|v| & M_{w|w}|w| & M_{p|p}|p| & M_{q|q}|q| & M_{r|r}|r| \\ N_{u|u}|u| & N_{v|v}|v| & N_{w|w}|w| & N_{p|p}|p| & N_{q|q}|q| & N_{r|r}|r| \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

Para valores baixos do número de Reynolds (equação 3.17), verifica-se que o mesmo é inversamente proporcional ao coeficiente C_D (equação 3.18), enquanto que para elevados números a relação é aproximadamente constante, ou seja, os coeficientes serão proporcionais à velocidade e ao quadrado da velocidade [31]. Como tal, e visto que será útil manobrar o veículo nas proximidades do objeto a alcançar pelo manipulador, ocorre uma situação contrária ao geralmente admitido. O termo de amortecimento proporcional à velocidade não poderá ser desprezado, visto que o termo quadrático apenas se sobrepõe ao linear para grandes velocidades (≥ 0.5 m/s) segundo [10].

$$Re = \frac{\rho v D}{\mu} \quad (3.17)$$

$$F_{drag} = \frac{\rho v^2 C_D A}{2} \quad (3.18)$$

Forças reestabeledoras

Por fim, o último parâmetro da equação 3.4 que falta abordar ($g(\eta)$), representa as forças e momentos de restauro (força gravítica e de flutuação). Estas atuam nos centro de massa e de flutuação do veículo (aproximado como o centróide da forma geométrica submersa). Estes centros mudam com a movimentação do manipulador (centro de massa) e conforme os ângulos da embarcação (centro de flutuação). Assim, para o caso de veículos com apenas um casco é possível obter esta matriz, recorrendo à seguinte equação [10]:

$$g(\eta) = - \begin{bmatrix} -\rho g \int_0^z A_{wp}(\tau) d\tau \sin(\theta) \\ \rho g \int_0^z A_{wp}(\tau) d\tau \sin(\theta) \cos(\phi) \\ \rho g \int_0^z A_{wp}(\tau) d\tau \sin(\theta) \cos(\phi) \\ \rho g \nabla \bar{G}\bar{M}_T \sin(\phi) \sin(\theta) \cos(\phi) \\ \rho g \nabla \bar{G}\bar{M}_L \sin(\theta) \sin(\theta) \cos(\phi) \\ \rho g \nabla (-\bar{G}\bar{M}_L \cos(\theta) + \bar{G}\bar{M}_T) \sin(\phi) \sin(\theta) \end{bmatrix} \quad (3.19)$$

Com A_{wp} a representar a área submersa do veículo, no plano xy . Admitindo pequenas rotações em *roll* e *pitch*, bem como ligeiras movimentações em z , é possível efetuar as seguintes linearizações:

$$\begin{aligned} \sin(\theta) &\cong \theta \\ \sin(\phi) &\cong \phi \\ \cos(\theta) &\cong 1 \\ \cos(\phi) &\cong 1 \end{aligned} \quad (3.20)$$

Após a linearização obtém-se 3.21:

$$G = - \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \rho g A_{wp}(0) Z \\ \rho g \nabla \bar{G}\bar{M}_T \phi \\ \rho g \nabla \bar{G}\bar{M}_L \theta \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.21)$$

onde ρ é a densidade da água, Z representa a profundidade afundada da embarcação, ∇ é o volume deslocado pelo veículo, $\bar{G}\bar{M}_T$ é o metacentro transversal e $\bar{G}\bar{M}_L$ o metacentro longitudinal [8].

Contudo, uma vez que a embarcação utilizada como exemplo apresenta dois flutuadores (Zarco [1]), será necessário adaptar estas equações para o modelo dinâmico do veículo, já que no resto da bibliografia os mesmos são desprezados [15] ou são desenvolvidos apenas para situações monocasco [8]. Assim, o intuito foi de incorporar essas equações na matriz $g(\eta)$, anteriormente referida.

Equação de movimentação - referencial inercial

Convém também referir a possibilidade da equação de movimentação (3.4) ser expressa no sistema de coordenadas inercial fixo, em vez de no referencial da embarcação. Para tal, são utilizadas as operações seguintes, retidas de [8]:

$$\dot{\eta} = J(\eta)\dot{v} + \dot{J}(\eta)v \iff J^{-1}(\eta)[\dot{\eta} - \dot{J}(\eta)J^{-1}(\eta)\dot{\eta}] \quad (3.22)$$

de onde se obtém:

$$M_{\eta}(\eta)\ddot{\eta} + C_{\eta}(v, \eta)\dot{\eta} + D_{\eta}(v, \eta)\dot{\eta} + g_{\eta}(\eta) = \tau_{\eta} \quad (3.23)$$

com

$$\begin{aligned} M_{\eta}(\eta) &= J^{-T}(\eta) M J^{-1}(\eta) \\ C_{\eta}(v, \eta) &= J^{-T}(\eta) [C(v) - M J^{-1}(\eta) \dot{J}(\eta)] J^{-1}(\eta) \\ D_{\eta}(v, \eta) &= J^{-T}(\eta) D(v) J^{-1}(\eta) \\ g_{\eta}(\eta) &= J^{-T}(\eta) g(\eta) \\ \tau_{\eta}(\eta) &= J^{-T}(\eta) \tau \end{aligned} \quad (3.24)$$

3.1.2 Modelo simplificado para posicionamento dinâmico - 3 DOF

No modelo não-linear com 6 DOF existe acoplamento entre os diferentes graus de liberdade, para além das evidentes não linearidades, o que torna mais difícil afinar os controladores desenvolvidos. Assim, e por forma a ultrapassar estas dificuldades, utilizou-se um modelo reduzido com apenas 3 DOF ($\eta = [x, y, \psi]^T$ e $v = [u, v, r]^T$) para afinar os controladores, apesar da sua validação ocorrer no modelo não-linear com 6 DOF.

Contudo, as únicas desvantagens que este modelo simplificado apresenta o facto de apenas ser válido para baixas velocidades ($|v| < 2m/s$) segundo [16], o amortecimento quadrático ser desprezado, devido à sua não linearidade, bem como os valores variáveis no tempo serem substituídos pelos seus valores em regime permanente. Ora, como se pretende operar na gama de baixas velocidades, verifica-se que o modelo simplificado apenas apresentará algumas diferenças face ao modelo não linear, a nível dos parâmetros variáveis no tempo (por exemplo ao nível do centro de massa, variações no máximo de 5%).

De seguida, segue-se a explicação de tal modelo onde, por forma a evitar repetições, apenas serão enumeradas as alterações face ao modelo não-linear anteriormente proposto (secção 3.1.1).

3.1.2.1 Modelo cinemático

Matriz de conversão entre os diferentes referenciais

Uma vez que neste caso apenas serão considerados 3 dos *DOF*, a matriz de transformação entre referenciais, é dada pela equação 3.25.

$$R(\psi) = \begin{bmatrix} \cos(\psi) & -\sin(\psi) & 0 \\ \sin(\psi) & \cos(\psi) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.25)$$

As fórmulas para referenciar as diferentes variáveis aos respetivos referenciais, encontram-se agora dados por 3.26:

$$\dot{\eta} = R(\psi)v \iff v = R^{-1}(\psi)\dot{\eta} \quad (3.26)$$

3.1.2.2 Modelo dinâmico

3.1.2.3 Equações de movimento - referencial móvel

Partindo do modelo referido na equação 3.4, verifica-se que todas as matrizes pertencem agora ao espaço $R^{3 \times 3}$, já que apenas são tidos em conta os termos correspondentes aos 3 *DOF* previamente referidos. Desta forma, obtém-se a equação 3.27 que descreve o modelo dinâmico linearizado.

$$M\dot{v} + C \cdot v + D \cdot v + g = \tau \quad (3.27)$$

onde

$$M = M_{RB} + M_A \quad \text{e} \quad C = C_{RB} + C_A \quad (3.28)$$

Para além disso, admitindo simetria da embarcação em relação ao plano xz da figura 2.1, é possível simplificar as equações apresentadas no modelo não-linear (secção 3.1.1.2). Dado que o termo Y_G do vetor r_g é nulo, o qual representa a distância no eixo y entre o referencial móvel e o centro de massa do sistema global, permite não só diminuir o número de coeficientes a determinar, como também o número de efeitos cruzados.

Massa - M_{RB} e M_A

Assim, as matrizes M_{RB} e M_A passam a ser representadas pelas equações 3.29 e 3.30, respetivamente [32].

$$M_{RB} = \begin{bmatrix} m & 0 & -mY_G \\ 0 & m & mX_G \\ -mY_G & mX_G & I_z \end{bmatrix} \quad (3.29)$$

$$M_A = - \begin{bmatrix} X_{\dot{u}} & 0 & 0 \\ 0 & Y_{\dot{v}} & Y_{\dot{r}} \\ 0 & N_{\dot{v}} & N_{\dot{r}} \end{bmatrix} \quad (3.30)$$

Coriolis e termos centrípetos - C_{RB} e C_A

Já as matrizes C_{RB} e C_A , podem ser obtidas através das seguintes equações:

$$C_{RB} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -m(X_{Gr} + v) \\ 0 & 0 & -m(Y_{Gr} - u) \\ m(X_{Gr} + v) & m(Y_{Gr} - u) & 0 \end{bmatrix} \quad (3.31)$$

$$C_A = \begin{bmatrix} 0 & 0 & Y_{\dot{v}}v + Y_{\dot{r}}r \\ 0 & 0 & -X_{\dot{u}}u \\ -Y_{\dot{v}}v - Y_{\dot{r}}r & X_{\dot{u}}u & 0 \end{bmatrix} \quad (3.32)$$

Forças restabelecedoras - $G(\eta)$

Devido aos graus de liberdade considerados neste modelo reduzido, a matriz G pode ser desprezada, já que não existem quaisquer forças reestabelecedoras presentes em nenhum dos 3 *DOF*.

Amortecimento linear e quadrático - D_l e D_q

Relativamente às matrizes de amortecimento linear e quadrático com a velocidade, as mesmas são apresentadas em 3.33 e 3.34 [32]:

$$D_l(v) = - \begin{bmatrix} X_u & 0 & 0 \\ 0 & Y_v & Y_r \\ 0 & N_v & N_r \end{bmatrix} \quad (3.33)$$

$$D_q(v) = - \begin{bmatrix} X_{u|u}|u| & 0 & 0 \\ 0 & Y_{v|v}|v| + Y_{r|v}|r| & Y_{v|r}|v| + Y_{r|r}|r| \\ 0 & N_{v|v}|v| + N_{r|v}|r| & N_{v|r}|v| + N_{r|r}|r| \end{bmatrix} \quad (3.34)$$

Representação em espaço de estados

Outra possível representação do modelo dinâmico apresentado consiste em utilizar a representação em espaço de estados com parâmetros invariantes a nível temporal (equação 3.35). Segundo

[8], tal aproximação é razoável, em situações em que o veículo se movimenta no plano horizontal (xy), isto é, com velocidade em *surge* e/ou *yaw*.

$$\dot{x} = Ax + Bu \quad \text{com} \quad y = Cx + Du \quad (3.35)$$

Assim, temos que a matriz u , representa as forças externas aplicadas ao modelo e por isso, $u \in R^{3 \times 1}$. A variável x , é composta por duas sub variáveis x_1 e x_2 , em que $x_1 = [x, y, \psi]^T$ e $x_2 = [u, v, r]^T$. Assim, obtêm-se as seguintes matrizes [32]:

$$A = \begin{bmatrix} 0 & I \\ 0 & -M^{-1}D \end{bmatrix}, \quad B = \begin{bmatrix} 0 \\ -M^{-1} \end{bmatrix}, \quad C = [I \ 0] \quad \text{e} \quad D = \begin{bmatrix} 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.36)$$

onde $A \in R^{6 \times 6}$, $B \in R^{6 \times 3}$, $C \in R^{3 \times 6}$, $D \in R^{3 \times 3}$ e I representa a matriz identidade $\in R^{3 \times 3}$. Este modelo, foi linearizado para velocidades baixas ($v \approx 0$) e pequenos ângulos na rotação em *yaw* ($\psi \approx 0$) [10]. Já a matriz identidade contida na matriz C encontra-se representada pois apenas se pretende saber o estado de $x_1 = [x, y, \psi]^T$ devido às forças externas $\tau = [F_x, F_y, \tau_\psi]$ correspondentes.

3.1.3 Métodos para obtenção dos coeficientes do modelo dinâmico

Para a obtenção dos coeficientes necessários aos modelos desenvolvidos para a embarcação, foram consultados os artigos [33], [34] e [35].

3.1.4 Gerador de trajetórias

A utilização de um gerador de trajetórias permite a suavização do movimento atrás das referências introduzidas no controlador, visto que a função utilizada vai, progressivamente, gerando referências até se atingir a posição final desejada. Para além disso, uma função polinomial facilita as derivadas e, dependendo do seu grau também poderá permitir gerar referências para a velocidade e aceleração [6].

Ora, uma vez que a embarcação pode efetuar movimentos de translação no plano xy com rotação em (*yaw*), é necessário definir um polinómio, por forma a fornecer as referências de posição para cada uma destas variáveis (equação 3.37).

$$\begin{aligned} x(\lambda) &= a_0 + a_1\lambda + a_2\lambda^2 + a_3\lambda^3 \\ y(\lambda) &= b_0 + b_1\lambda + b_2\lambda^2 + b_3\lambda^3 \\ \theta(\lambda) &= \text{atan2}\left(\frac{\partial y(\lambda)}{\partial \lambda}, \frac{\partial x(\lambda)}{\partial \lambda}\right) \end{aligned} \quad (3.37)$$

Nas equações acima, λ é um parâmetro adimensional $\in [0, 1]$, que visa incrementar os polinómios das equações anteriores [9]. Para além disso, a função utilizada para incrementar λ , terá em conta a velocidade linear desejada entre os intervalos de amostragem [9].

Assim, em primeiro lugar é necessário calcular o valor dos coeficientes. Uma possibilidade

consiste em resolver um sistema de equações em que os pontos finais são arbitrados, tal como as velocidades. Contudo, no artigo [9] são já fornecidas as fórmulas para calcular estes coeficientes para a generalidade dos casos (3.38).

$$\begin{cases} a_0 = x_{inicial} \\ a_1 = \text{arbitrário} \\ a_2 = \text{arbitrário} \\ a_3 = \Delta x - a_1 - a_2 \\ b_0 = y_{inicial} \\ b_1 = d_i a_1 \\ b_2 = 3(\Delta y - d_f \Delta x) + a_2 d_f - 2(d_i - d_f) a_1 \\ b_3 = 3d_f \Delta x - 2\Delta y - a_2 d_f - 2(d_f - d_i) a_1 \end{cases} \quad (3.38)$$

onde

$$\begin{aligned} d_i &= \tan(\theta_{inicial}) \\ d_f &= \tan(\theta_{final}) \\ \Delta x &= x_{final} - x_{inicial} \\ \Delta y &= y_{final} - y_{inicial} \end{aligned} \quad (3.39)$$

Porém, apesar de a_1 e a_2 serem arbitrários, é referido pelos mesmos autores que, para o caso de se pretender que a trajetória seja regular em x , a_1 deve tomar o valor de Δx , enquanto que a_2 deve ser nulo. Tendo em conta a forma como o erro de distância é utilizado no respetivo controlador (secção 4.2.1.2), optou-se por esta alternativa.

Relativamente ao incremento de λ , o mesmo é dado pela equação 3.41, segundo o mesmo artigo.

$$t_{\lambda+1} = t_{\lambda} + d\lambda \cdot T_s \quad (3.40)$$

Nesta, T_s , representa o intervalo de amostragem, e o valor de $d\lambda$, é obtido pela seguinte equação:

$$d\lambda_k = \frac{v_k}{\sqrt{dx_k^2 + dy_k^2}} \quad (3.41)$$

onde

$$\begin{aligned} dx_k &= a_1 + 2a_2 d\lambda_k + 3a_3 d\lambda_k^2 \\ dy_k &= b_1 + 2b_2 d\lambda_k + 3b_3 d\lambda_k^2 \\ v_k &= \sqrt{u^2 + v^2} \end{aligned} \quad (3.42)$$

Acima, v_k representa o módulo da velocidade linear desejada durante o intervalo de amostragem [9]. Por último, convém referir uma alteração realizada, que consiste no valor do ângulo fornecido pelo gerador de trajetórias ser apenas o ângulo pretendido para a posição final, e não o ângulo durante a trajetória. Isto porque o controlador da embarcação está implementado para calcular o ângulo durante a trajetória em cada iteração, tendo em conta o valor de x e y fornecidos.

Finalmente, um exemplo de uma trajetória com o ponto final ($x = 3$ m, $y = -3$ m) encontra-se representada na figura 3.1

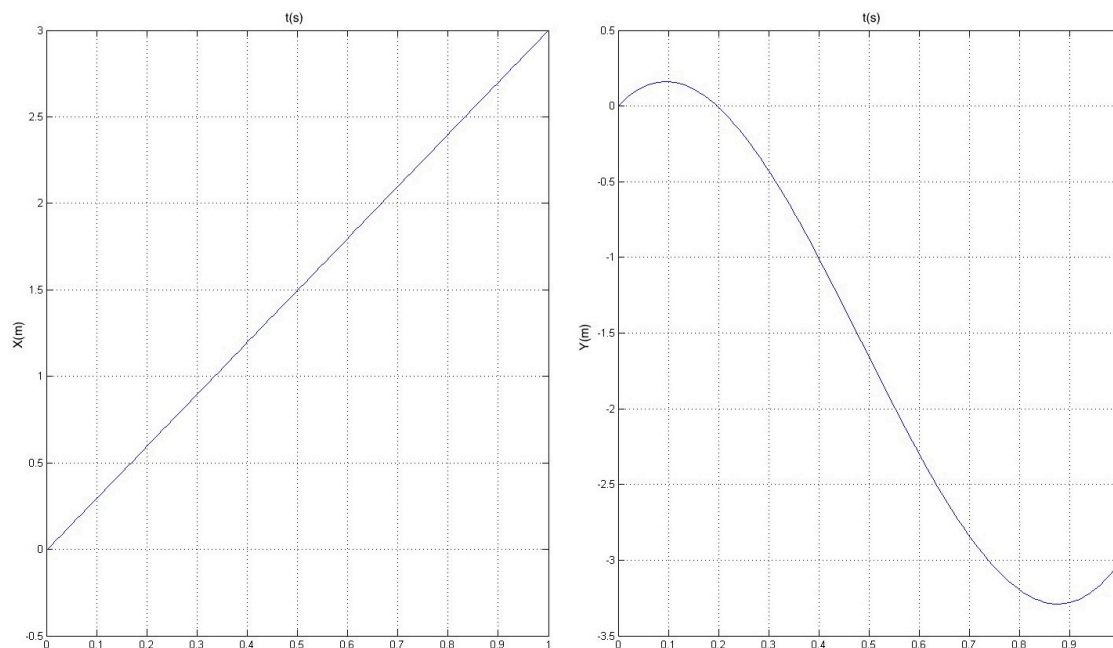


Figura 3.1: Exemplo de uma trajetória para o movimento da embarcação

3.1.5 Sistema de propulsão

3.1.5.1 Mapeamento dos propulsores

Por forma a possibilitar a introdução das forças externas, causadas pelo acionamento dos propulsores no modelo do sistema, é necessário, em primeiro lugar, referenciar as mesmas ao centro de massa do sistema global. Para tal, geralmente faz-se uso de uma matriz para mapeamento dos propulsores [36]. Seguindo a nomenclatura utilizada por este artigo, é possível obter-se a seguinte expressão:

$$\tau = L U \quad (3.43)$$

com $\tau \in R^{6 \times 1}$ que representa as forças externas a adicionar ao modelo da embarcação $L \in R^{6 \times 6}$ que representa a matriz de mapeamento dos propulsores e $U \in R^{6 \times 1}$ que representa as forças produzidas nos propulsores.

3.2 Manipulador

Tal como para o caso da embarcação, também para o manipulador é preciso desenvolver um modelo cinemático e dinâmico.

3.2.1 Modelo cinemático

Começando pelo modelo cinemático, tal como referido em 2.2.1.1, é necessário aplicar o método D-H para que se obtenham todas as transformações homogêneas que relacionam os diferentes referenciais associados a cada junta, tal como a matriz de transformação entre os mesmos.

Esta última matriz permite várias operações, como calcular as forças/momentos em cada junta (inclusive no *end-effector*), calcular as velocidades em cada junta, ou relacionar os referenciais previamente referidos.

3.2.2 Modelo dinâmico

Para um manipulador com apenas 1 *DOF*, é possível obter o modelo dinâmico recorrendo a [6], onde foi utilizado o método Euler-Lagrange. O modelo é dado pela seguinte equação:

$$J\ddot{\theta}_l + B\dot{\theta}_l + Mgl\sin(\theta_l) = u \quad (3.44)$$

Na equação anterior J representa o momento de inércia global ($J = r^2 J_m + J_l$ motor e segmento, onde r representa a razão da caixa redutora), B representa o amortecimento do binário (quer devido ao motor, quer devido ao segmento $B = r^2 B_m + B_l$) e $Mgl\sin(\theta_l)$ representa a força gravítica (onde M significa a massa, g a aceleração gravítica, θ o ângulo de rotação da junta e l o comprimento do segmento). Por último, u representa a entrada para o sistema, ou seja, o binário exercido pelo atuador de junta.

Contudo, o manipulador foi colocado na embarcação por forma a que o mesmo exhiba rotação no plano xy , pelo que foi necessário adicionar alterações ao modelo, bem como implementar o modelo do respetivo atuador de junta (secção 3.2.3).

3.2.3 Modelo dinâmico do atuador de junta

Uma vez que, no modelo dinâmico do manipulador (equação 4.32), a componente u representa as forças e binários externos ao mesmo ou, neste caso, o binário produzido pelo único atuador de junta, decidiu-se implementar um modelo para simular esse atuador. Como atuador, optou-se por um motor DC de ímanes permanentes, já que as cargas a elevar apresentam baixa massa (até 1 Kg). Este pode ser modelizado pelas equações (3.45 e 3.46), como referem os autores de [6]:

$$J\ddot{\theta} + B\dot{\theta} = K i \quad (3.45)$$

$$L \frac{\partial i}{\partial t} + R i = V - K \dot{\theta} \quad (3.46)$$

onde J representa o momento de inércia, B o coeficiente de atrito viscoso, K a constante de binário e de velocidade, já que foi admitido que o motor é de ímãs permanentes e por isso ambos os coeficientes são semelhantes, segundo [37], i a corrente consumida pelo motor, L a indutância do motor, R a resistência do motor, V a tensão de alimentação do motor e θ a posição angular do veio do motor.

Assim, combinando a equação 4.32 que representa o modelo dinâmico do manipulador com a equação 3.45, que representa apenas a equação elétrica do motor, através da multiplicação da corrente consumida pela constante de binário obtêm-se o valor a introduzir na variável u do modelo dinâmico (4.32) do manipulador. Daqui resulta, que se obtém agora o modelo dinâmico do manipulador acoplado ao respetivo atuador de junta. A principal vantagem é o facto de agora se ter acesso à corrente consumida pelo motor, o que é útil para análise de consumos.

Também para este caso, a equação 3.46, foi utilizada no domínio de Laplace, por forma a facilitar o cálculo das equações diferenciais, o que resultou na equação 3.47:

$$s L i(s) + R i(s) = V(s) - s K \theta(s) \quad (3.47)$$

3.2.4 Estimação das forças exercidas em cada junta do manipulador

Recorrendo ao artigo [7], é possível obter a equação 3.48 que permite estimar as forças e binários presentes no *end-effector* do manipulador.

$$F = J_g^T(q)^{-1} \tau \quad (3.48)$$

J representa a matriz de transformações entre os vários referenciais para o manipulador (o qual varia com o valor das variáveis de junta) e τ representa os binários realizados pelos respetivos atuadores de junta. De notar que, no caso de motores elétricos, qualquer força externa aplicada ao manipulador implicará um maior consumo de corrente por parte dos mesmos, refletindo-se no binário fornecido pelos motores e consequentemente nas forças aplicadas ao *end-effector* do manipulador (exemplo embater num obstáculo).

3.2.5 Gerador de trajetórias

Tal como no caso da embarcação, também para o manipulador foi implementado um gerador de trajetórias. A função utilizada foi um polinómio de terceira ordem (3.49), por forma a permitir gerar também, referências para a velocidade e aceleração [6].

$$q(t) = a_0 + a_1 t + a_2 t^2 + a_3 t^3 \quad (3.49)$$

Os coeficientes a_i representam constantes, que são calculados tendo em conta o ponto inicial e final da trajetória. Porém, ao contrário da embarcação, foi admitido que o incremento do polinómio depende do tempo, e não de uma variável adimensional.

Assim, seguindo a metodologia sugerida em [6], para cada referência de posição (neste caso apenas ângulo final) e velocidade final, juntamente com a posição de partida e velocidade inicial, foram calculados os valores dos coeficientes a_0, a_1, a_2, a_3 através do seguinte sistema de equações:

$$\begin{cases} q_0 = a_0 + a_1 t_0 + a_2 t_0^2 + a_3 t_0^3 \\ v_0 = a_1 + 2a_2 t_0 + 3a_3 t_0^2 \\ q_f = a_0 + a_1 t_f + a_2 t_f^2 + a_3 t_f^3 \\ v_f = a_1 + 2a_2 t_f + 3a_3 t_f^2 \end{cases} \quad (3.50)$$

ou seja:

$$\begin{bmatrix} 1 & t_0 & t_0^2 & t_0^3 \\ 0 & 1 & 2t_0 & 3t_0^2 \\ 1 & t_f & t_f^2 & t_f^3 \\ 0 & 1 & 2t_f & 3t_f^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_0 \\ a_1 \\ a_2 \\ a_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} q_0 \\ v_0 \\ q_f \\ v_f \end{bmatrix} \quad (3.51)$$

Tendo-se obtido os coeficientes, basta substituir os mesmos nas seguintes expressões, para que uma trajetória para posição, velocidade e aceleração seja gerada (equações - 3.52, 3.53, 3.54).

$$q_t = a_0 + a_1 t + a_2 t^2 + a_3 t^3 \quad (3.52)$$

$$\dot{q}_t = a_1 + 2a_2 t + 3a_3 t^2 \quad (3.53)$$

$$\ddot{q}_t = 2a_2 + 6a_3 t \quad (3.54)$$

Finalmente, resta apenas calcular o incremento de tempo a utilizar nas expressões (3.53 e 3.54). Para tal, realizou-se uma aproximação, isto é, realizou-se uma discretização, sendo cada instante de tempo dado por (3.55), em vez de (3.56).

Porém, o valor admitido para este incremento terá que ser definido por forma a permitir o menor majorante do pico de corrente que permita o arranque do motor (3.57), com o mínimo acréscimo temporal.

$$t_{t+1} = t_t + dt \quad (3.55)$$

$$t = \int_0^{dt} t dt \quad (3.56)$$

$$I = \frac{V - E_A}{R} = 24 A \quad \text{já que} \quad E_A = 0 \quad (3.57)$$

Desta forma, o valor obtido para o incremento foi cerca de 0.005 s, para um tempo de amostragem na simulação de 0.01 s. Assim, e tendo em conta as características do atuador de junta

considerado (tabela 4.6) o pico máximo de corrente foi 24.4 A, com um acréscimo de cerca de 0.7 s. Todavia, como estes resultados se encontram associados a manobras, numa secção posterior é possível visualizar as mesmas. Por último, na figura (3.2), encontra-se um exemplo de uma trajetória de posição e velocidade angular.

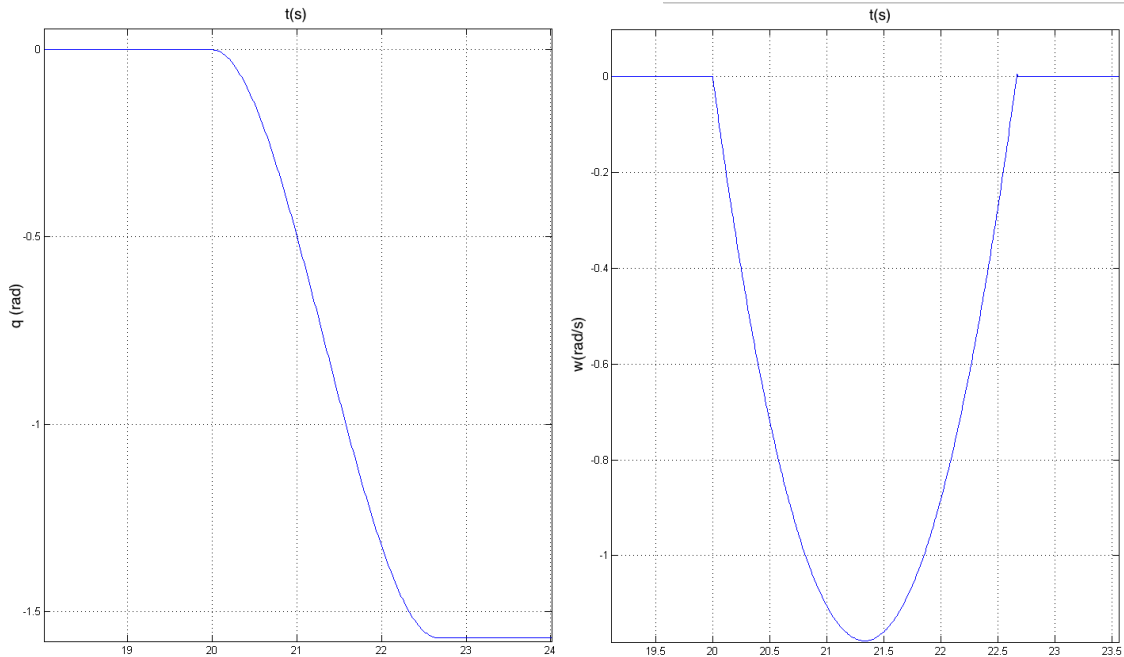


Figura 3.2: Trajetória de posição e velocidade angular para o manipulador

3.3 Sistema global

3.3.1 Metodologia para lidar com as forças/binários provocados pelo acoplamento dinâmico entre ambos os subsistemas

Uma vez que as forças que atuam na base do manipulador são de acoplamento e por isso responsáveis pela movimentação não desejada da embarcação, significa que estas são forças a compensar. Assim, no artigo [5] é indicado que é possível utilizar estas mesmas forças, como uma espécie de *feedforward* após o devido mapeamento. Deste modo, fazendo uso da formula referida em 3.58 é possível obter quais as forças a solicitar aos propulsores da embarcação, por forma a contrariar tais efeitos indesejados.

$$F_{props} = R^\dagger F_{base\ map} \quad (3.58)$$

Onde $F_{props} \in R^{8 \times 1}$, representa as forças a solicitar aos vários propulsores do veículo, a matriz $R^\dagger \in R^{6 \times 8}$ representa a pseudo-inversa (Moore–Penrose [27]) da matriz de mapeamento das forças exercidas pelos propulsores e mapeadas para a base do manipulador e por último $F_{base\ map} \in$

$R^{6 \times 1}$ representa as forças atuantes na base do manipulador. Finalmente, uma outra possibilidade encontra-se desenvolvida na secção [5.1.3.2](#).

Capítulo 4

Controlo e Simulação de Subsistemas Independentes

Ao longo deste capítulo, serão apresentados os modelos necessários ao presente trabalho. Alguns dos quais, foram obtidos através de adaptações aos conceitos referidos no capítulo 3.

4.1 Parametrização da embarcação

4.1.1 Dimensões da embarcação/flutuadores

Por forma a implementar o modelo do subsistema embarcação, foi necessário conhecer alguns parâmetros da mesma. Assim, e tendo em conta o exemplo de embarcação utilizado (Zarco [1]), as suas características encontram-se enumeradas de seguida:

- Altura flutuadores 0.25 m;
- Comprimento flutuadores 2.5m;
- Distância entre flutuadores 0.3 m;
- Largura embarcação 0.5 m;
- Largura flutuadores 0.1 m;
- Localização do centro de massa dos propulsores bombordo/estibordo [-2.5, -0.3, 0.25] m / [-2.5, 0.3, 0.25] m;
- Massa embarcação 50 Kg;

No entanto, convém referir que qualquer localização se encontra referida ao centro de massa da embarcação (assumido como o seu centro geométrico, para o plano xy). Já para o eixo z , a sua origem é a superfície a que são colocados objetos a bordo do veículo (como por exemplo a base do manipulador).

Momentos de inércia		
$I_{xx} = 0.55$ $Kg \cdot m^2$	$I_{yy} = 8.284$ $Kg \cdot m^2$	$I_{zz} = 7.734$ $Kg \cdot m^2$
Massa adicionada		
$X_{\dot{u}} = -5.5$ Kg	$X_{\dot{q}} = 3.028$ $Kg \cdot m/rad$	
$Y_{\dot{v}} = -67.39$ Kg	$Y_{\dot{p}} = -4.89$ $Kg \cdot m/rad$	$Y_{\dot{r}} = 3.365$ $Kg \cdot m/rad$
$Z_{\dot{w}} = -67.39$ Kg	$Z_{\dot{q}} = -5.00$ $Kg \cdot m/rad$	
$K_{\dot{v}} = -4.89$ $Kg \cdot m$	$K_{\dot{p}} = -10.82$ $Kg \cdot m^2/rad$	
$M_{\dot{u}} = 3.028$ $Kg \cdot m$	$M_{\dot{w}} = -5.00$ $Kg \cdot m$	$M_{\dot{q}} = -13.86$ $Kg \cdot m^2/rad$
$N_{\dot{v}} = 3.36$ $Kg \cdot m$	$N_{\dot{r}} = -13.86$ $Kg \cdot m^2/rad$	
Amortecimento linear		
$X_u = -15.99$ Kg/s	$Y_v = -10$ Kg/s	$Z_w = -150$ Kg/s
$K_p = -80$ $Kg \cdot m^2/s$	$M_q = -150$ $Kg \cdot m^2/s$	$N_r = -5.369$ $Kg \cdot m^2/s$
Amortecimento quadrático		
$X_{u u } = -30.66$ Kg/m	$X_{q q } = 0.0952$ $kg \cdot m/rad$	
$Y_{v v } = -129.0$ Kg/m	$Y_{p p } = 0.1916$ $Kg \cdot m/rad^2$	$Y_{r r } = 7.125$ $Kg \cdot m/rad^2$
$Z_{w w } = -331.9$ $Kg \cdot m$	$Z_{q q } = 7.205$ $Kg \cdot m/rad^2$	
$K_{v v } = -6.323$ Kg	$K_{p p } = -23.23$ $Kg \cdot m^2/rad^2$	
$M_{u u } = 0.7271$ Kg	$M_{w w } = 13.14$ Kg	$M_{q q } = -21.95$ $Kg \cdot m^2/rad^2$
$N_{v v } = 11.25$ Kg	$N_{r r } = -11.70$ $Kg \cdot m^2/rad^2$	

Tabela 4.1: Coeficientes utilizados no modelo dinâmico da embarcação

4.1.2 Coeficientes

Nesta subsecção, encontram-se explicitados os coeficientes utilizados no modelo dinâmico (tabela 4.1). Tais coeficientes foram obtidos através das expressões referidas no artigo [33]. Todos os coeficientes para além dos especificados na tabela 4.1, assumem o valor nulo.

4.1.3 Modelo não linear - 6 DOF

4.1.3.1 Escolha da orientação dos referenciais

Uma vez que a biblioteca [MSS GNC \[38\]](#) foi utilizada, houve necessidade de adotar a mesma orientação para os referenciais utilizados no modelo cinemático (figura - 2.1).

4.1.3.2 Cálculo da matriz de forças/momentos de restauro para o caso de um catamarã

Tal como referido na secção 3.1.1, foi necessário calcular a matriz $g(\eta)$ para o caso de uma embarcação com dois flutuadores (Zarco [1]).

Numa primeira análise verifica-se que não só o volume, como o centro de flutuação são uma função da geometria dos flutuadores, bem como do respetivo veículo. Porém, como é difícil obter valores de grandeza exatos, foram efetuadas algumas aproximações. Nomeadamente, os flutuadores foram assumidos como um retângulo extrudido com o comprimento de 2.5 m. As perspetivas frontal e lateral encontram-se refletidas nas figuras 4.1 e 4.2, respetivamente. De notar que as mesmas não se encontram à escala.

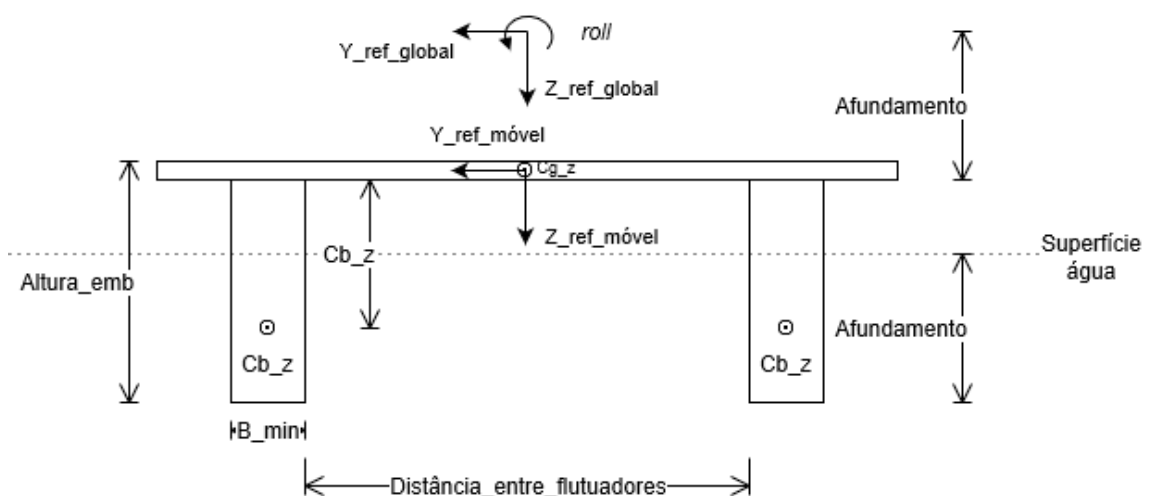


Figura 4.1: Aproximação frontal assumida para a embarcação e flutuadores

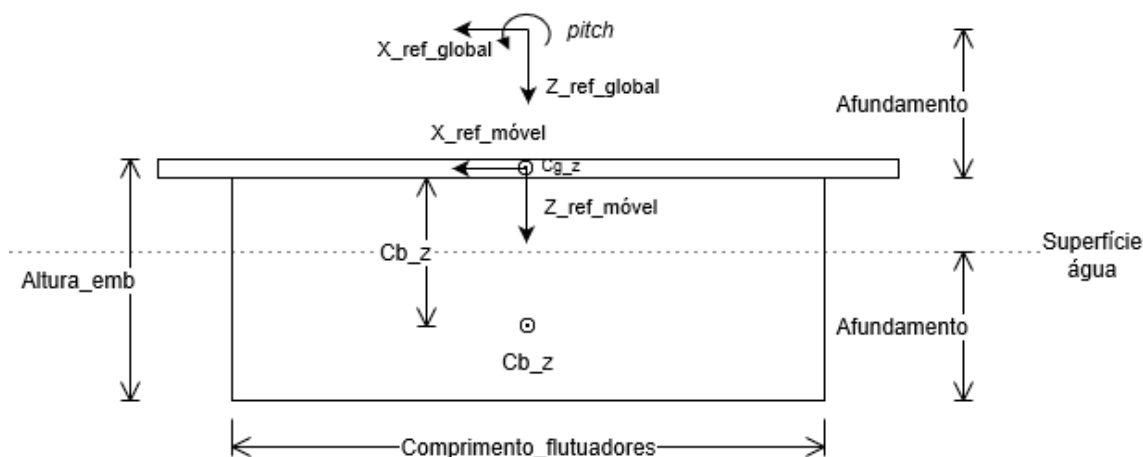


Figura 4.2: Aproximação lateral assumida para a embarcação e flutuadores

Todos os cálculos seguidamente apresentados, foram realizados com base nas aproximações explicitadas nas figuras anteriores. Para além disso, os modelos abaixo descritos pressupõem baixas rotações em *roll* e *pitch* (máximo até uma dezena de graus).

Cálculo do volume submerso dos flutuadores

No que concerne aos flutuadores, é de notar que o volume submerso não só é uma função do afundamento do veículo (figura 2.1), mas também de alguns ângulos de rotação (*roll* (ϕ) e *pitch* (θ)) - figura 2.1). Como tal, é necessário observar o veículo de várias perspetivas (figuras - 4.1 e 4.2). Analisando as figuras, verifica-se ainda que, em situações onde ocorra rotação positiva em *roll* o volume no flutuador de estibordo deve aumentar, enquanto que o de bombordo deve diminuir, tendo em conta a orientação dos referenciais definida na figura 2.1. Assim, torna-se útil calcular os volumes dos mesmos de forma independente. O mesmo é possível através das expressões seguintes:

$$V_e = B \frac{(z + z_{\phi-})}{|\cos(\theta)|} l_{flutu} \quad (4.1)$$

$$V_d = B \frac{(z + z_{\phi+})}{|\cos(\theta)|} l_{flutu} \quad (4.2)$$

onde, $z_{\phi-}$ e $z_{\phi+}$ representam a variação do volume submerso com a rotação em ϕ no flutuador de bombordo e estibordo, respetivamente. Já l_{flutu} representa o comprimento dos flutuadores e B representa a largura dos mesmos.

As expressões anteriores, representam uma aproximação do volume submerso, através da multiplicação da área frontal do flutuador pela sua extensão. Para além disso, quando existe rotação em *roll* a largura submersa dos flutuadores a considerar altera-se, razão para a dependência deste rotação. Relativamente a *pitch*, apesar de uma pequena rotação não variar o volume, visto que o

que aumenta na metade da frente do flutuador, diminui na de trás, verifica-se que a altura influencia o cálculo da área frontal do flutuador, o que é usado no cálculo do volume. Desta forma, esta última rotação não serviu apenas para conectar as duas perspectivas (figuras 4.1 e 4.2), mas também para melhorar a aproximação do cálculo. Contudo, como a altura aumenta independentemente do sentido de rotação, utilizou-se o valor absoluto.

Por último, e uma vez que o aumento nos volumes submersos devido a *roll* foi aproximado pelo movimento de um pêndulo, tal como para o caso do cálculo dos centros de flutuação, decidiu-se abordar ambos na secção seguinte.

Aproximação do aumento do volume com movimentos de rotação em *roll*

A rotação em *roll* foi aproximada pelo movimento de um pêndulo. Como está ilustrado na figura 4.3, é possível calcular o valor inicial do ângulo auxiliar, quando não existe rotação em *roll*, através da expressão 4.3.

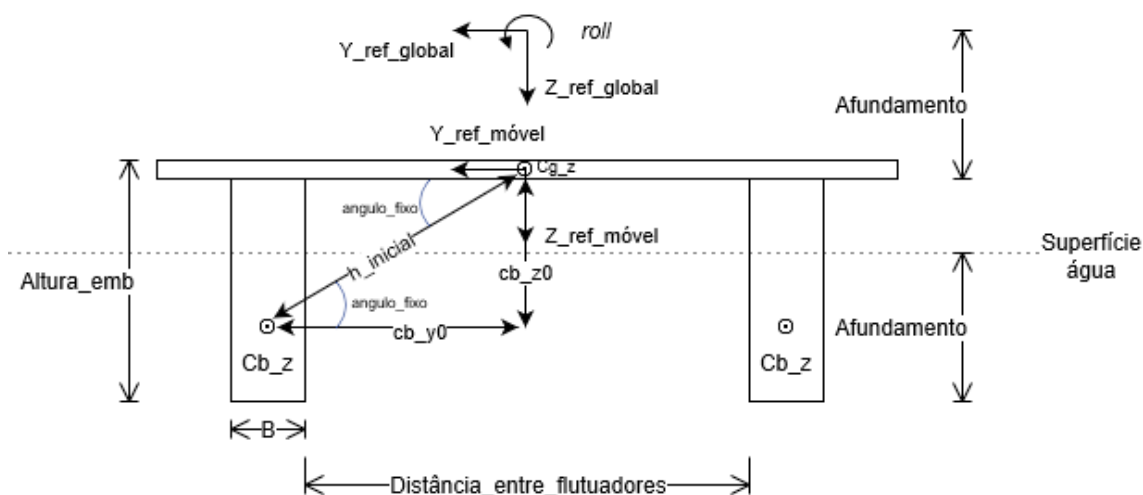


Figura 4.3: Representação do ângulo auxiliar inicial para auxílio ao cálculo do volume submerso dos flutuadores quando existe rotação em *roll*

$$h_{inicial} = \sqrt{cb_{y0}^2 + cb_{z0}^2} \quad e \quad angulo_{fixo} = atan2(cb_{z0}, cb_{y0}) \quad (4.3)$$

com,

$$\begin{aligned} cb_{y0} &= \left(\frac{4 \text{ dist}_f \text{ lutu}}{2} + 2B \right) 0.25 - |rg_y| \\ cb_{z0} &= altura_{emb} + \frac{z}{2} - rg_z \end{aligned} \quad (4.4)$$

Nas expressões anteriores, z representa a altura afundada dos flutuadores.

Como qualquer rotação em *roll* provocará um deslocamento angular, face ao ângulo da figura

4.1, pode-se obter este aumento angular para o volume submerso em cada flutuador, através da expressão 4.5.

$$z_{\phi+} = h_{inicial} \sin(\phi) \quad \text{e} \quad z_{\phi-} = -h_{inicial} \sin(\phi) \quad (4.5)$$

Cálculo do centro de flutuação da embarcação

O centro de flutuação consiste no centroide da figura geométrica submersa. Assim, começando pela perspectiva frontal 4.1, verifica-se que o centro de flutuação em y , para cada flutuador, é dado por:

$$cb_{y\ bom} = -h_{inicial}(\cos(\text{angulo}_{fixo} - \phi)) \quad \text{e} \quad cb_{y\ est} = h_{inicial}(\cos(\text{angulo}_{fixo} + \phi)) \quad (4.6)$$

onde *est* significa estibordo, *bom* significa bombordo e o cálculo de $h_{inicial}$ encontra-se na expressão 4.3. O ângulo fixo, permite obter o centro de flutuação na coordenada y , quando não existe rotação em *roll*, sendo por isso necessário a inclusão do ângulo *roll*, para que se obtenha o centro de flutuação em y em todas as situações.

Relativamente ao centro de flutuação, o mesmo foi calculado através do centroide da área submersa, tal como anteriormente referido. Este centroide foi, por sua vez, obtido através da média das coordenadas dos vértices submersos, razão para a multiplicação por 0.25, no coeficiente cb_{y0} , na expressão 4.4.

Recorrendo agora à perspectiva lateral (figura - 4.2), verifica-se que o centro de flutuação, é igual em ambos os flutuadores, porém neste caso a aproximação da rotação em *pitch*, pelo o movimento de um pêndulo não é válida. A razão para tal consiste na razão entre o comprimento e altura dos flutuadores.

Para ultrapassar esta dificuldade, e para pequenos ângulos de rotação (máximo uma dezena de graus), calculou-se de forma aproximada o valor da rotação recorrendo a um transferidor, aproximando os flutuadores por um retângulo com a mesma proporção (vista da figura 4.2). Posteriormente, foi desenvolvida uma função que aproximasse os valores obtidos experimentalmente:

$$cb_{x'} = -h \sin(\theta) * |\theta| 60 \quad \text{e} \quad cb_x = \min(|cb_{x'}|, \frac{l_{flutu}}{2}) \text{sign}(cb_{x'}) \quad (4.7)$$

É importante salientar que o centro de flutuação na coordenada x não pode exceder metade do comprimento dos flutuadores. Em 4.7, h é dado por:

$$h = \sqrt{(\text{altura}_{emb} + \frac{z}{2} - rg_z)^2 + rg_x^2} \quad (4.8)$$

Devido à localização inicial do manipulador, a embarcação apresenta um deslocamento angular não nulo em *pitch*.

Relativamente ao ganho da função (expressão 4.7), o mesmo foi calculado por forma a ajustar

Ângulo (°)	cb_x <i>experimental</i> (cm)	cb_x <i>funcao</i> (cm)	Erro (%)
5	28.6	23.8	16.8
7	35.6	43.3	17.7

Tabela 4.2: Comparação dos resultados experimentais e função desenvolvida

as medidas experimentais. Na tabela (4.2) encontram-se os valores obtidos através desta função, e obtidos através da experiência anteriormente referida, por forma a confirmar o correto ajuste do ganho.

Analisando a tabela 4.2, é possível verificar que, para 5 °, a função desenvolvida apresenta um valor menor que o experimental, enquanto que para uma ângulo maior ocorre a situação contrária. Assim, um ganho maior, permite diminuir o erro para 5 °, mas como o erro aumenta com o valor do ângulo, provocaria um maior erro em 7 °. Também, diminuindo o valor do ganho, ocorre a situação contrária. Desta forma, optou-se pelo valor do ganho obtido, já que se adequa à zona de operação do modelo.

Por último, e por forma a comprovar a afirmação proferida no início desta secção "a aproximação da rotação em *pitch*, pelo movimento de um pêndulo não é válida", na figura 4.4 é possível verificar a diferença entre a aproximação pelo movimento de um pêndulo e obtida através da função ilustrada em 4.7.

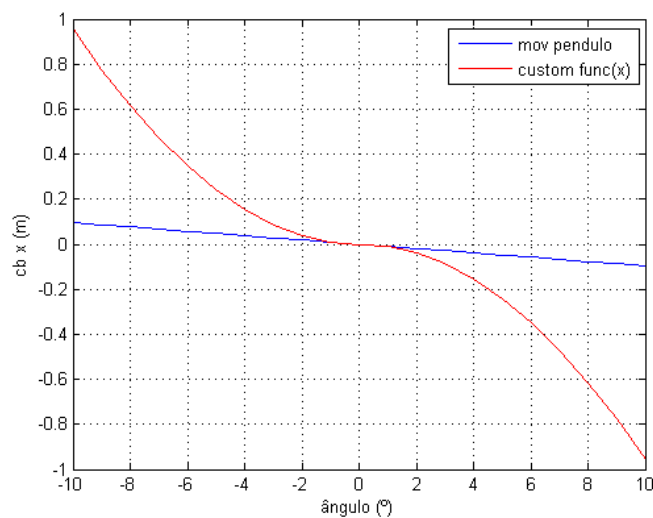


Figura 4.4: Comparação dos valores entre movimento por pêndulo e função desenvolvida

Cálculo das forças e momentos de restauro

No que respeita às forças de restauro, verifica-se que existe apenas uma força (eixo z), e dois binários (em *roll* e *pitch*). A força resultante pode ser obtida por:

$$F_z = F_g - F_B \quad (4.9)$$

onde F_g representa a força gravítica, e F_B representa a força de flutuação. Estas por sua vez, podem ser obtidas:

$$F_g = mg \quad \text{e} \quad F_B = \rho g \nabla \quad (4.10)$$

tendo em conta a orientação escolhida para os referenciais (figura 2.1), e que ∇ representa o volume total submerso (contribuição de ambos os flutuadores).

Já o binário em *roll* é dado por:

$$\tau_\phi = -\rho g \nabla_{est} (cb_{y\ est} - rb_y) - \rho g \nabla_{bom} (cb_{y\ bom} - rb_y) \quad (4.11)$$

Contudo, neste caso ∇ e a respetiva sigla associada representam apenas o volume submerso do flutuador correspondente. Também 4.11 respeita a orientação dos referenciais da figura 2.1.

Finalmente, o binário em *pitch* pode ser obtido por :

$$\tau_\theta = \rho g \nabla (cb_x - rg_x) \quad (4.12)$$

É importante perceber que a matriz obtida no final tem a estrutura da seguidamente apresentada:

$$G(\eta) = - \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ F_z \\ \tau_\phi \\ \tau_\theta \\ 0 \end{bmatrix} \quad (4.13)$$

Assim, com esta forma, é possível garantir a compatibilidade com o modelo obtido, a partir de [8], bem como possibilitar a modularidade do mesmo.

4.1.4 Modelo linearizado para posicionamento dinâmico - 3 DOF

4.1.4.1 Linearização dos parâmetros variáveis

Algumas matrizes dependem de fatores que variam no tempo (como por exemplo centro de massa ou momentos de inércia), no entanto, no caso do modelo linearizado, estes fatores têm que ser constantes e por isso foram utilizados os valores que os mesmos apresentam em regime permanente, quando não existe atuação, quer dos propulsores quer do manipulador.

Relativamente às restantes variáveis, foram assumidas as mesmas aproximações que as referidas na representação em espaço de estados do modelo linearizado (secção 3.1.2.2).

4.1.4.2 Amortecimento linear e quadrático

O controlador a desenvolver para a embarcação encontra-se direcionado para tarefas de regulação. Verifica-se então que o mesmo opera na zona de baixas velocidades que, combinado com o facto de que, para a essa gama de velocidades, o efeito de Coriolis pode ser desprezado [8], permite que apenas se considere o efeito do amortecimento linear para a afinação do controlador. Contudo, e por forma a melhorar esta aproximação, optou-se por combinar os efeitos lineares e quadráticos num único, também ele linear. Assim, para a gama de velocidades baixas ($< |0.5| m/s$), somaram-se as contribuições de ambos os amortecimentos (linear e quadrático) e aproximou-se o resultado pela função de primeira ordem, que apresentou menor erro.

Este procedimento foi realizado para o amortecimento nas direções de *surge* e *yaw*, já que estes são os únicos graus de liberdade em que os propulsores são capazes de atuar. Os resultados obtidos encontram-se nas figuras 4.5 e 4.6, bem como resumido na tabela 4.3.

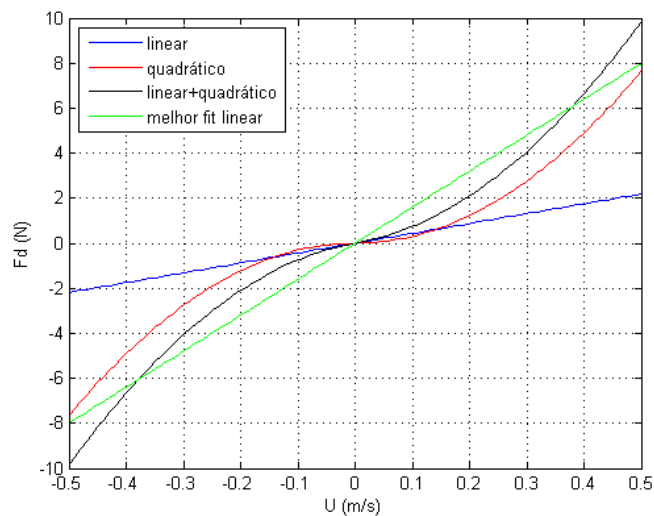
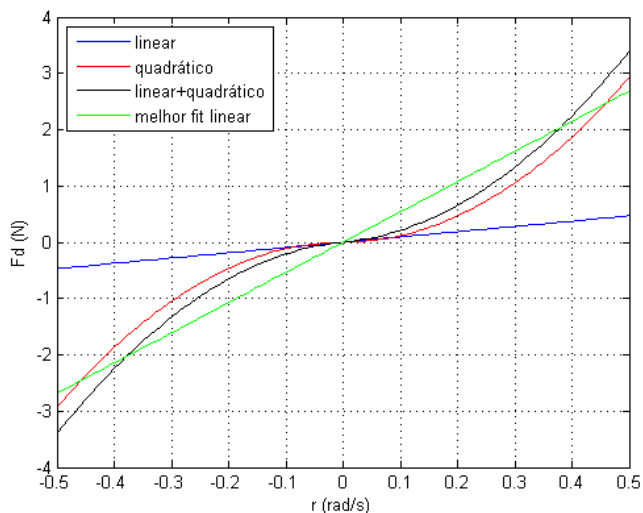


Figura 4.5: Comparação entre amortecimento linear, quadrático e melhor *fit*, para componente em *surge*

Componente	Valor declive	Intervalo valores	Confiança intervalo (%)
<i>Surge</i>	15.99	[15.39, 16.59]	95
<i>Yaw</i>	5.369	[5.141, 5.597]	95

Tabela 4.3: Análise dos resultados obtidos com melhor *fit*Figura 4.6: Comparação entre amortecimento linear, quadrático e melhor *fit*, para componente em *yaw*

4.1.5 Sistema de propulsão

4.1.5.1 Funções de transferência dos *DOF* controláveis através propulsores

Para afinar o controlador a desenvolver para a embarcação foi necessário obter as respetivas funções de transferência. Para os *DOF*, em que é possível atuar, ao nível da embarcação (modo comum $\frac{X(s)}{F_x(s)}$ e modo diferencial $\frac{\Psi(s)}{\tau_\psi(s)}$).

Assim, recorreu-se ao modelo reduzido (3 *DOF*) apresentado na secção 3.1.2.2 e à respetiva representação do mesmo em espaço de estado para se obter todas as funções de transferência no domínio das frequências (figura 4.7).

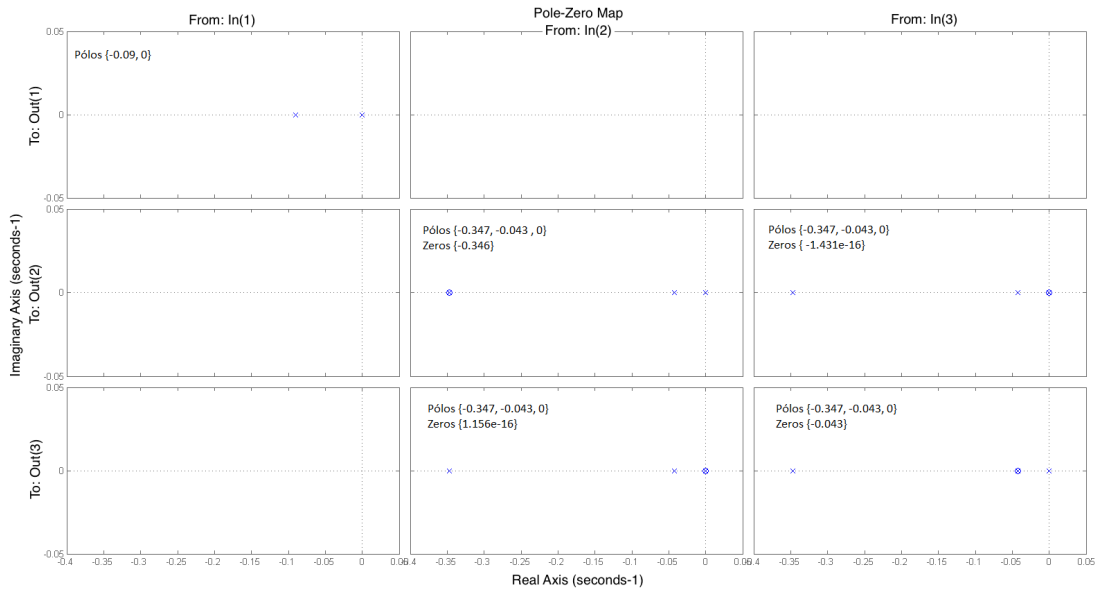


Figura 4.7: Representação dos pólos e zeros das nove funções de transferência associados ao modelo linearizado

Função de transferência em *surge*

Analisando a função de transferência em modo comum (equação 4.14), é possível visualizar os zeros e polos da mesma, na posição (1,1) da figura 4.7. Tal FT encontra-se apresentada de seguida:

$$\frac{X(s)}{F_x(s)} = \frac{0.018018}{s(s + 0.09009)} \quad (4.14)$$

Função de transferência em *yaw*

Já a função de transferência em modo diferencial (*yaw*) encontra-se na posição (3,3) da figura 4.7, sendo a mesma dada pela expressão 4.15.

$$\frac{\psi(s)}{\tau_\psi(s)} = \frac{0.069427(s + 0.04259)}{s(s + 0.04259)(s + 0.3472)} \cdot d \quad (4.15)$$

Onde d representa o "braço" do binário de rotação em *yaw* da embarcação. No presente trabalho, d toma o valor de 0.3, já que esta é a distância na direção de y , entre o centro de massa dos propulsores e o centro de massa do sistema, quando não existe movimentação do manipulador.

4.1.5.2 Mapeamento dos propulsores

Tendo em conta que ao nível do sistema de propulsão a embarcação a dotar de capacidades de manipulação (Zarco [1]) não possui lemes, chega-se à matriz que permite mapear as forças

exercidas por ambos os propulsores em forças/binários no centro de massa do sistema global 4.16:

$$R = \begin{bmatrix} 1 & 1 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ dist_z & dist_z \\ dist_{y\ bom} & dist_{y\ est} \end{bmatrix} \quad (4.16)$$

onde

$$\begin{aligned} dist_{y\ bom} &= -(-loc_{prop\ y} |\cos(\phi)| - rg_y) \\ dist_{y\ est} &= -(loc_{prop\ y} |\cos(\phi)| - rg_y) \\ dist_z &= loc_{prop\ z} |\cos(\phi)| |\cos(\theta)| - rg_z \end{aligned} \quad (4.17)$$

Na expressão anterior, $dist_{y\ bom}$ e $dist_{y\ est}$, representam a distância entre o centro de massa do sistema e o centro de massa dos propulsores a bombordo e estibordo respetivamente. Já $dist_z$ representa a distância entre os propulsores e o mesmo centro de massa no eixo z . Em ambas as situações, os sinais adicionados a estas distâncias têm já em conta se o sentido de rotação provocado pela atuação dos propulsores é no sentido positivo ou não. O parâmetro $dist_z$ serve para simular o levantamento da proa com o acionamento dos propulsores.

Desta forma, e fazendo uso da expressão 4.18, é possível obter o conjunto de forças e binários, induzidos no centro de massa do sistema, devido ao acionamento dos propulsores.

$$\tau_{emb} = R \cdot F_{propulsores} \quad (4.18)$$

,com

$$F_{propulsores} = \begin{bmatrix} F_{prop\ bom} & F_{prop\ est} \end{bmatrix} \quad (4.19)$$

Acima $F_{prop\ bom}$ e $F_{prop\ est}$ representam as forças produzidas em cada propulsor (bombordo e estibordo, respetivamente), R a matriz de mapeamento e τ_{emb} , as forças e binários exercidos no centro de massa do sistema, devido à atuação de cada propulsor.

4.1.6 Validação do modelo desenvolvido para o subsistema embarcação

4.1.6.1 Simulações em MA - Modelo não linearizado 6 DOF

O objetivo desta subsecção é validar o modelo desenvolvido para a embarcação. Desta forma, serão considerados os três casos: subsistema embarcação sem qualquer atuação, subsistema embarcação com atuação em modo comum, e subsistema embarcação com atuação em modo diferencial.

Sistema embarcação sem atuação dos propulsores

Começando pelo primeiro caso, o mesmo pretende validar o estado do sistema, quando não existe qualquer força/binário externo presente. Assim, as variáveis de estado em relação à posição η encontram-se na figura 4.8, enquanto as velocidades v , estão expostas na figura 4.9.

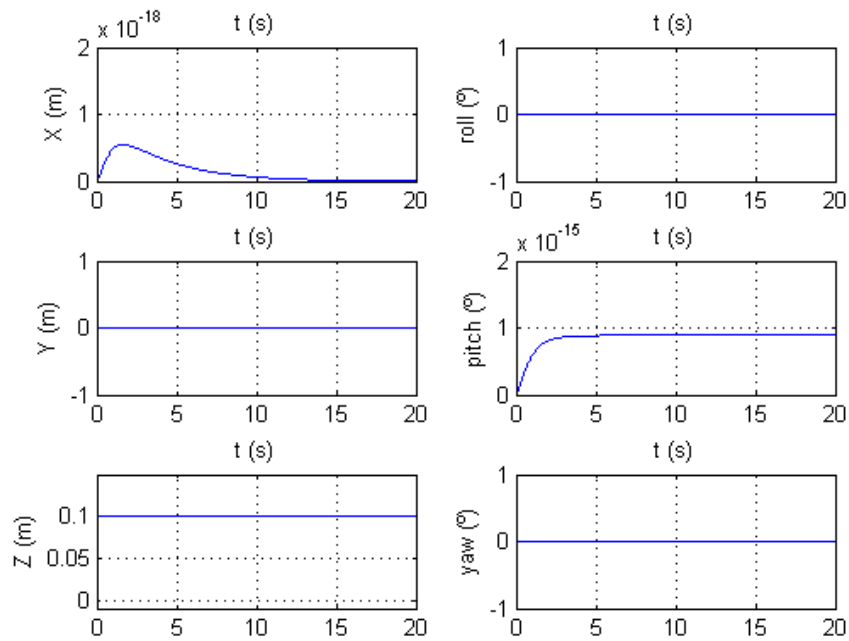


Figura 4.8: Estado do sistema η , sem atuação dos propulsores

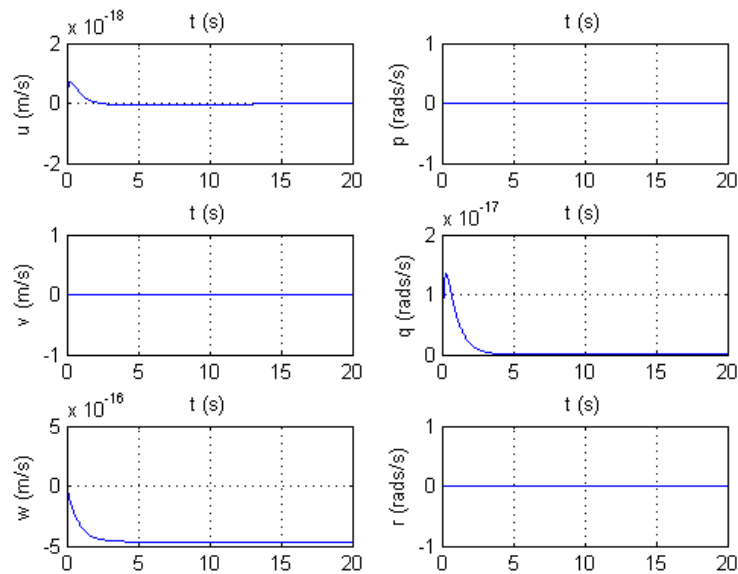


Figura 4.9: Estado do sistema v , sem atuação dos propulsores

Na figura 4.8 pode ser verificado que a embarcação afunda cerca de 0.1m. Isto deve-se ao facto de que é necessário atingir um equilíbrio de flutuação, ponto este que é atingido a essa altura dos flutuadores.

Já as deslocações em x e $pitch$, ocorrem devido aos efeitos cruzados originados pela variável z razão pela qual o seu valor é tão reduzido.

Sistema embarcação com atuação em modo comum dos propulsores

Seguidamente, pretende-se visualizar o comportamento do subsistema embarcação quando os propulsores são acionados com a sua força máxima cerca de 125N em cada. Os resultados encontram-se nas figuras 4.10 e 4.11. Porém, é importante referir que os propulsores só são atuados 20 segundos após o início da simulação, para permitir a estabilização do sistema.

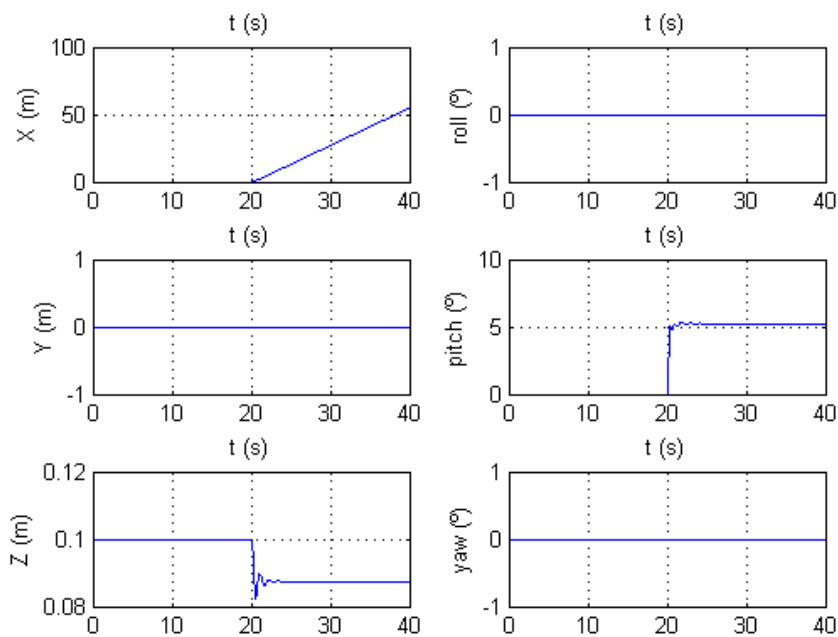


Figura 4.10: Estado do sistema η , com atuação em modo comum dos propulsores

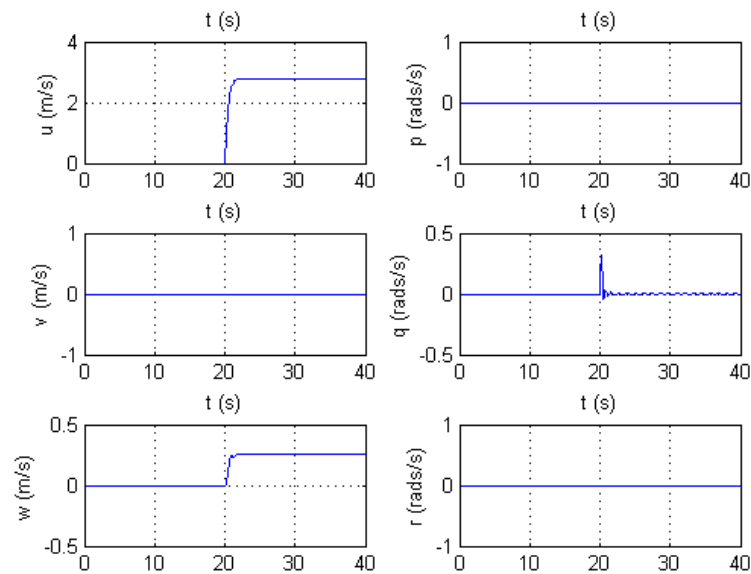


Figura 4.11: Estado do sistema v , com atuação em modo comum dos propulsores

A partir deste instante, a posição da embarcação no eixo x aumenta rapidamente, já que se trata de atuação em modo comum dos mesmos para a orientação inicial do veículo (yaw nulo). Do ponto de vista da velocidade linear neste eixo, o valor atingido é de cerca de 2.8 m/s, o que se encontra dentro da gama admissível.

Relativamente ao eixo z , o volume submerso depende da rotação em *pitch* pelo que, devido ao aumento do ângulo, o volume aumentou e por isso a embarcação emergiu cerca de 1.5 cm.

Já a rotação em *pitch*, deve-se à adição do efeito que o acionamento dos propulsores provoca. Tal elevação da proa do veículo estabilizou em cerca de 5.2° para o acionamento máximo em cada propulsor.

Sistema embarcação com atuação em modo diferencial dos propulsores

Tendo em conta a necessidade de verificar se o comportamento do modelo é adequado e estimar o raio de curvatura do veículo através do seu movimento de rotação, efetuou-se uma nova simulação.

Para esta análise, dois casos serão apresentados, sendo eles rotação da embarcação recorrendo a um único propulsor (figuras 4.12 e 4.13) e a ambos (figuras 4.14 a 4.15). Tal como no caso anterior cada propulsor, é acionado com a sua máxima força em ambas as experiências:

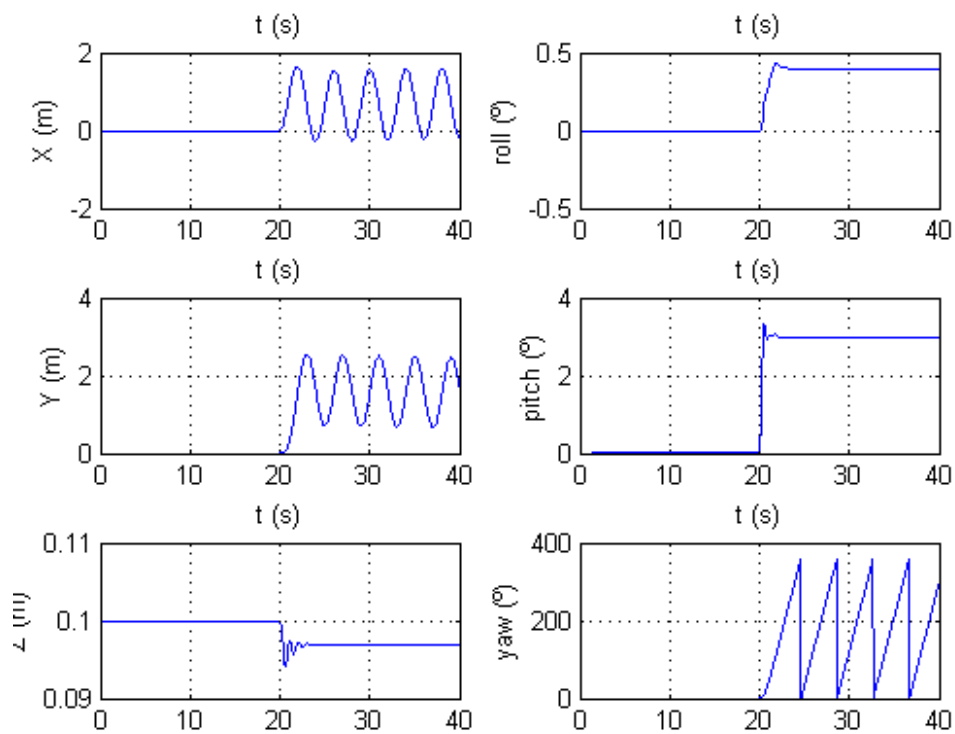


Figura 4.12: Estado do sistema η , com atuação em modo diferencial de um propulsor

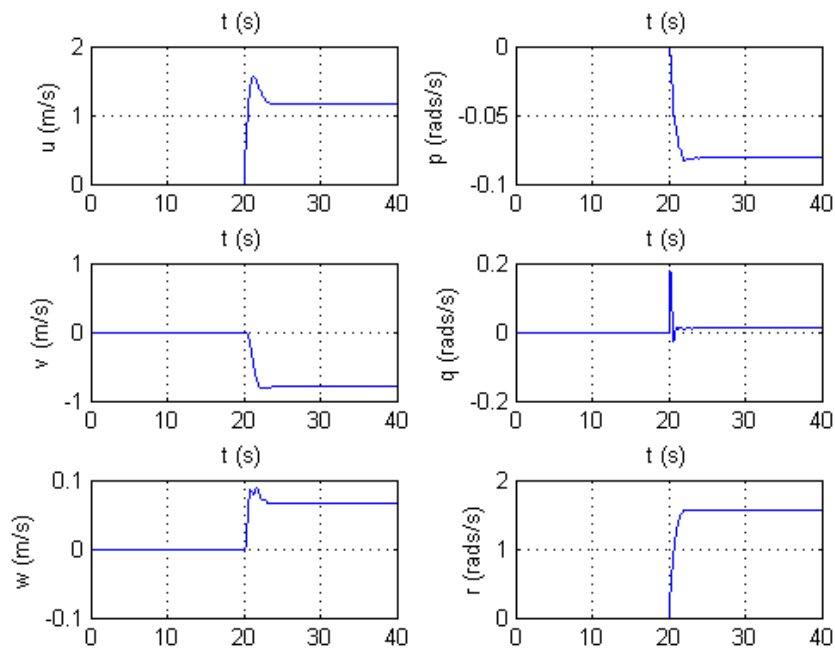


Figura 4.13: Estado do sistema v , com atuação em modo diferencial de um propulsor

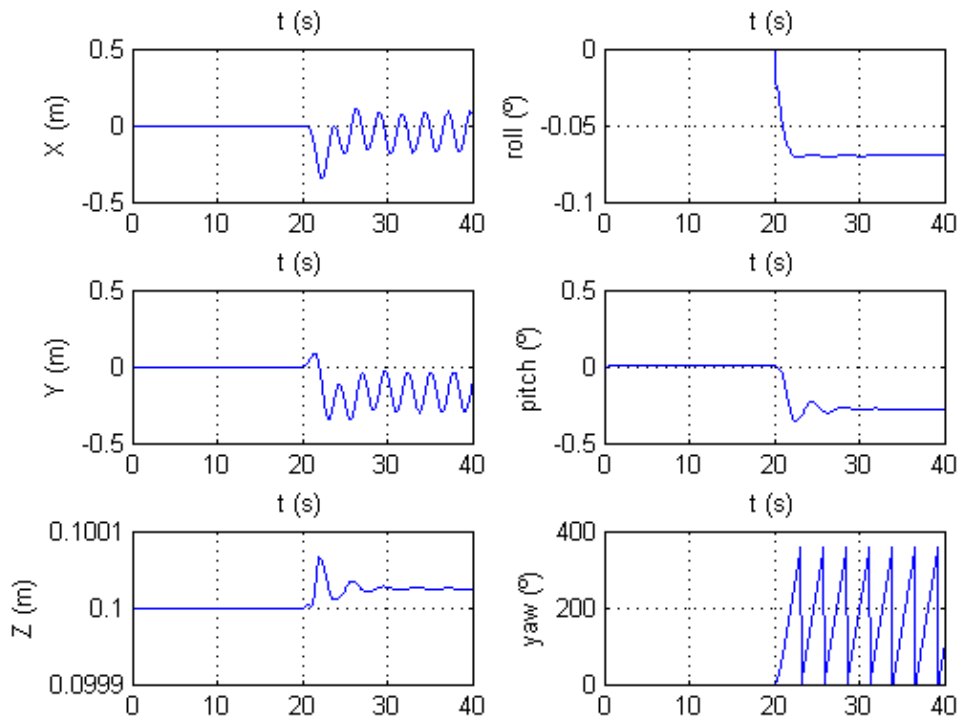


Figura 4.14: Estado do sistema η , com atuação em modo diferencial de ambos propulsores

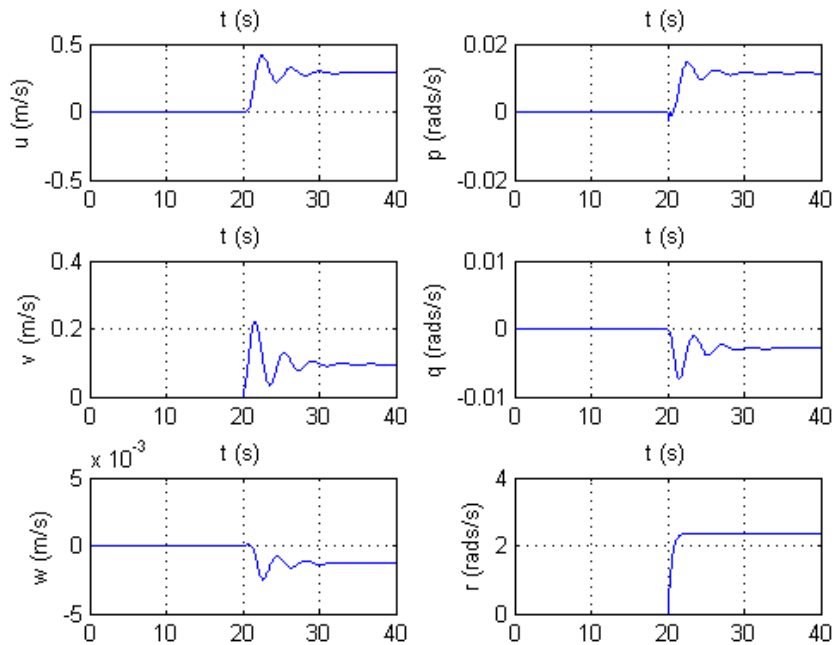


Figura 4.15: Estado do sistema v , com atuação em modo diferencial de ambos propulsores

Analisando as figuras anteriores, verifica-se que o raio de curvatura no caso primeiro caso é cerca de 90 cm, enquanto que para o segundo, o valor obtido é 12.5 cm (diminuição de 86%).

A velocidade de rotação em *yaw* no segundo caso (2.34 rad/s) é 33% acima da velocidade, no primeiro caso (1.57 rad/s).

Relativamente às variáveis de estado, tal como seria de esperar, ocorre um movimento circular nas variáveis x e y , e uma rotação em *yaw*, tendo sido feito um *wrap* à volta de 360° , para facilitar a contagem de voltas devido à atuação aplicada.

Quanto às restantes variáveis, as ligeiras oscilações em *pitch* e z , ocorrem devido aos efeitos cruzados originados pela variável x e definidos nas matrizes do modelo dinâmico da embarcação (secção 3.1.1). Igualmente ocorre para no caso de *roll*, sendo que, os efeitos cruzados são agora consequência das variações de y e *yaw*.

4.2 Controlo da embarcação

4.2.1 Controladores de baixo nível

De seguida, encontram-se apresentadas as especificações e desenvolvimento do controlador para o subsistema embarcação.

4.2.1.1 Objetivos

Inicialmente, é necessário enumerar os objetivos pretendidos para tal controlador, sendo que os mesmos se encontram explicitados de seguida:

- Minimizar o tempo de estabelecimento;
- Minimizar o tempo de subida;
- Minimizar a sobre elongação;
- Attingir erro nulo, em regime permanente, a entradas do tipo impulso ou degrau;

4.2.1.2 Controlador de posição da embarcação

Para se manobrar o sistema global nas imediações do objeto a alcançar (regulação) optou-se por um controlador de posição. Para além disso, e por forma a possibilitar que a embarcação atinja a posição desejada, subdividiu-se o controlador de posição em dois controladores. Um deles atua no erro de distância (modo comum) e outro no erro de ângulo (modo diferencial). Os diferentes erros, encontram-se ilustrados na figura 4.16.

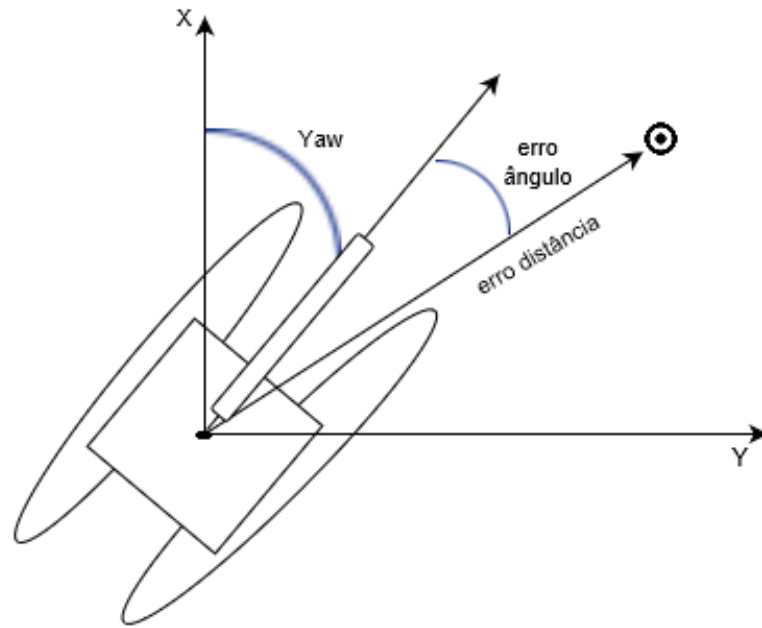


Figura 4.16: Explicação dos erros de distância e ângulo

Estes erros podem ser calculados pelas expressões seguintes:

$$\begin{cases} erro_{ang} = \text{mod}((\text{atan2}(y_{ref} - y_{atual}, x_{ref} - x_{atual}) - \psi_{atual}) + \pi, 2\pi) - \pi \\ erro_{dist} = \sqrt{(x_{ref} - x_{atual})^2 + (y_{ref} - y_{atual})^2} \cdot \text{sign}(\text{atan2}(y_{ref} - y_{atual}, x_{ref} - x_{atual})) \\ \cdot \text{sign}(\text{mod}(\psi + \pi, 2\pi) - \pi) \end{cases} \quad (4.20)$$

A utilização da função *sign* deve-se a que a mesma é necessária para que a embarcação consiga identificar em que sentido deve acionar os propulsores. Através da função *mod*, obtém-se o ângulo equivalente à orientação atual da embarcação no intervalo $[-\pi, \pi]$, o que permite que a embarcação corrija o erro de ângulo através do menor deslocamento angular possível. Por último, há necessidade da multiplicação do sinal do ângulo desejado para a embarcação pelo sinal do ângulo atual do veículo, já que a localização do ponto destino (proa ou à ré) depende também da orientação atual da embarcação.

Controlador para erro de distância

Como referido anteriormente, a embarcação apenas permite atuação em $2 DOF$. Assim, o erro de distância foi utilizado como o erro em x , dado que o controlador de ângulo da embarcação aponta a mesma para o ponto destino.

De seguida, analisou-se a estabilidade da função de transferência 4.14, recorrendo ao LGR (figura 4.17).

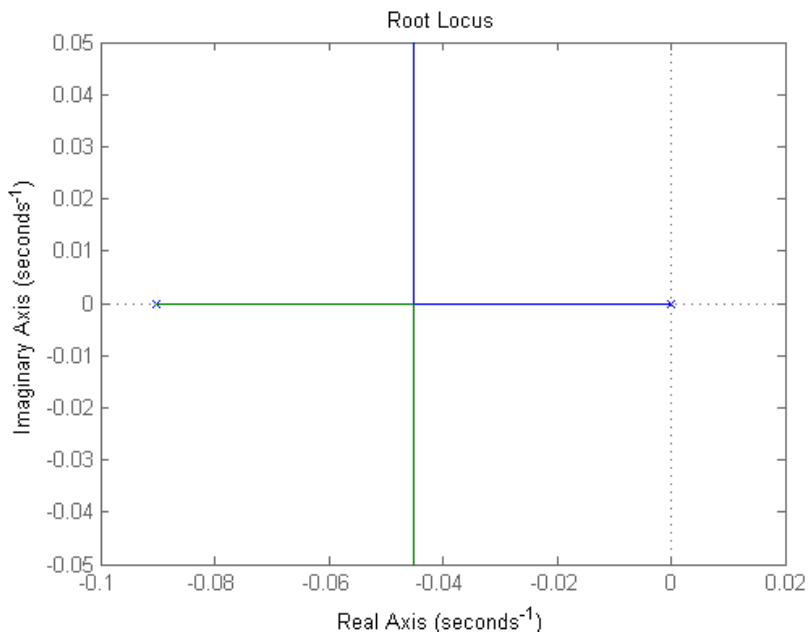


Figura 4.17: LGR para FT da atuação em modo comum dos propulsores

Como é perceptível na figura anterior, existem dois polos no SPE ($s=0$ e $s=-0.09$). Desta forma, verifica-se que um simples ajuste de ganho seria suficiente não só para garantir a estabilidade do sistema, mas também para aumentar a sua rapidez e manter as oscilações nulas.

Contudo, como um dos objetivos consiste na minimização do tempo de estabelecimento foi necessário mover o LGR o mais possível para a esquerda, razão pela qual se optou por um compensador de avanço. Assim, a metodologia consistiu em cancelar o polo em $s=-0.09009$ com um zero e colocar um polo uma década após o polo cancelado, ou seja, $s=-0.9009$. Como tal, foi possível garantir que o efeito do polo, inicialmente na origem fosse diminuída, já o mesmo tende para o zero em $s=-0.09009$ (continuando na mesma, a ser o polo dominante), enquanto o polo em $s=-0.9009$ tende para o ponto médio entre o mesmo e o polo em $s=-0.9009$. O que, com um ganho suficientemente grande ($K = 11.261$), permitiu afastar ambos do eixo imaginário e por isso, acelerar a resposta do sistema, sem deixar o eixo real (para que não existam oscilações na resposta). Desta forma, garantiu-se que todos os objetivos foram atingidos. O compensador obtido, encontra-se então expresso na expressão 4.21.

$$C_d(s) = 11.261 \frac{s + 0.0901}{s + 0.901} \quad (4.21)$$

Com este controlador, obteve-se a resposta ao impulso unitário representada na figura 4.18.

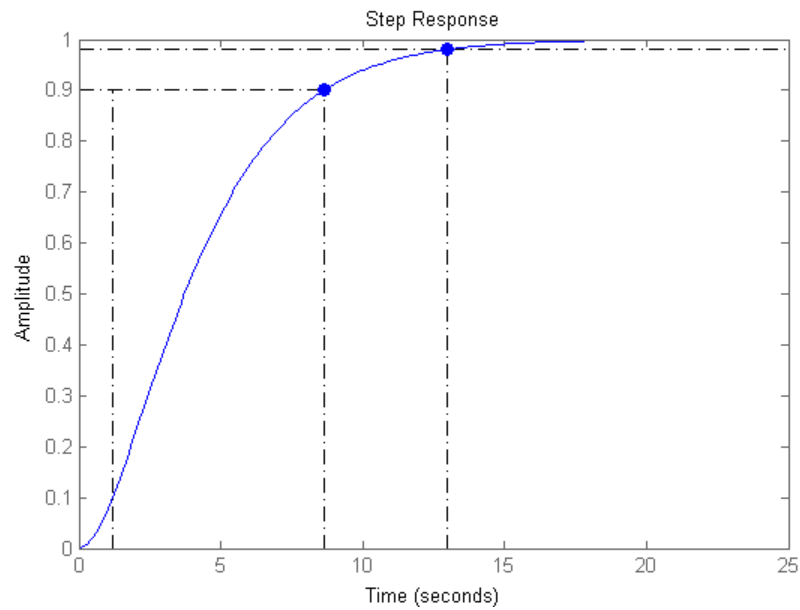


Figura 4.18: Resposta ao impulso unitário em MF

Analisando a figura anterior verificam-se os seguintes resultados obtidos:

- Tempo de estabelecimento igual a 13 s;
- Tempo de subida igual a 7.5 s;
- Sobre elongação igual a 0 %;
- Erro nulo, em regime permanente para entradas do tipo impulso ou degrau (sistema em MF tem um polo na origem);

É também importante referir que, devido ao erro de distância, ser atuado em modo comum, é solicitado a cada propulsor metade da força exigida pelo compensador.

Controlador para erro de ângulo

Relativamente ao controlador para o erro de ângulo, houve igualmente necessidade de analisar a estabilidade da função de transferência (4.15). Para tal, recorreu-se novamente ao LGR (figura 4.19).

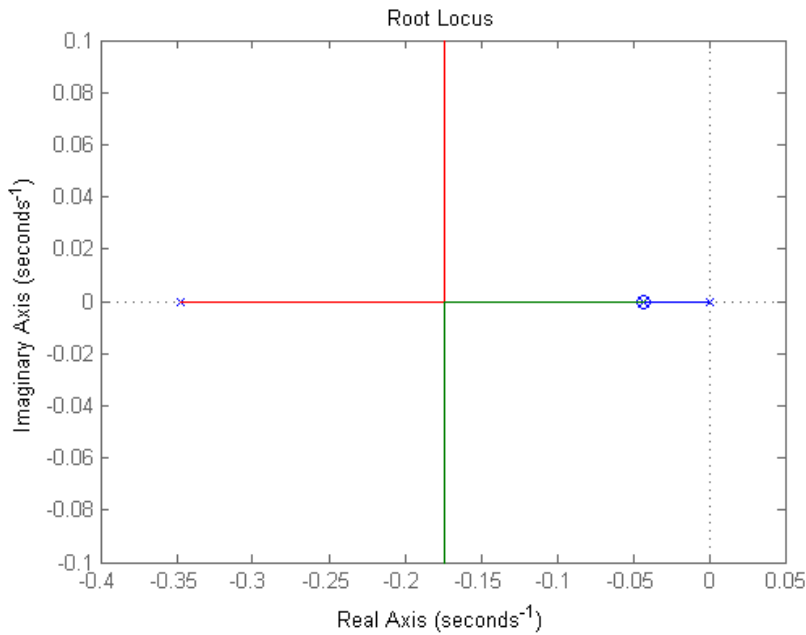


Figura 4.19: LGR para FT modo diferencial

Através da visualização do LGR, é possível constatar que os três polos ($s=0$, $s=-0.04259$ e $s=-0.3472$) e um zero ($s=-0.04259$), se encontram todos no SPE. Novamente se verifica a mesma situação que a referida para o controlador de erro de distância, ou seja, bastaria um simples ajuste de ganho para assegurar a estabilidade do sistema, bem como aumentar a sua rapidez e manter as oscilações nulas.

Contudo, novamente a presente circunstância não garante a minimização do tempo de estabelecimento, razão para a necessidade de um compensador de avanço, o qual move o LGR para a esquerda. Assim, a metodologia utilizada é similar à empregue para o controlador de posição, ou seja, o polo em $s=-0.3472$ foi cancelado, através de um zero, bem como um polo foi adicionado uma década após o polo previamente cancelado ($s=-3.472$). Desta forma, garantiu-se que o efeito do pólo na origem foi diminuído, já que o mesmo tendeu para o zero em $s=-0.04259$ (apesar de continuar como o pólo dominante). Já o pólo inserido em ($s=-3.472$), permitiu que o seu encontro com o restante pólo ($s=-0.3472$) fosse o mais distante possível do eixo imaginário, através do correto ajuste do ganho ($K=53.21$). O compensador obtido $C_\psi(s)$ encontra-se na expressão 4.22.

$$C_\psi(s) = 53.21 \frac{s + 0.3472}{s + 3.472} \quad (4.22)$$

Com este controlador, obteve-se a resposta ao impulso unitário representado na figura 4.20.

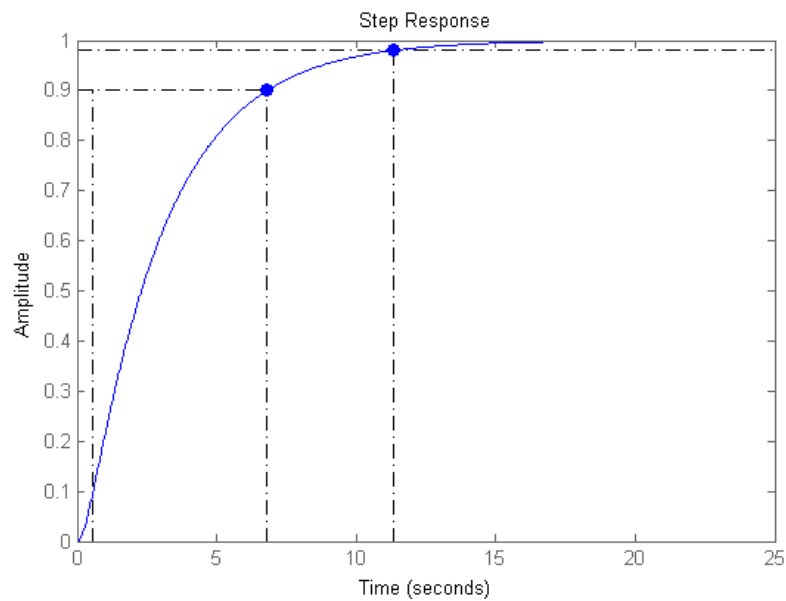


Figura 4.20: Resposta ao impulso unitário em MF

Os resultados com tal compensador ($C_\psi(s)$), encontram-se expostos de seguida:

- Tempo de estabelecimento igual a 11.3 s;
- Tempo de subida igual a 6.2 s;
- Sobre elongação igual a 0 %;
- Erro nulo, em regime permanente para entradas do tipo impulso ou degrau (sistema em MF tem um polo na origem);

Importante, mais uma vez, referir que, devido ao erro de ângulo, ser atuado em modo diferencial, é preciso ter em conta a que propulsor é necessário somar metade desta força e a qual é preciso subtrai-la. Para tal, recorreu-se às expressões seguintes:

$$F_{bomb} = \frac{F_{saida\ controlador}}{2} \quad e \quad F_{est} = \frac{-F_{saida\ controlador}}{2} \quad (4.23)$$

Para se obter as solicitações necessárias aos propulsores, basta somar as contribuições de ambos os compensadores, pois as mesmas, contêm já o sinal apropriado.

4.2.2 Máquina de estados - sequência de ações a executar

Com o objetivo de melhorar a exatidão no posicionamento da embarcação, mas também para permitir a especificação de uma orientação no ponto final, implementou-se uma máquina de estados ¹ para especificar a ordem de execução que permite à embarcação atingir a posição desejada, com a devida orientação final (figura 4.21).

¹Onde $limite_1$ e $limite_3$ tomaram o valor de 0.01° e $limite_2$ o valor de 1 cm.

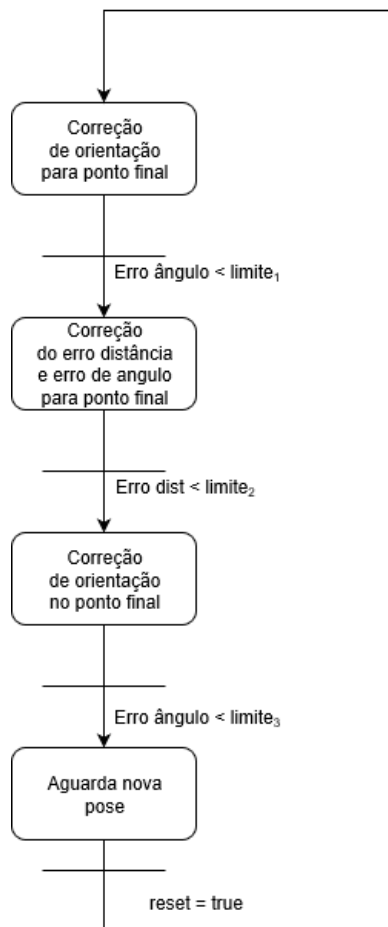


Figura 4.21: Máquina de estados desenvolvida para o posicionamento da embarcação

Esta a máquina de estados serve para garantir que o erro de distância só começa a ser diminuído quando a embarcação apresenta a orientação correta para a posição final, bem como permite a possibilidade de especificação de um ângulo final, depois de alcançada a posição desejada.

Este ângulo é bastante útil, já que juntamente com a orientação do manipulador, possibilita o alcance do objeto a alcançar pelo *end-effector*.

4.2.3 Reescalonamento de forças solicitadas aos propulsores

A necessidade do reescalonamento de forças advém do facto de que os compensadores atuarem de forma independente, ou seja, o erro de distância por si só pode requer o máximo de força que os propulsores podem gerar, fazendo com que o controlador de ângulo não consiga atuar. Esta situação poderá impedir a embarcação de corrigir simultaneamente ambos os erros (distância e ângulo).

Para contrariar isto, a metodologia utilizada consiste em verificar se alguma das forças a solicitar aos propulsores é superior à máxima admissível, e em caso afirmativo, a mesma é saturada pelo valor máximo, enquanto que a outra é diminuída na proporção que a primeira excede a máxima.

Assim, é possível garantir que a embarcação consegue corrigir ambos os erros, de forma simultânea.

4.2.4 Validação dos controladores desenvolvidos para o subsistema embarcação

4.2.4.1 Simulações em MF com modelo linear (3 DOF) e não linear 6 (DOF)

Ao longo desta secção, proceder-se-á à validação dos controladores desenvolvidos para o subsistema embarcação. Além disso, os resultados obtidos com o modelo usado para a sua afinação serão comparados com os resultados obtidos com o modelo não linear.

Correção de orientação, distância e orientação na posição final

Assim, definiram-se como referência de posição as coordenadas ($x = 3$ m, $y = -3$ m), juntamente com o ângulo final desejado (45°).

Começando com o modelo linear, os resultados obtidos encontram-se representados na figura 4.22. Já para o caso do modelo não linear, os resultados encontram-se nas figuras 4.23 e 4.24. No entanto, convém ainda referir que as mudanças das referências para os controladores apenas ocorreram aos 20 s.

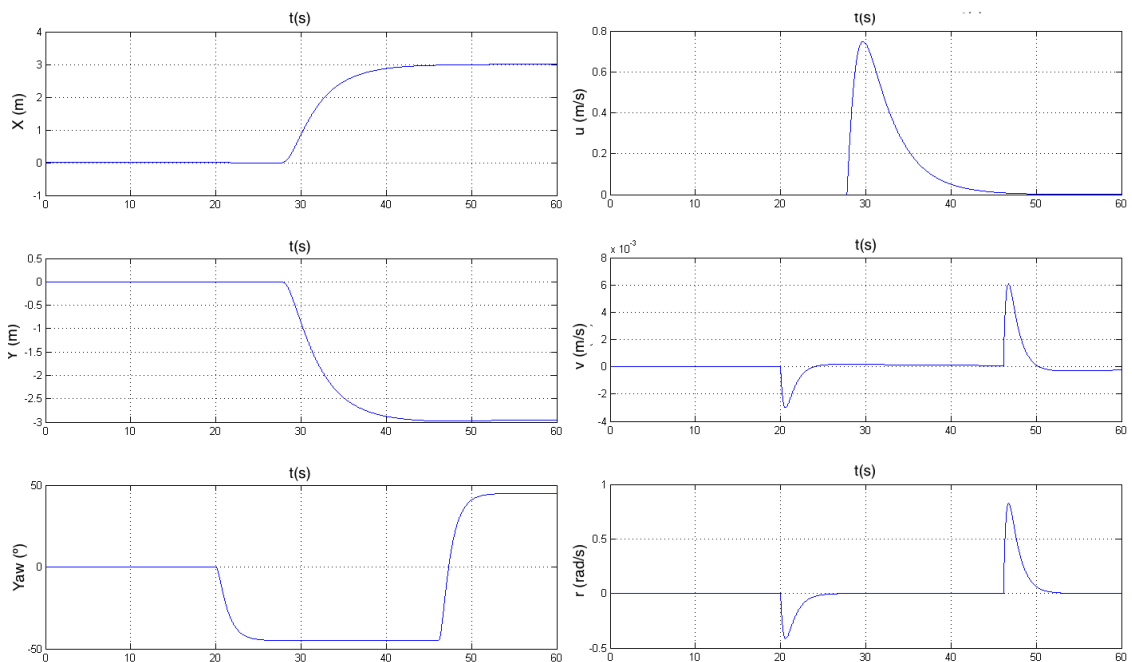


Figura 4.22: Valor das variáveis de estado η e v no caso de movimentações em 3 DOF

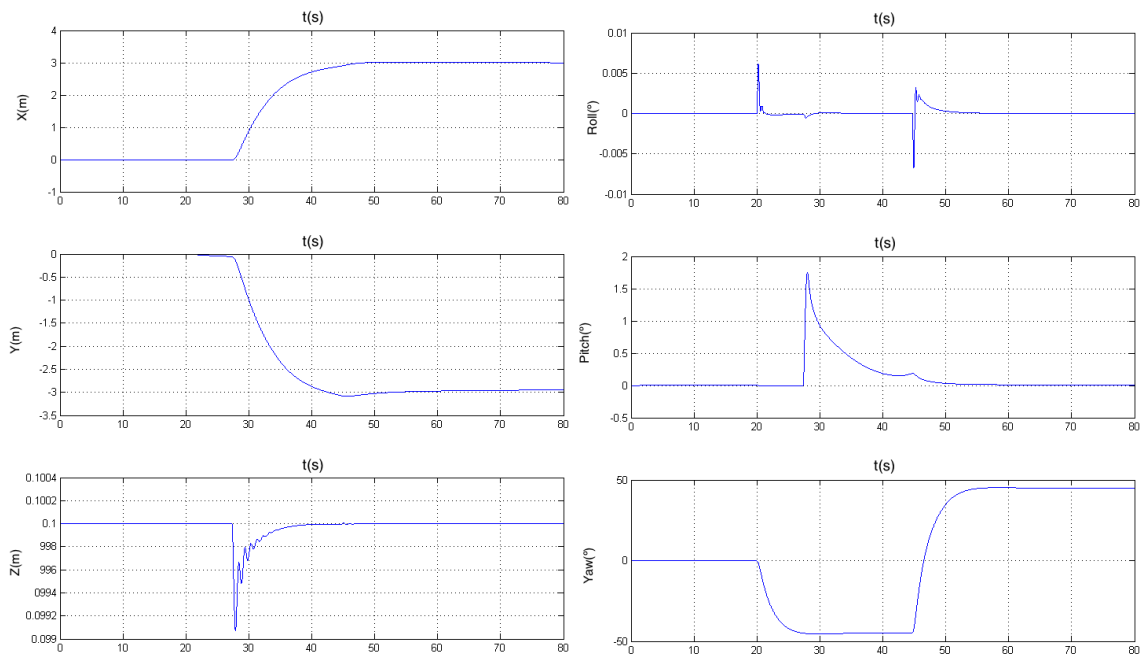


Figura 4.23: Valor das variáveis de estado η no caso de movimentações em 6 *DOF*

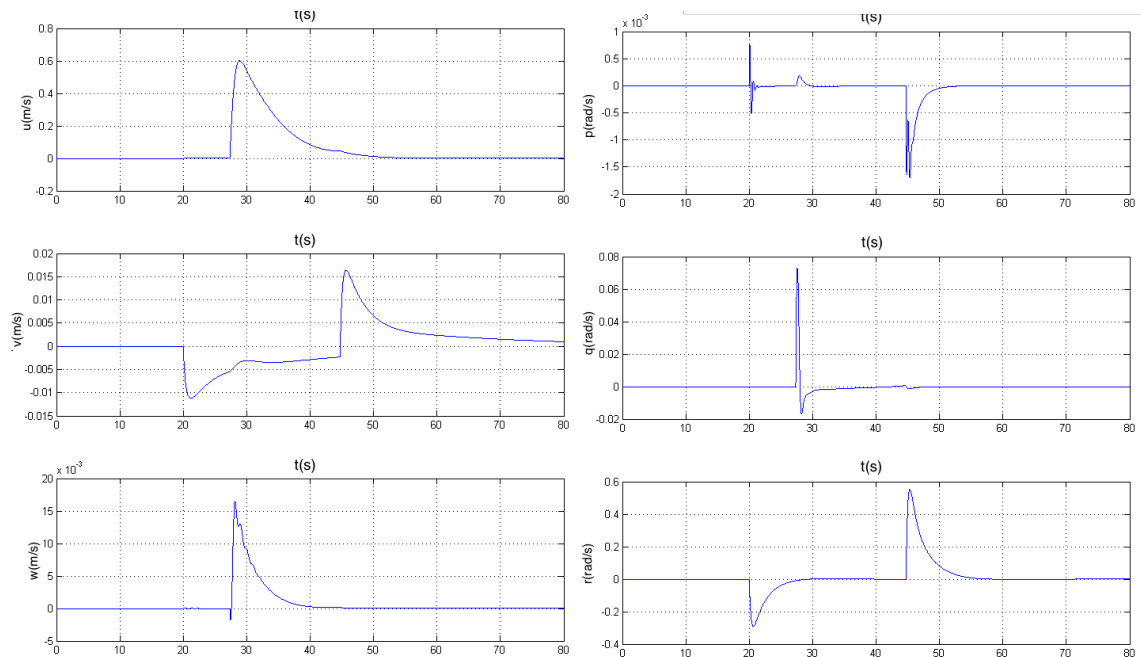


Figura 4.24: Valor das variáveis de estado v no caso de movimentações em 6 *DOF*

Para além das figuras anteriores, elaborou-se uma tabela (4.4) para facilitar a comparação entre os dois casos. Foram tidos em contra critérios como tempo de estabelecimento (com margem de 5 % para o valor final) e erros em regime permanente.

Tal como seria de esperar, o erro de distância, em regime permanente é maior no caso não linear (cerca de 21 %). Também o tempo de estabelecimento aumenta cerca de 27 % para o erro

Modelo	Critério	X	Y	Yaw (ψ)
3 <i>DOF</i>	Erro <i>steady-state</i>	0 cm	4 cm	0 °
	Tempo estabelecimento (s)	11.5	11.5	4.7
6 <i>DOF</i>	Erro (cm) <i>steady-state</i>	0 cm	5.2 cm	0 °
	Tempo estabelecimento (s)	15.7	15.7	8.1

Tabela 4.4: Comparação dos resultados obtidos para modelo linear (3 *DOF*) e não linear (6 *DOF*)

de distância e 42 %, para o caso do movimento em *yaw*. Contudo, convém salientar que os tempos de estabelecimentos obtidos são referentes ao instante de início de movimento em cada estado da máquina de estados representada na figura 4.21 e não, face ao instante de tempo de 20s.

Algumas razões que permitem justificar o aumento do erro, são o facto de alguns valores (como por exemplo, o centro de massa, centro de flutuação e momento de inercia) terem sido assumidos como constantes no modelo linearizado, o qual foi usado para afinar o controlador, apesar de tal não ocorrer no modelo não linear. Mais ainda, no modelo não linearizado são ainda utilizados os efeitos do *drag* quadrático, bem como forças de Coriolis, fatores desprezados no modelo linearizado para baixas velocidades.

4.3 Parametrização do manipulador

Em relação aos *DOF* do manipulador foi utilizado apenas um, o que se revelou suficiente para prova de conceito.

4.3.1 Características do manipulador

O manipulador foi assumido com as dimensões apresentadas de seguida.

- Comprimento do segmento: 1.125 m;
- Massa da base do manipulador: 2.5 Kg;
- Massa do segmento do manipulador: 1.5 Kg;
- Massa da carga elevada: 1 Kg;
- Localização da base do manipulador: [0.125, 0, 0] m;
- Peso total: 5 Kg;

A localização segue a mesma analogia que a utilizada para o caso da embarcação (secção 4.1.1). Relativamente aos valores escolhidos para a localização do manipulador, optou-se por incluir uma afastamento no eixo *x* face ao centro de massa do veículo, para que a elevação da proa

fosse diminuída sempre que existe acionamento dos propulsores, sem que o efeito de *drag* seja demasiado. Para além disso, este afastamento permite aumentar o número de *DOF* do manipulador, como se verá numa secção posterior 5.2.2.

Tal afastamento fixou-se em 12.5 cm no eixo referido, já que se mantém a mesma proporção que a existente entre a massa do manipulador e da embarcação.

Com esta localização para o manipulador, verificou-se que a rotação em *pitch* ficou limitada a cerca de 4° para o acionamento máximo dos propulsores (250 N). Porém, embora um maior afastamento limite ainda mais o valor desta rotação, em considerações reais implicaria um acréscimo no arrasto (*drag*).

4.3.2 Volume de trabalho

Atendendo a que o manipulador considerado apresenta 1 *DOF*, o seu volume de trabalho fica reduzido à circunferência de raio igual ao comprimento do seu segmento e centro na localização da sua base (figura 4.25).

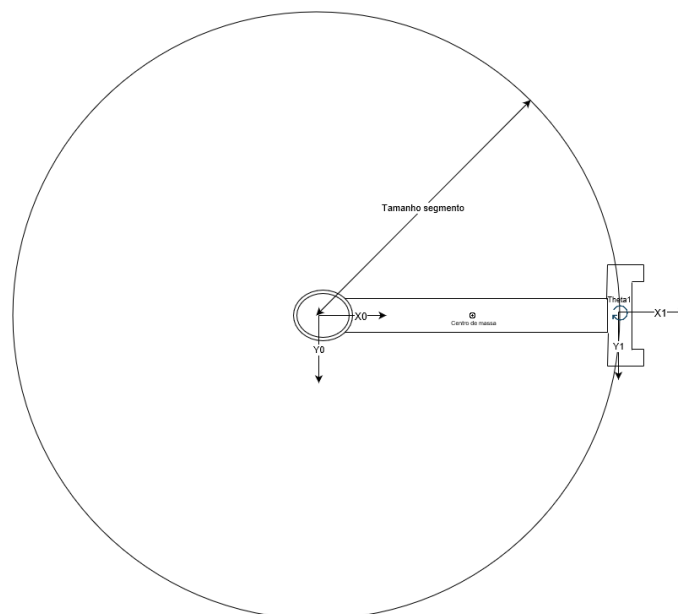


Figura 4.25: Volume de trabalho do manipulador

Contudo, tal centro poderá movimentar-se, quando se considerar o acoplamento entre os dois subsistemas (secção 5.2.2).

4.3.3 Modelo cinemático

4.3.3.1 Escolha da orientação dos referenciais

No que concerne ao manipulador, a orientação dos referenciais, encontram-se ilustrados na figura 4.26.

a_1	α_1	d_1	θ_1
tamanho segmento	0°	0	θ_1^*

Tabela 4.5: Tabela obtida através da aplicação do método D-H para o manipulador



Figura 4.26: Escolha dos referenciais para o manipulador

De igual forma, ao referido no caso da embarcação, dois referenciais foram definidos, encontrando-se ambos representados na figura 4.26. Relativamente à numeração, o referencial global encontra-se associado ao índice zero, enquanto que o móvel corresponde ao índice um.

A orientação dos referenciais, foi escolhida utilizando os pressupostos do método Denavit–Hartenberg (D-H), os quais assumem que o acionamento de cada junta (prismática ou rotativa), ocorre no eixo/em torno do eixo z . Desta forma, estando o eixo z definido, resta apenas escolher a orientação para um dos outros eixos (x e y), já que o restante fica automaticamente definido pela regra da mão direita. Assim, tal como para o caso da embarcação escolheu-se a orientação do eixo x , para a frente, ou seja, na direção da proa da embarcação.

4.3.3.2 Cinemática direta

Aplicando o método D-H é possível calcular a cinemática direta (posição (x,y) do *end-effector* do manipulador, em função dos seus ângulos de junta) pelas as matrizes de transformação entre quaisquer referenciais. Para tal, basta então fazer uso dos referenciais definidos na figura 4.26 e preencher uma tabela, tal como a demonstrada em 4.5.

Na tabela 4.5, a_1 representa a distância entre as origens de ambos os referenciais α_1 a diferença de orientação entre os eixo z dos mesmos dois referenciais, d_1 representa a distância entre os eixos x dos mesmos dois referenciais e por fim, θ_1 representa a diferença de orientação entre os eixos x de ambos os referenciais quando ocorre uma rotação do sistema de coordenadas com numeração zero. O símbolo * apenas significa que o valor é variável e não uma constante, ou seja, representa uma variável de junta.

Assim, para obter a matriz de transformação homogénea entre referenciais, basta preencher a

matriz da expressão 4.24, com os valores da tabela 4.5, para os valores de θ_1 em cada instante. Preenchendo-se esses valores obtém-se a matriz referida em 4.25.

$$A_i = \begin{bmatrix} \cos(\theta_i) & -\sin(\theta_i) \cos(\alpha_i) & \sin(\theta_i) \sin(\alpha_i) & a_i \cos(\theta_i) \\ \sin(\theta_i) & \cos(\theta_i) \cos(\alpha_i) & -\cos(\theta_i) \sin(\alpha_i) & a_i \sin(\theta_i) \\ 0 & \sin(\alpha_i) & \cos(\alpha_i) & d_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.24)$$

$$A_1 = \begin{bmatrix} \cos(\theta_1) & -\sin(\theta_1) & 0 & a_1 \cos(\theta_1) \\ \sin(\theta_1) & \cos(\theta_1) & 0 & a_1 \sin(\theta_1) \\ 0 & 0 & 1 & d_1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.25)$$

4.3.3.3 Cinemática inversa

Ao contrário da cinemática anterior, a cinemática inversa indica qual o valor a introduzir em cada junta, por forma a que o *end-effector* do manipulador alcance a posição desejada.

De um ponto de vista geométrico, facilmente se obtém, para um grau de liberdade, a seguinte expressão:

$$X_c = a_1 * \cos(\theta_1) \quad e \quad Y_c = a_1 * \sin(\theta_1) \quad (4.26)$$

onde (X_c, Y_c) são as coordenadas do ponto destino para o *end-effector*. Após alguma simplificação algébrica obtém-se a expressão da cinemática inversa (4.27).

$$\theta_1 = \text{atan2}(Y_c, X_c) \quad (4.27)$$

4.3.3.4 Cálculo do jacobiano

O jacobiano, ou matriz de transformação entre referências é útil numa diversidade de operações. Um exemplo será abordado mais tarde, na secção 5.1.2.3. Esta matriz é decomposta na expressão 4.28, para o manipulador em causa.

$$J = \begin{bmatrix} J_{v1} \\ J_{w1} \end{bmatrix} \quad (4.28)$$

A primeira linha representa as velocidades lineares do *end-effector* do manipulador, devido à rotação da base do mesmo, enquanto que a segunda linha representa as velocidades angulares devido à atuação da mesma junta.

Desta forma, começando pelas velocidades lineares, J_{v1} pode ser obtido através da expressão 4.29 enquanto que, J_{w1} é obtido pela expressão 4.30.

$$J_{v1} = Z_0^0 \times (O_1^0 - O_0^0) \quad (4.29)$$

$$J_{w1} = Z_0^0 \quad (4.30)$$

Assim, obtém-se o jacobiano (expressão 4.31).

$$J = \begin{bmatrix} -a_1 \sin(\theta_1) \\ a_1 \cos(\theta_1) \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (4.31)$$

4.3.4 Modelo dinâmico

4.3.4.1 Alteração ao modelo dinâmico devido à disposição do manipulador

Relativamente ao modelo dinâmico do manipulador anteriormente proposto (3.44), é necessário fazer uma ligeira alteração, já que o mesmo se encontra formulado para movimentações segundo o plano xz . No entanto, este foi colocado na embarcação por forma a permitir movimentações no plano xy .

A única alteração a realizar é remover o efeito da força gravítica do modelo e incluí-la no eixo onde a mesma irá operar (eixo z), pelo que se obtém o modelo apresentado na expressão (4.32).

$$J\ddot{\theta}_l + B\dot{\theta}_l = u \quad (4.32)$$

O efeito da força gravítica foi incluído como uma adição de forças e binários externos à embarcação devido ao movimento do manipulador (secção 5.1.2.3).

Resta referir que a expressão 4.32, foi passada para a representação em Laplace, para facilitar o cálculo das equações diferenciais, tendo-se obtido a expressão (4.33).

$$s^2 J\theta_l(s) + s B\theta_l(s) = u(s) \quad (4.33)$$

4.3.4.2 Função de transferência

Combinando as equações 4.33 e 3.47 é possível chegar à função de transferência dada pela expressão 4.34.

$$\frac{\dot{\theta}(s)}{V(s)} = \frac{K}{(sJ + B)(sL + R) + K^2} \quad (4.34)$$

J (Kg · m ²)	B (N · m · s)	L (H)	R (Ω)	K (N · m/Amp)	V _{nominal} (Volt)
0.15	0.25	0.5	1	0.01	24

Tabela 4.6: Valor dos coeficientes admitidos para o atuador de junta do manipulador

Porém, como se pretende controlar a posição angular, e não a sua velocidade de rotação, é necessário adicionar um integrador à função de transferência anterior, resultando por isso, na função de transferência 4.35.

$$\frac{\hat{\theta}(s)}{V(s)} = \frac{K}{s((sJ + B)(sL + R) + K^2)} \quad (4.35)$$

Os valores dos coeficientes admitidos para a expressão 4.35 encontram-se na tabela 4.6.

4.4 Controlo do manipulador

4.4.1 Controlador de baixo nível

Ao longo da secção serão apresentados os objetivos para o controlador de posição proposto para o manipulador, além do próprio.

4.4.1.1 Objetivos

Para o desenvolvimento deste controlador, foram usados os mesmos objetivos que os delineados para o desenvolvimento do controlador proposto no caso do veículo (secção 4.2).

4.4.1.2 Controlador de posição

Tal como na secção 4.2, em primeiro lugar foi necessário analisar a estabilidade da FT. Para tal, recorreu-se novamente ao LGR (figura 4.27).

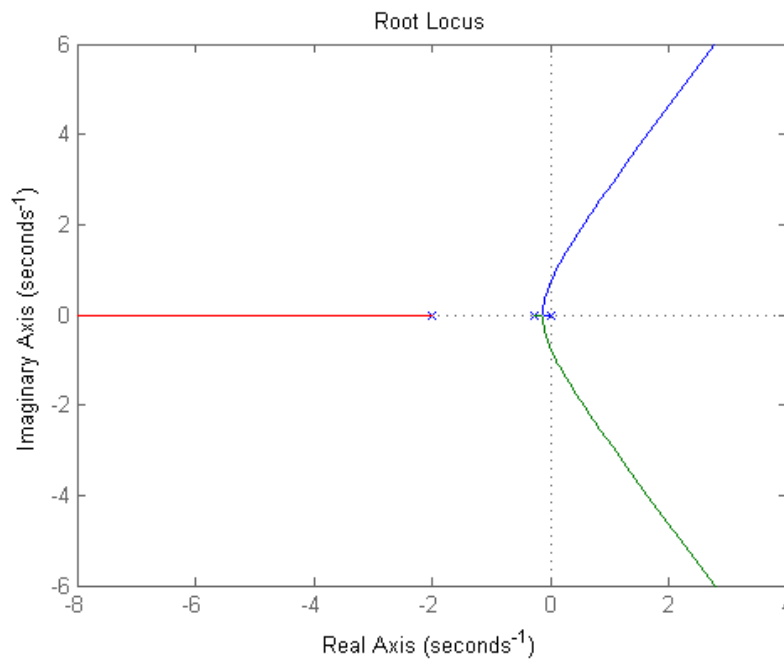


Figura 4.27: LGR da FT do manipulador

Assim, verifica-se que apesar dos todos os pólos ($s=0$, $s=-1.9997$ e $s=-0.2600$) se localizarem no SPE, um simples ajuste de ganho não é suficiente para garantir a estabilidade do sistema, já que dois dos mesmos mover-se-iam para o SPD.

Portanto, tendo como em conta os objetivos enumerados acima (secção 4.2.1.1), bem como as características da presente FT decidiu-se utilizar um compensador de avanço, por forma a que o LGR possa ser movido para a esquerda.

Como tal, adicionou-se um zero em $s=-0.26$, por forma a anular o pólo, que se encontrava à mesma frequência. Para além disso, adicionou-se também um pólo uma década à frente ($s=-20$) do pólo mais rápido ($s=-1.9997$), no caso da FT em MA. O ganho do compensador, foi posteriormente ajustado, por forma a garantir que os polos ($s=-1.9997$ e $s=-0.26$) se encontrassem, na posição mais à esquerda possível, isto é, no ponto intermédio entre ambos. Com esta metodologia, foi possível evitar as oscilações (já que o LGR não deixou o eixo real) e atingir os requisitos temporais. A partir desta informação, obteve-se o controlador expresso na expressão 4.36.

$$C(s)_{map} = 365 \frac{s+0.26}{s+20} \quad (4.36)$$

Os resultados obtidos com tal compensador, encontram-se referidos de seguida.

- Tempo de estabelecimento igual a 6.1 s;
- Tempo de subida igual a 3.5 s;
- Sobre elongação igual a 0 %;

- Erro nulo, em regime permanente, a entradas do tipo impulso ou degrau verificado (já que o sistema em MF tem um polo na origem);

A respetiva resposta ao degrau em MF encontra-se representada na figura 4.28.

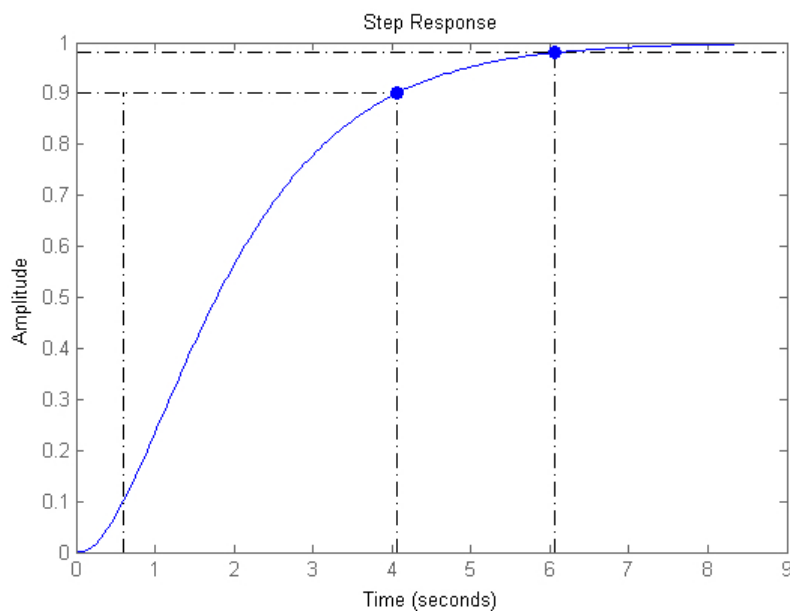


Figura 4.28: Resposta ao impulso unitário sistema em MF

4.4.2 Validação do controlador desenvolvido para o subsistema manipulador

Para possibilitar a validação do controlador e gerador de trajetórias desenvolvido para o manipulador, decidiu-se efetuar uma rotação de 90° , com e sem gerador de trajetórias, para permitir comparar ambos os desempenhos e analisar a resposta do sistema em MF.

Os resultados obtidos, com e sem gerador de trajetórias, apresentam-se nas figuras 4.29 e 4.30, respetivamente. Porém, convém referir que a mudança de referência apenas ocorre no instante de 10 s.

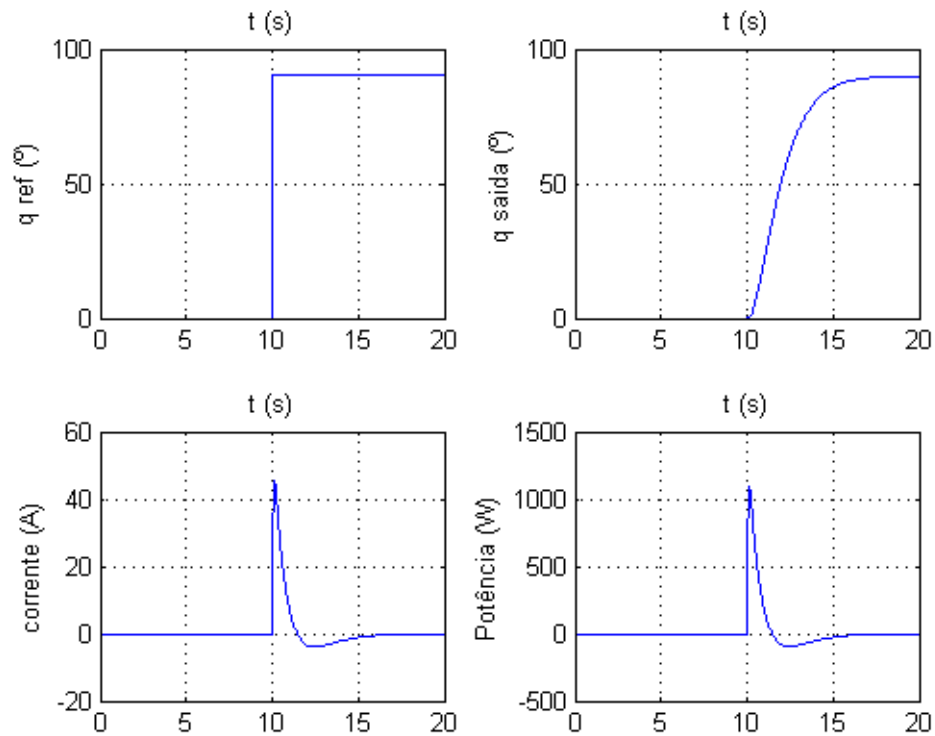


Figura 4.29: Valor da referência para a junta, saída da junta e corrente consumida pelo atuador de junta, para o caso sem gerador de trajetórias

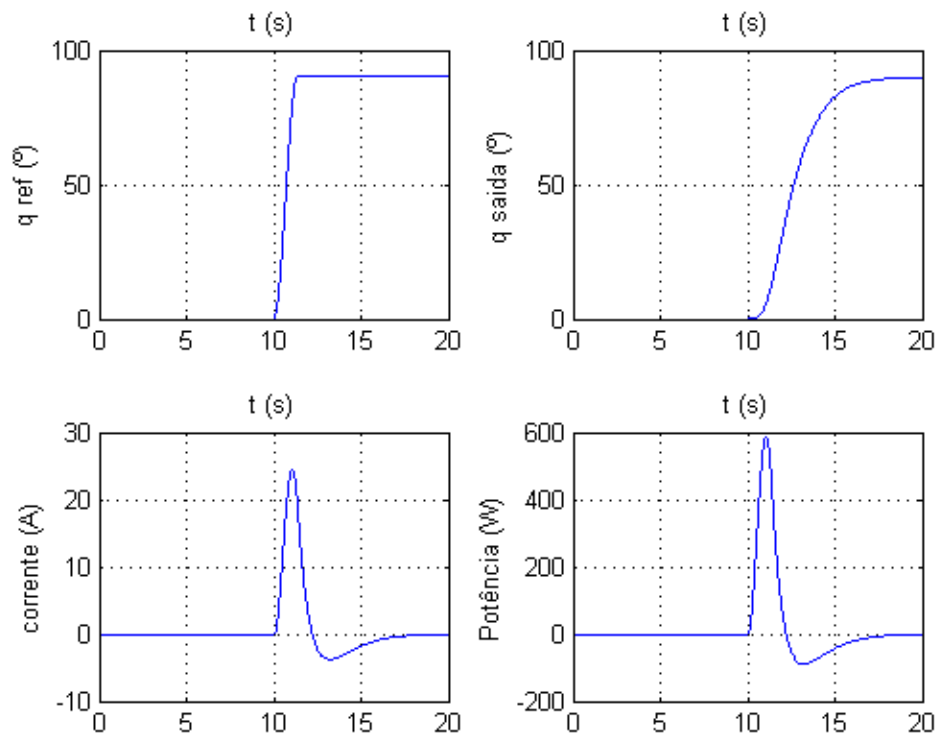


Figura 4.30: Valor da referência para a junta, saída da junta e corrente consumida pelo atuador de junta, para o caso com gerador de trajetórias

Tal como era de esperar, com o gerador de trajetórias verifica-se que o tempo de estabelecimento aumenta (cerca de 0.7 s). Porém, o pico de corrente exigido é bastante menor (24.4 A, face a 45.4 A, redução de cerca de 53.7%). Já ao nível da potência máxima consumida a diferença é de cerca de 46% (1090 W face a 586 W, respetivamente), mantendo-se idêntica a exatidão em ambos os casos.

Se for considerado que o veículo opera com recurso a baterias, para além de utilizar fusíveis para proteção, verifica-se que a opção a utilizar seria recorrer ao gerador de trajetória, já que se beneficia de uma diminuição da corrente e potência consumidas, tendo-se apenas um aumento de 0.7s no tempo de operação do mesmo.

Em todas as simulações apresentadas em capítulos posteriores onde o manipulador seja incluído será sempre utilizada a situação sem gerador de trajetórias, já que representa o pior caso, ou seja, o caso em que as forças, correntes, consumos e efeitos de acoplamento apresentam maior magnitude.

Capítulo 5

Controlo e Simulação do Sistema Global

5.1 Parametrização do sistema global

5.1.1 Necessidade da interligação dos modelos

A necessidade de se obter um modelo global, e não controlar os dois subsistemas de forma independente, advém do acoplamento dinâmico entre ambos. Qualquer movimento do manipulador produzirá forças/binários que são transferidos desde o *end-effector* do mesmo até ao centro de massa do sistema global. Para além disso, estas mesmas forças são ainda acentuadas pela existência de baixo atrito entre a embarcação e o meio de operação envolvente, que provoca movimentações do veículo marinho, face à sua posição de repouso. Tais efeitos podem implicar que o manipulador não alcance o objeto pretendido.

Tendo estas informações em conta, se for considerado o sistema global é possível impor estabilidade à embarcação, através de *feedforward* e controlar o manipulador para que se movimente até à posição do objeto a alcançar.

5.1.2 Implicações da interligação dos modelos individuais

Para que se consiga interligar os modelos individuais, algumas alterações tiveram que ser realizadas. Por exemplo, devido à movimentação do manipulador, foi necessário calcular continuamente o centro de massa do sistema global e o seu momento de inércia. Devido às variações destes parâmetros, verifica-se que as matrizes M_{RB} e C_{RB} têm que ser calculadas continuamente. Para além disso, também a ação de manobrar o manipulador induz movimentações na embarcação.

De seguida, serão expostos todos os cálculos necessários para que se obtenha o acoplamento dinâmico entre ambos os subsistemas.

5.1.2.1 Cálculo do centro de massa

Tal como previamente referido, o centro de massa do sistema global depende da disposição do manipulador e respetiva carga. Desta forma, considerou-se a embarcação, a base e segmento

do manipulador, bem como a carga acoplada como um conjunto de cargas pontuais, com as coordenadas dos seus centros de massas, devidamente associadas. Assim, resta apenas realizar uma média pesada pela massa das cargas em cada um dos eixos de coordenadas (x, y, z) , para que se obtenha o novo centro de massa (expressão 5.1).

$$r_g = \sum \frac{m_i r_i}{m_i} \quad (5.1)$$

Acima, r_g representa as coordenadas do novo centro de massa, r_i as coordenadas associadas às respetivas massas e m_i as massa dessas cargas pontuais. Para além disso, é necessário ter em conta que as coordenadas no referencial global variam com a rotação nos diferentes eixos. Posto isto, chega-se às formulas apresentadas na expressão seguinte:

$$\left\{ \begin{array}{l} r_{gx} = \frac{loc_{emb\ x} m_{emb} + loc_{map\ x} m_{map\ base} + (loc_{map\ x} + a1_{map} \frac{\cos(q)}{2}) m_{a1\ map}}{m_{carga} + m_{a1\ map} + m_{emb} + m_{map\ base}} |cos(\theta)| \\ + \frac{(loc_{map\ x} + a1_{map} \cos(q)) m_{carga}}{m_{carga} + m_{a1\ map} + m_{emb} + m_{map\ base}} |cos(\theta)| \\ r_{gy} = \frac{loc_{emb\ y} m_{emb} + loc_{map\ y} m_{map\ base} + (loc_{map\ y} + a1_{map} \frac{\sin(q)}{2}) m_{a1\ map}}{m_{carga} + m_{a1\ map} + m_{emb} + m_{map\ base}} |cos(\phi)| \\ + \frac{(loc_{map\ y} + a1_{map} \sin(q)) m_{carga}}{m_{carga} + m_{a1\ map} + m_{emb} + m_{map\ base}} |cos(\phi)| \\ r_{gz} = \frac{loc_{emb\ z} m_{emb} + loc_{map\ z} (m_{map\ base} + m_{a1\ map} + m_{carga})}{m_{carga} + m_{a1\ map} + m_{emb} + m_{map\ base}} |cos(\phi)| |cos(\theta)| \end{array} \right. \quad (5.2)$$

onde m_{emb} representa a massa da embarcação, $m_{map\ base}$ a massa da base do manipulador, $m_{a1\ map}$ a massa do segmento do manipulador e m_{carga} a massa da carga elevada. Já loc_{emb} é um vetor-coluna $\in R^{3 \times 1}$, preenchido totalmente com zeros, já que representa a origem do referencial móvel da embarcação, colocado no local admitido como centro de massa da mesma.

5.1.2.2 Cálculo do momento de inércia

Com a alteração do centro de massa do sistema global, também o momento de inércia se altera, já que o referencial em torno do qual ocorre a rotação muda. Para lidar com isto, recorreu-se ao teorema de Steiner, (ou teorema dos eixos paralelos 5.3).

$$I_{eixo\ final} = I_{eixo\ inicial} + m r^2 \quad (5.3)$$

Neste, o momento de inercia no novo eixo (paralelo ao inicial) é obtido à custa do momento de inércia no eixo anterior, o qual é somado à multiplicação da massa do objeto que se pretende rodar (sistema global) pelo quadrado da distância entre os respetivos eixos.

Assim, como exemplo, para o momento de inercia sobre o eixo do x , a distância será obtida através da expressão 5.4.

$$r_x = \sqrt{rg_y^2 + rg_z^2} \quad (5.4)$$

Relativamente à distância nas restantes coordenadas, as mesmas podem ser obtidas de forma análoga.

5.1.2.3 Estimação das forças exercidas pelo manipulador na embarcação

Fazendo uso da expressão 3.48, é possível estimar as forças exercidas no *end-effector* do manipulador, tal como anteriormente referido. Contudo, uma vez que o jacobiano não é uma matriz quadrada, foi necessário calcular a sua inversa, recorrendo à matriz pseudo-inversa (apresentada em [27]). Para além disso, o binário fornecido pelo atuador de junta (motor elétrico) foi obtido através da multiplicação da corrente consumida pela respetiva constante de binário.

Tendo-se obtido as forças e binários exercidos no *end-effector* do manipulador, é necessário projetar estas no referencial da embarcação. Visto que a orientação dos referenciais da embarcação e base do manipulador são já coincidente, verifica-se que a matriz de rotação para transformar as forças e binários nos diferentes referenciais é simplesmente a matriz identidade (5.5).

$$R = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (5.5)$$

Considerando que as forças/binários exercidas pelo manipulador na embarcação são referentes ao centro de massa do sistema global, e visto que a base do manipulador se encontra a uma distância do centro de massa do sistema global, as forças aplicadas exercem também binários na embarcação. Desta forma, é imperativo calcular o "braço" para cada binário causado por uma força. Para tal, recorreu-se ao conjunto de expressões 5.6 a 5.8.

$$r_x = d_{verd} \cdot \cos(\alpha_2) \cdot \sin(\alpha_1) \quad (5.6)$$

$$r_y = d_{verd} \cdot \cos(\alpha_2) \cdot \cos(\alpha_1) \quad (5.7)$$

$$r_z = d_{verd} \cdot \cos(\alpha_2) \quad (5.8)$$

onde

$$\begin{aligned}
 d_{verd} &= \sqrt{(d^2 + dz^2)} \\
 \alpha_1 &= \text{atan2}(dy, dx) \\
 \alpha_2 &= \text{atan2}(dz, d) \\
 d_x &= | \text{loc map}_x - X_c | \\
 d_y &= | \text{loc map}_y - Y_c | \\
 d_z &= | \text{loc map}_z - Z_c | \\
 d &= \sqrt{(d_x^2 + d_y^2)}
 \end{aligned} \tag{5.9}$$

Este conjunto de expressões possui: loc map_i que representa as coordenadas de localização do manipulador face ao referencial da embarcação, enquanto que (X_c, Y_c, Z_c) , representam as coordenadas do centro de massa do sistema completo previamente calculado. Conhecendo os binários produzidos pelo manipulador, basta somar os binários produzidos pelas forças que não são aplicadas diretamente no centro de massa do sistema global. Para isso é necessário multiplicar as forças em x, y, z pelos respetivos braços anteriormente calculados obtendo-se assim as forças externas a adicionar ao subsistema embarcação:

$$\tau_{\text{externo}} = \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z + g m_{\text{map base}} \\ \tau_\phi - F_z r_z \sin(q) \\ \tau_\theta - (g m_{\text{map base}} + F_z \cos(q)) r_z \\ \tau_z - F_x r_x \text{sign}(rg_y) + F_y r_y \text{sign}(rg_x) \end{bmatrix} \tag{5.10}$$

onde q representa o ângulo (em radianos) da junta do manipulador e g o valor da aceleração de gravidade (9.81 m/s^2).

De seguida foram realizadas duas simulações por forma a validar o comportamento do sistema global para duas poses iniciais diferentes ao nível do manipulador, sem qualquer atuação do manipulador ou propulsores.

Definindo a orientação inicial do manipulador para a proa do veículo, o valor das variáveis de estado da embarcação encontram-se representados nas figuras 5.1 e 5.2. Adicionalmente, o valor das forças/binários causadas pelo manipulador encontram-se na figura 5.3.

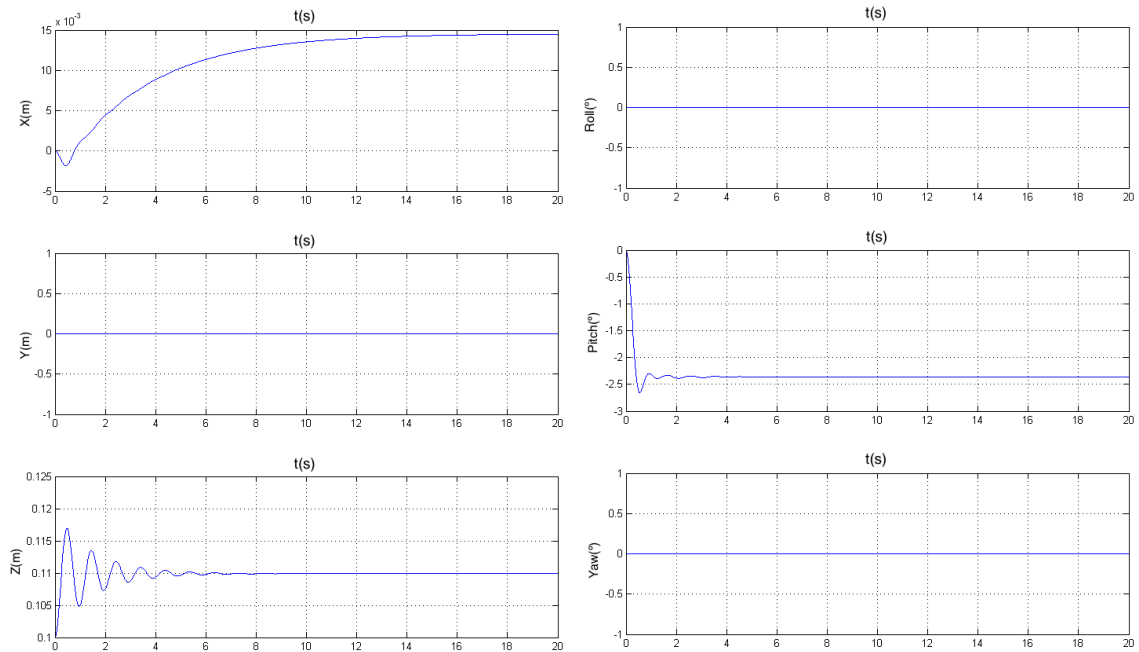


Figura 5.1: Valor das variáveis de estado η , quando o manipulador se encontra orientado para a proa da embarcação

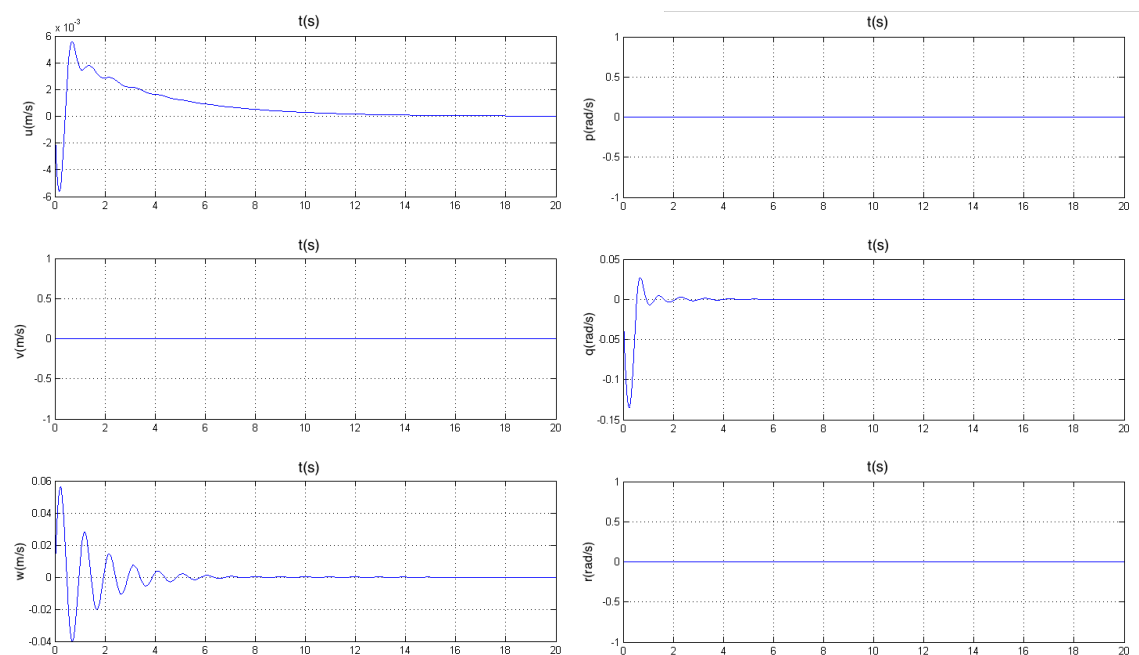


Figura 5.2: Valor das variáveis de estado v , quando o manipulador se encontra orientado para a proa da embarcação

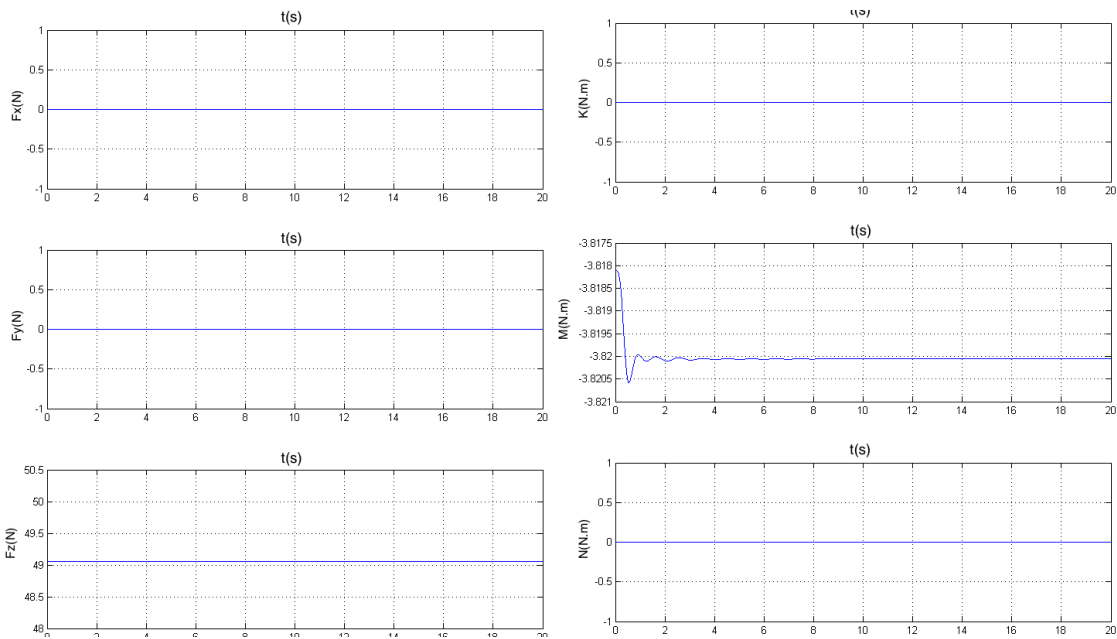


Figura 5.3: Valor das forças e binários externos, exercidos pelo manipulador quando orientado para a proa da embarcação

Analisando que a condição inicial em z é menor do que o afundamento necessário para que a força de flutuação compense o peso do sistema global, verifica-se a subida do valor da variável até ao valor de equilíbrio neste eixo (0.11 cm) 1 cm acima do valor na ausência do manipulador.

O ângulo em *pitch* não é nulo devido à orientação do manipulador, para a proa da embarcação. Em x , pode-se verificar que existe uma movimentação mínima, devido aos efeitos cruzados que as variáveis z e *pitch* induzem nesta.

Se for, no entanto, considerada uma orientação inicial do manipulador para bombordo, obtêm-se os resultados expostos nas figuras 5.4 a 5.6.

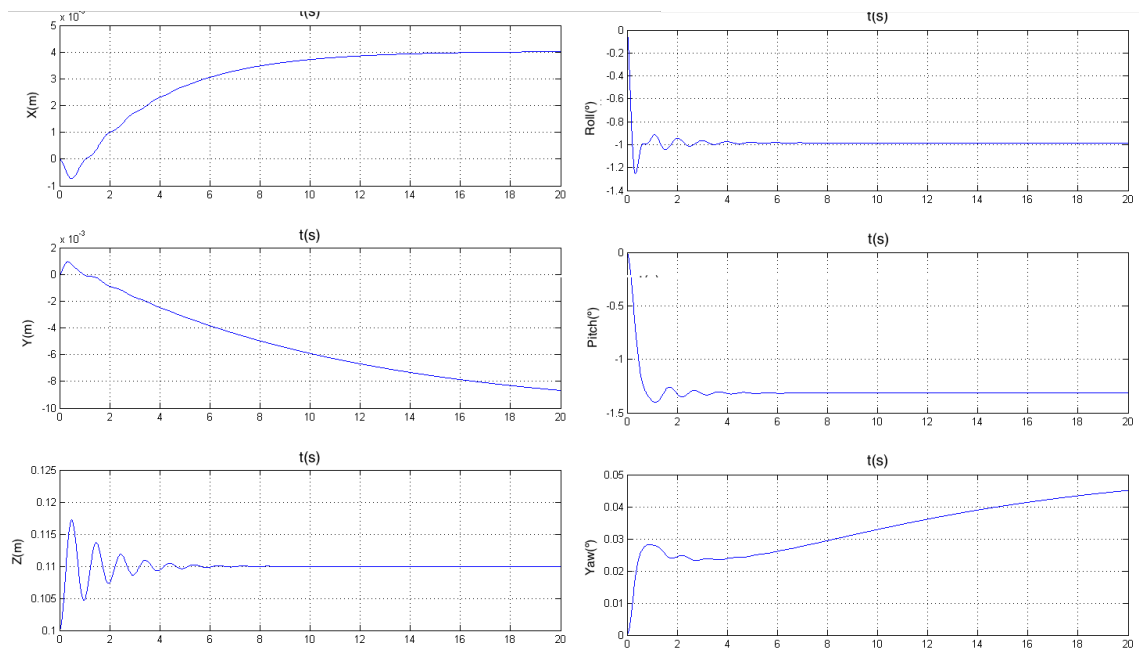


Figura 5.4: Valor das variáveis de estado η , quando o manipulador se encontra orientado para bombordo da embarcação

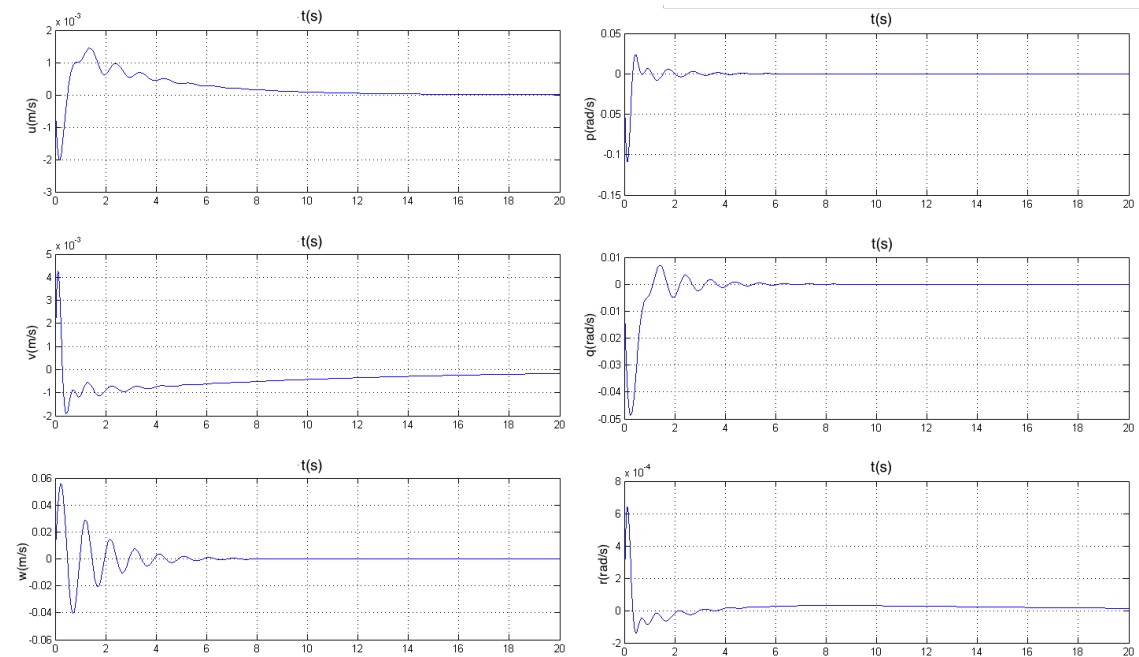


Figura 5.5: Valor das variáveis de estado v , quando o manipulador se encontra orientado para bombordo da embarcação

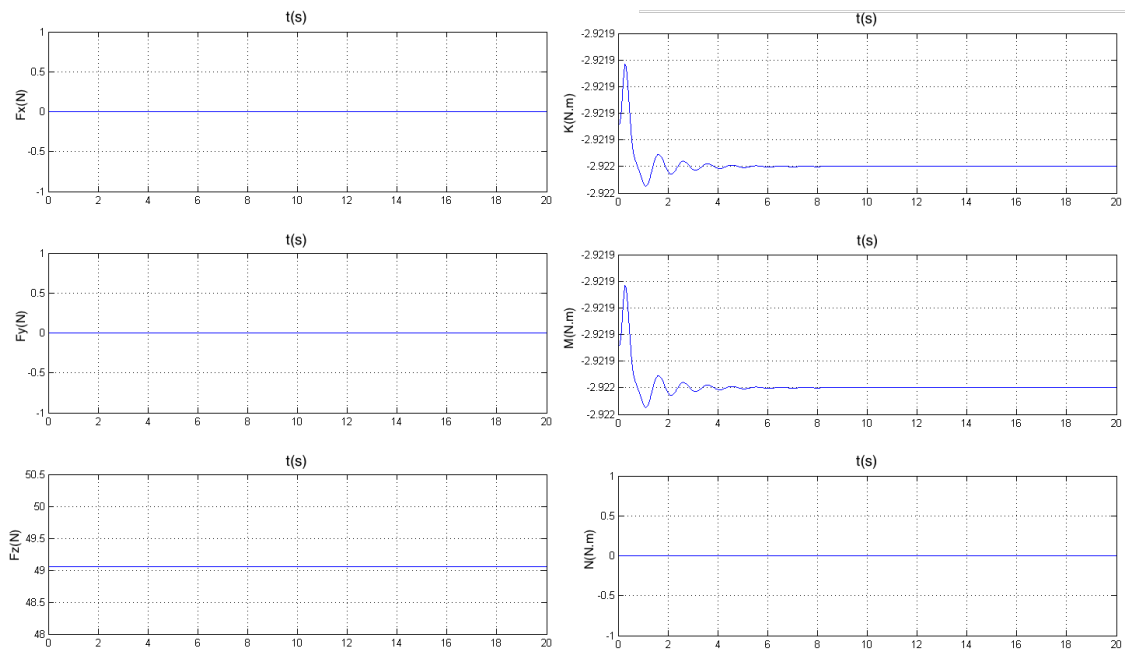


Figura 5.6: Valor das forças e binários externos, exercidos pelo manipulador quando orientado para bombordo

Verifica-se agora que existe um aumento no ângulo de *roll*, devido à orientação atual do segmento do manipulador. Contudo, um ângulo não nulo manteve-se em *pitch*, devido à localização assumida para a base do manipulador (secção 4.3.1). Para além disso, o movimento em *z* mantém-se já que a massa do sistema global não mudou. As ligeiras movimentações em *x*, devem-se aos mesmos fatores referidos para o primeiro exemplo. No entanto, existe também agora a existência de ligeiros efeitos cruzados em *y* e *yaw*, devido à movimentação em *roll*.

5.1.3 Metodologias para redução dos efeitos de acoplamento entre subsistemas

5.1.3.1 Quantificação dos efeitos cruzados causados pela movimentação do manipulador

Por forma a analisar os efeitos de acoplamento entre o manipulador e embarcação, devido ao manuseamento do manipulador, foram realizadas duas experiências. A primeira consistiu na movimentação do manipulador para bombordo aos 10 s (figuras 5.7 a 5.9), enquanto que a segunda consiste na movimentação do mesmo para estibordo também aos 10 s (figuras 5.10 a 5.12), todas elas sem qualquer atuação dos propulsores.

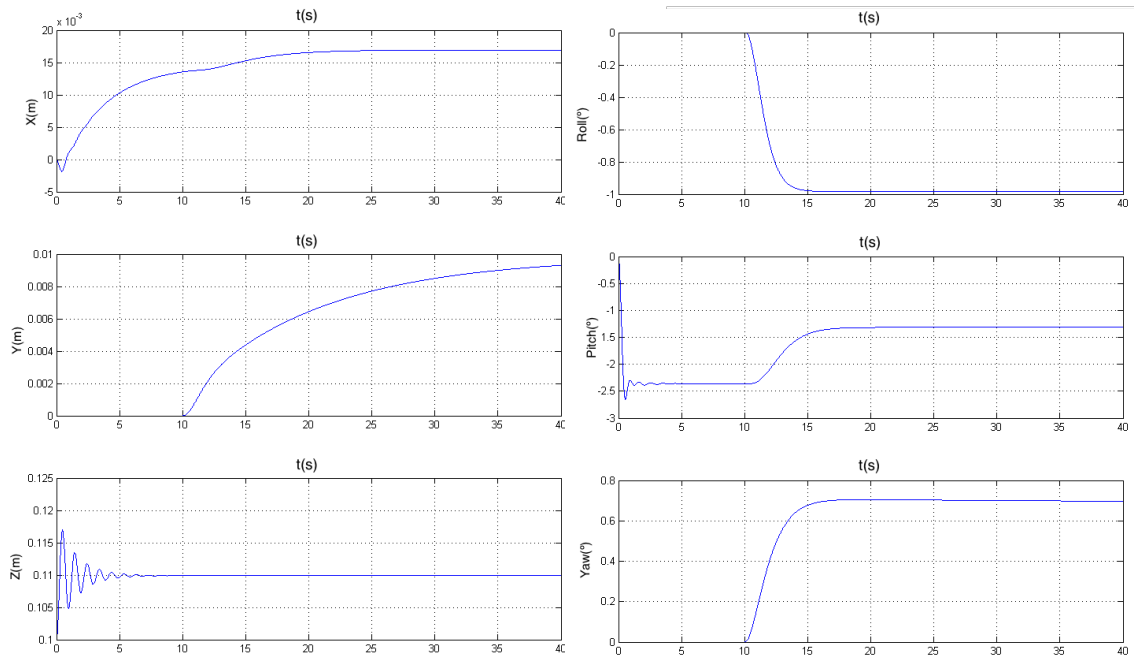


Figura 5.7: Valor das variáveis de estado η , com movimentação do manipulador para bombordo

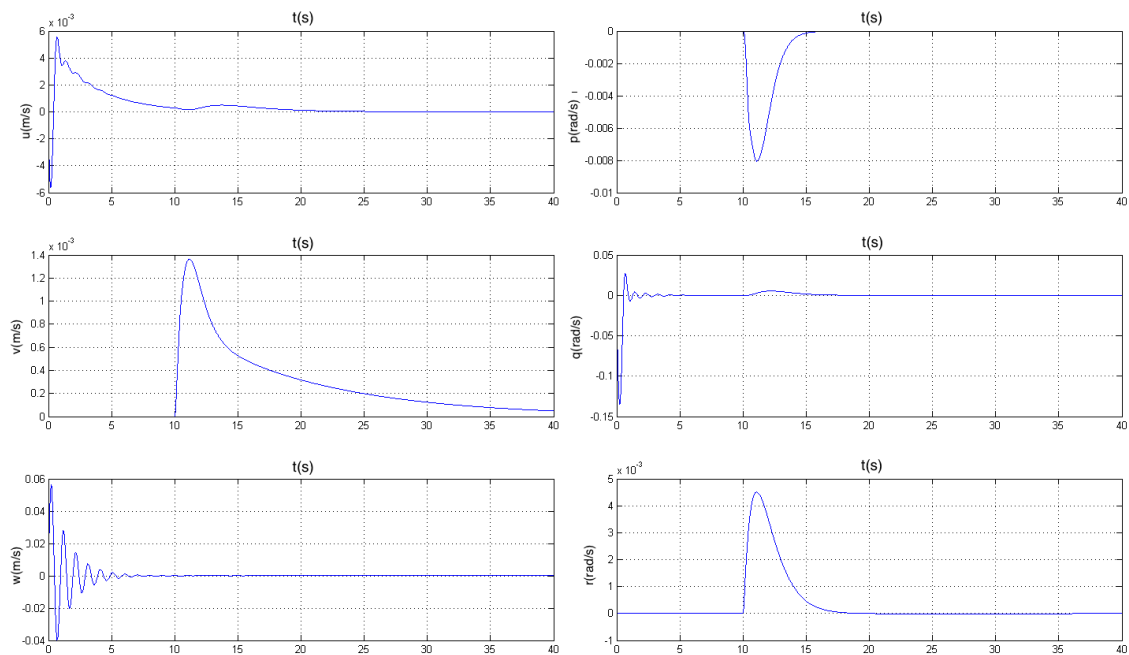


Figura 5.8: Valor das variáveis de estado v , com movimentação do manipulador para bombordo

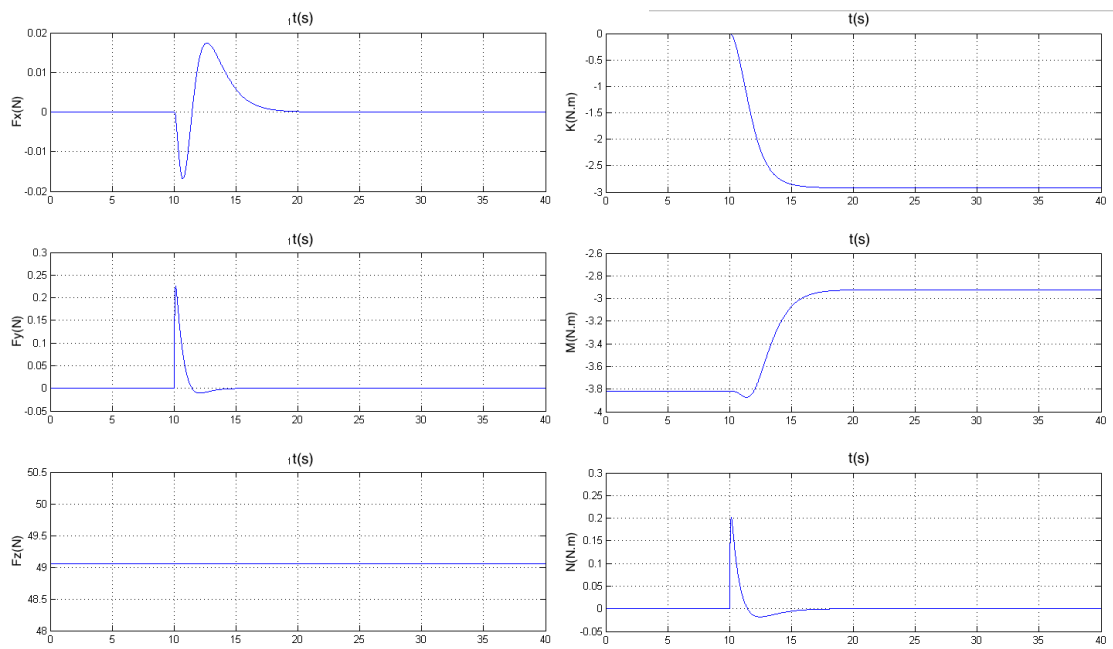


Figura 5.9: Valor das forças e binários exercidos na embarcação, com movimentação do manipulador para bombordo

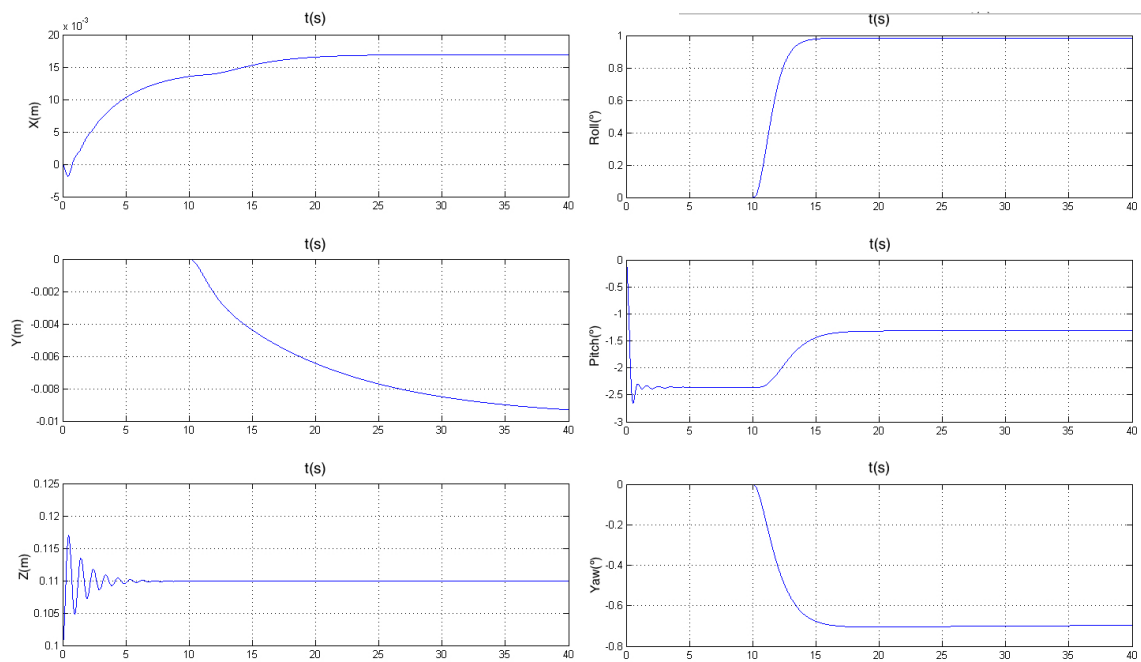


Figura 5.10: Valor das variáveis de estado η , com movimentação do manipulador para estibordo

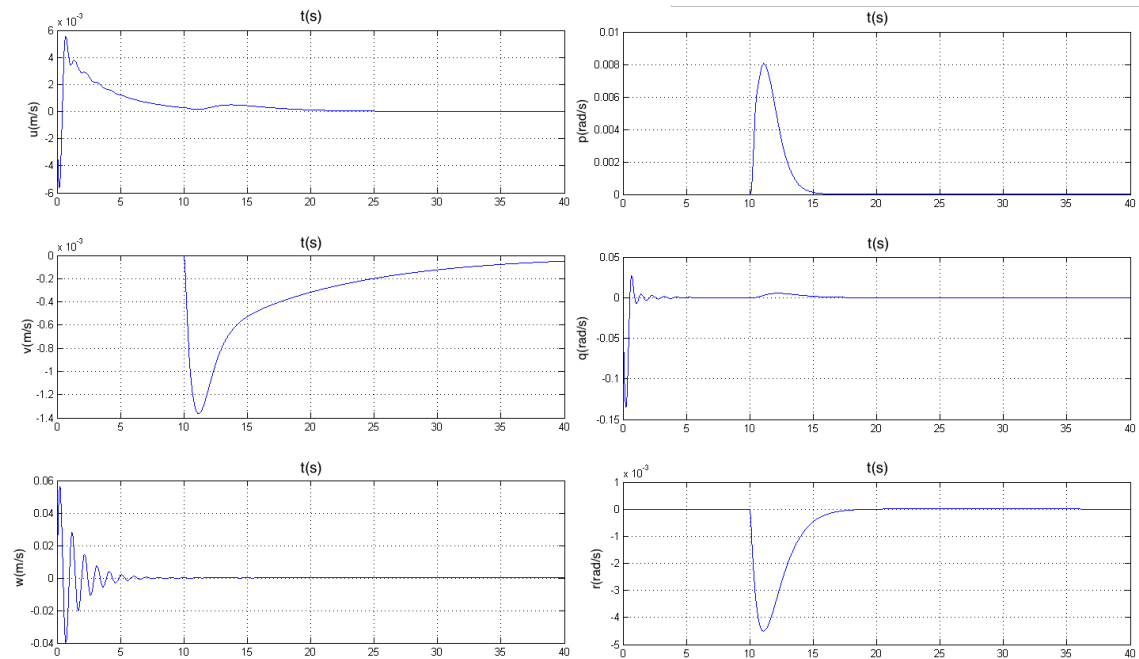


Figura 5.11: Valor das variáveis de estado v , com movimentação do manipulador para estibordo

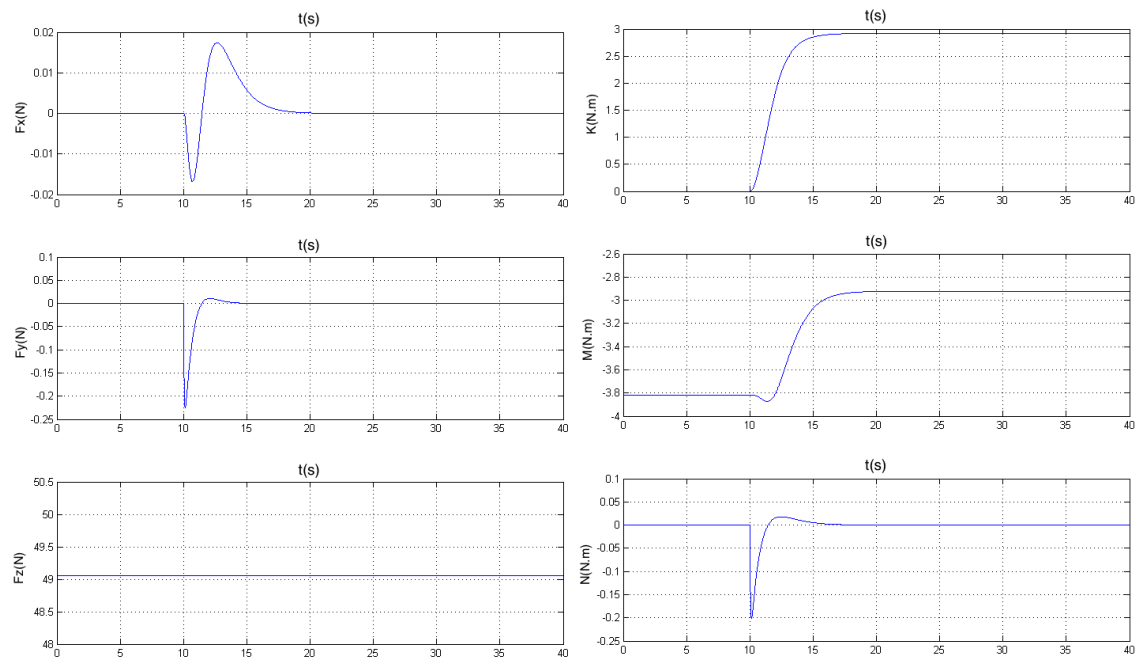


Figura 5.12: Valor das forças e binários exercidos na embarcação, com movimentação do manipulador para estibordo

Com estes resultados verifica-se que, quando o manipulador se movimenta para bombordo, a embarcação roda no sentido oposto em *yaw* (sentido positivo). Para além disso, o manipulador começa agora a exercer um binário que obriga à rotação da embarcação no sentido negativo de *roll*. Por último, como a base do manipulador continua com o *offset* referido na secção 4.3.1,

verifica-se que, apesar de diminuição, a rotação no sentido negativo de *pitch* da embarcação, não se anula.

Uma analogia semelhante pode ser realizada com a movimentação do manipulador para estibordo, sendo a única diferença que a embarcação roda agora no sentido negativo em *yaw*. Já a rotação em *roll* ocorre no sentido positivo, pois o manipulador rodou para estibordo (sentido positivo de *yaw*).

Retira-se dos resultados obtidos nas figuras anteriores que é vantajoso utilizar uma metodologia para minimizar os efeitos de acoplamento expostos.

5.1.3.2 Controlo independente dos subsistemas

Para lidar com os efeitos de acoplamento anteriormente referidos há a possibilidade de gerar as devidas referências para o manipulador, por forma a que o *end-effector* do mesmo alcance o objeto desejado, enquanto que as referências utilizadas para o veículo têm como intuito manter manter a posição atual. Os resultados produzidos por esta metodologia podem ser observados nas figuras 5.13 a 5.16. Novamente, as mudanças de referência apenas ocorrem aos 10 s.

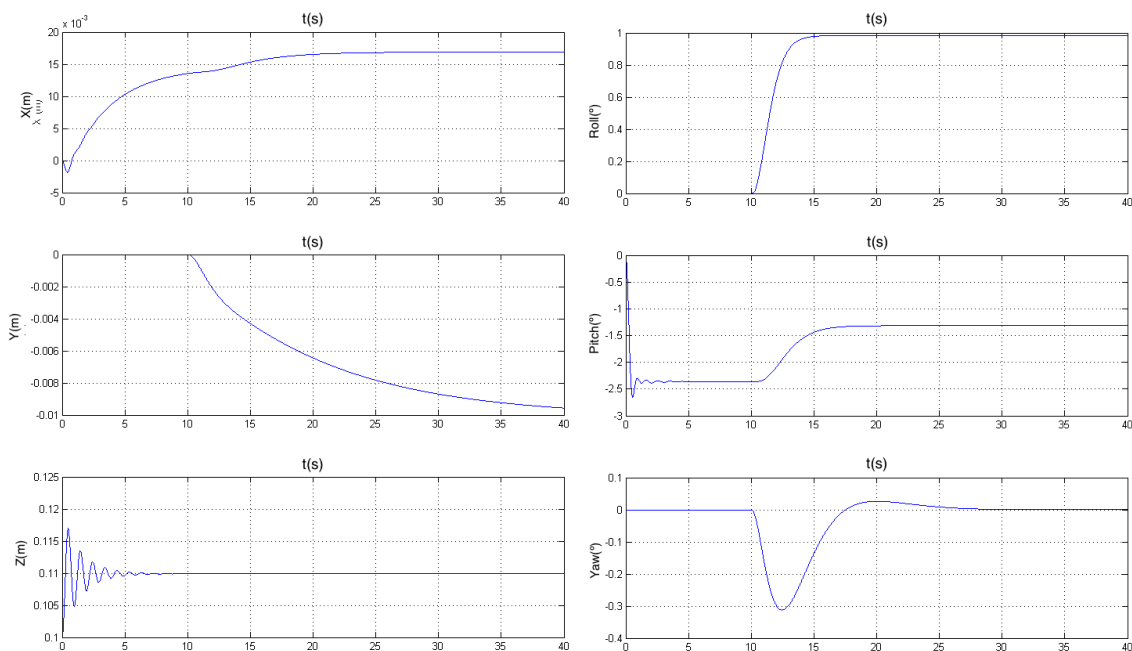


Figura 5.13: Valor das variáveis de estado η , para o caso de controlo independente dos subsistemas

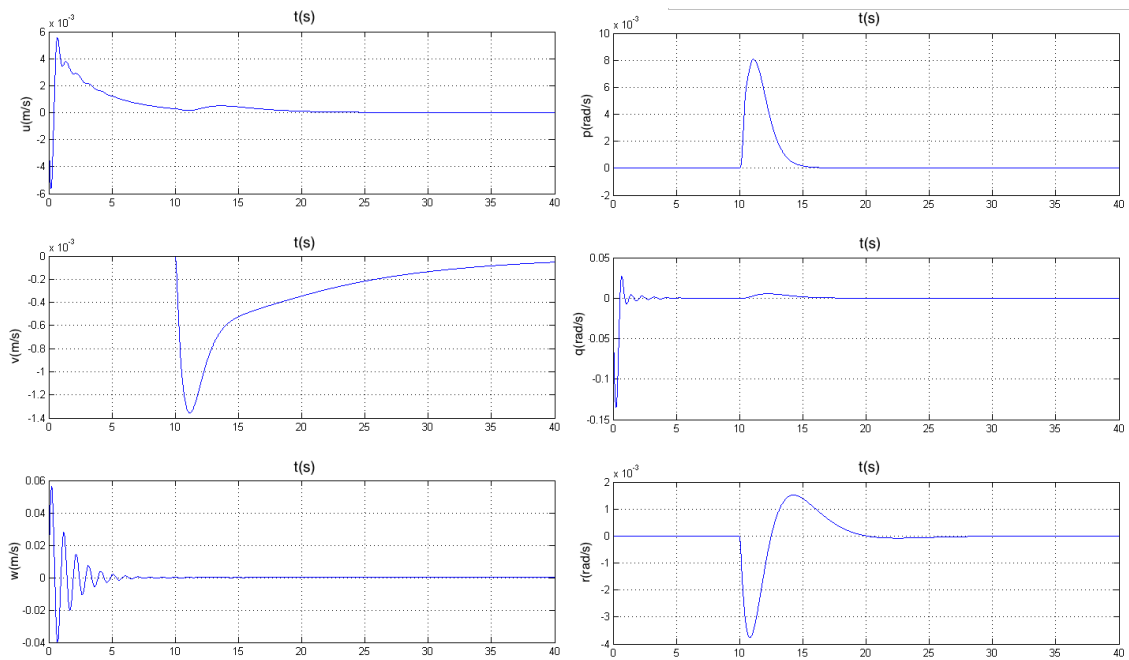


Figura 5.14: Valor das variáveis de estado v , para o caso de controlo independente dos subsistemas

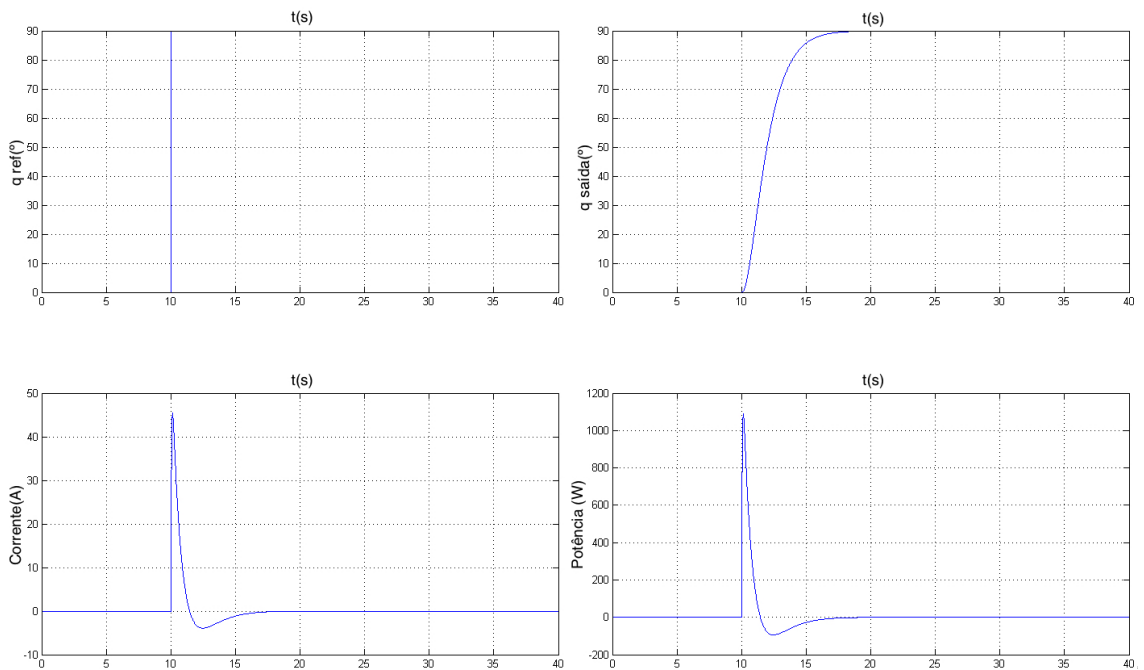


Figura 5.15: Valor da posição, corrente e potência desejadas/consumidas pelo manipulador, para o caso de controlo independente dos subsistemas

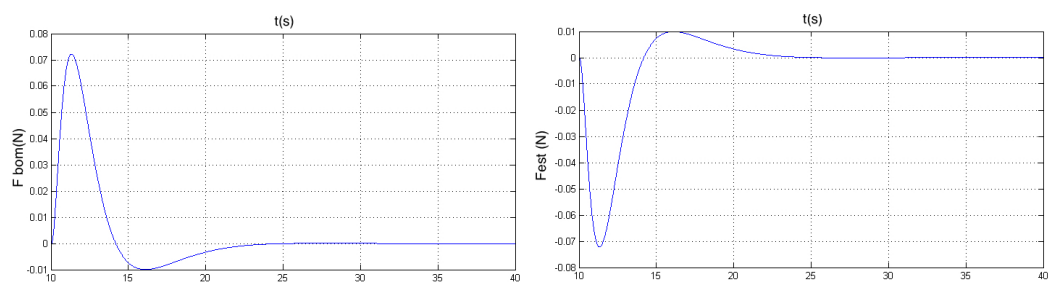


Figura 5.16: Valor das forças geradas pelos propulsores da embarcação para o caso de controlo independente dos subsistemas

Para este teste, o manipulador recebeu ordem para rodar para estibordo, enquanto a embarcação recebeu as referências adequadas para que se mantivesse imóvel ($x = 0$ m, $y = 0$ m e $\psi = 0^\circ$), já que estes valores correspondem à sua configuração inicial.

Analisando a figura 5.13, verifica-se que o ângulo *yaw* da embarcação foi totalmente corrigido, apesar da sua posição (x, y) ser apenas aproximada do pretendido. Daqui, retira-se que o valor máximo de rotação em *yaw* foi reduzida em cerca de 57% face a quando não existe qualquer compensação por parte do controlador da embarcação.

5.1.3.3 Antecipação das forças exercidas pela base do manipulador na embarcação

Relativamente ao método referido no artigo [5] e explicitado na secção 3.3.1, algumas modificações são necessárias. Em primeiro lugar, a matriz R não poderá ser calculada *offline*, já que os "braços" de alguns binários dependem dos ângulos de rotação da embarcação (ϕ e θ), para além do centro de massa do sistema global variar. Adicionalmente, as dimensões da matriz mudam, já que o número de propulsores disponíveis no veículo é diferente.

Fazendo uso da matriz de mapeamento dos propulsores para o centro de massa desenvolvido na secção 4.1.5 e procedendo às respetivas alterações necessárias, obtém-se a matriz R :

$$R = \begin{bmatrix} 1 & 1 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ d_z & d_z \\ d_{y\text{ bom}} & d_{y\text{ est}} \end{bmatrix} \quad (5.11)$$

onde

$$\begin{aligned} d_{y\text{ bom}} &= -(-loc_{prop\ y} - loc_{map\ y}) |\cos(\phi)| \\ d_{y\text{ est}} &= -(loc_{prop\ y} - -loc_{map\ y}) |\cos(\phi)| \\ d_z &= (loc_{prop\ z} - loc_{map\ z}) |\cos(\phi)| |\cos(\theta)| \end{aligned} \quad (5.12)$$

Deste modo, e invertendo a matriz R anterior (através da sua pseudo-inversa [27], já que a matriz não é quadrada) chegar-se ao resultado desejado. Os resultados obtidos com esta metodologia encontram-se apresentados nas figuras 5.17 a 5.20. Onde novamente, a mudança de referência ocorre aos 10 s.

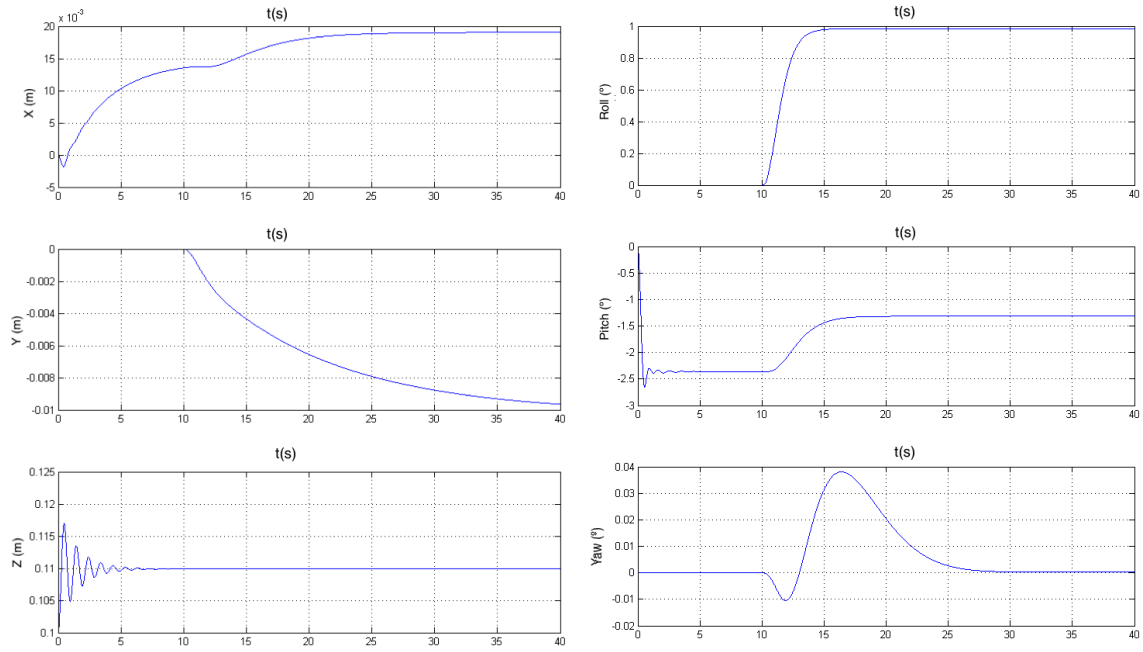


Figura 5.17: Valor das variáveis de estado η , para o caso de controlo combinado dos subsistemas

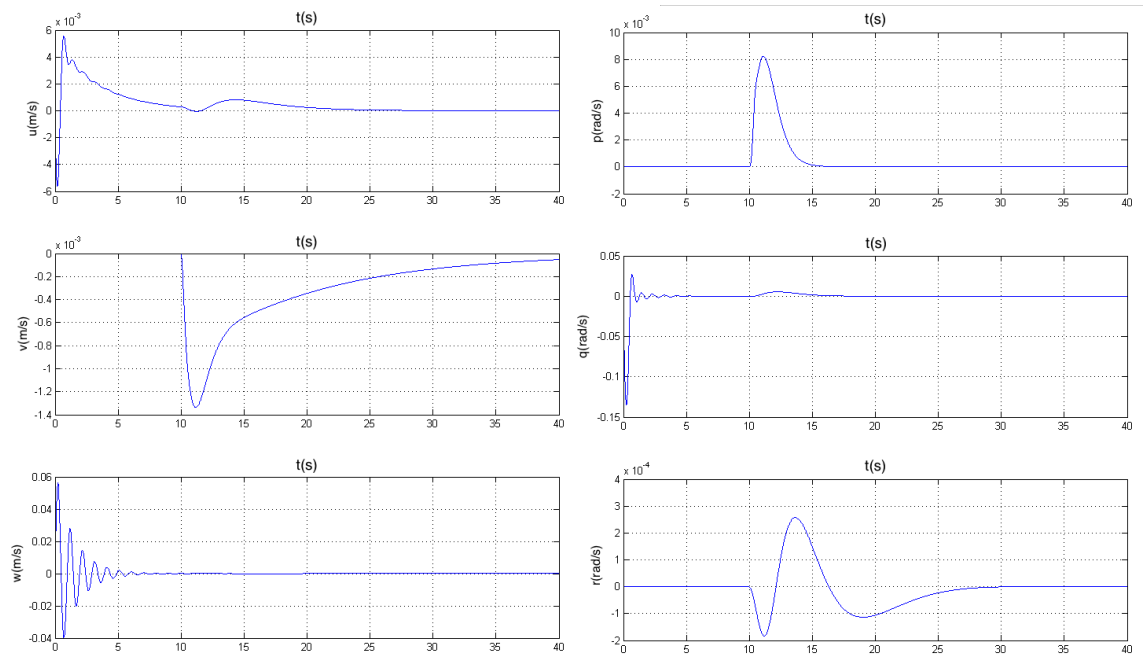


Figura 5.18: Valor das variáveis de estado v , para o caso de controlo combinado dos subsistemas

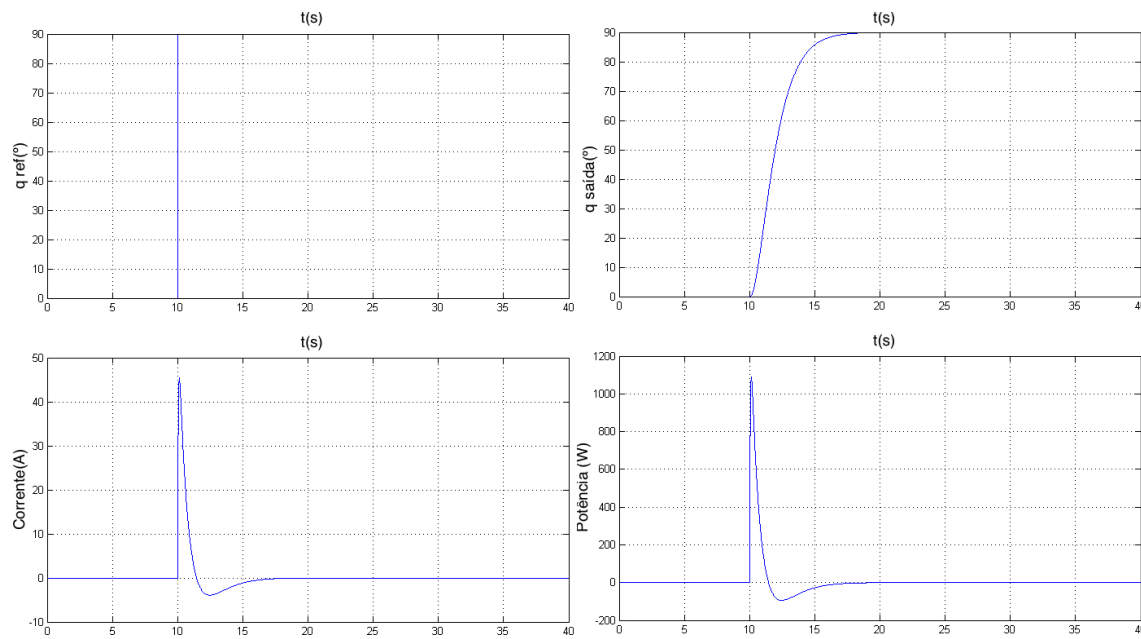


Figura 5.19: Valor da posição, corrente e potência desejadas/consumidas pelo manipulador, para o caso de controlo combinado dos subsistemas

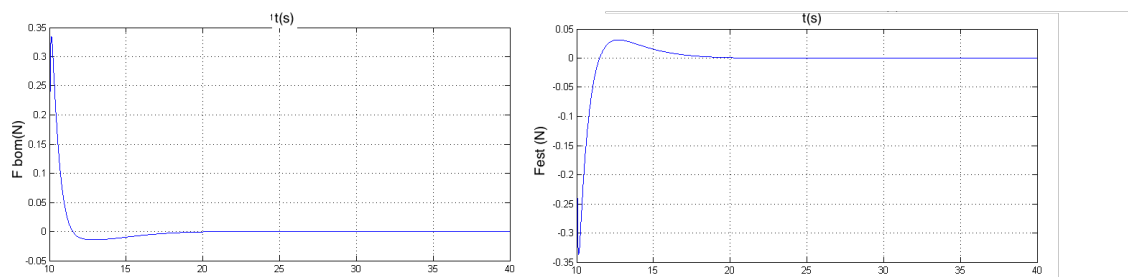


Figura 5.20: Valor das forças geradas pelos propulsores da embarcação para o caso de controlo combinado dos subsistemas

Pela análise das figuras, pode-se verificar um aumento (de cerca de 15%) no erro na variável x , enquanto que o erro máximo em yaw foi reduzido em cerca de 90%, face à metodologia anterior. Contudo, ao nível das forças exercidas pelos propulsores, verifica-se que as mesmas foram cerca de 80% superiores.

5.2 Estratégia de controlo combinada

5.2.1 Alteração da rotação da embarcação devido à movimentação do manipulador

Na estratégia de controlo a desenvolver decidiu-se incluir a alterar da rotação a solicitar à embarcação tendo em conta a magnitude e sentido de rotação solicitado ao manipulador. Para isso, foram realizadas rotações do manipulador para o intervalo de ângulos $[0, \pi/2]$ sem qualquer atuação dos propulsores do veículo, possibilitando a associação dos mesmos às respetivas rotações

induzidas no veículo. A função linear que melhor aproxima esta relação encontra-se representada na figura 5.21.

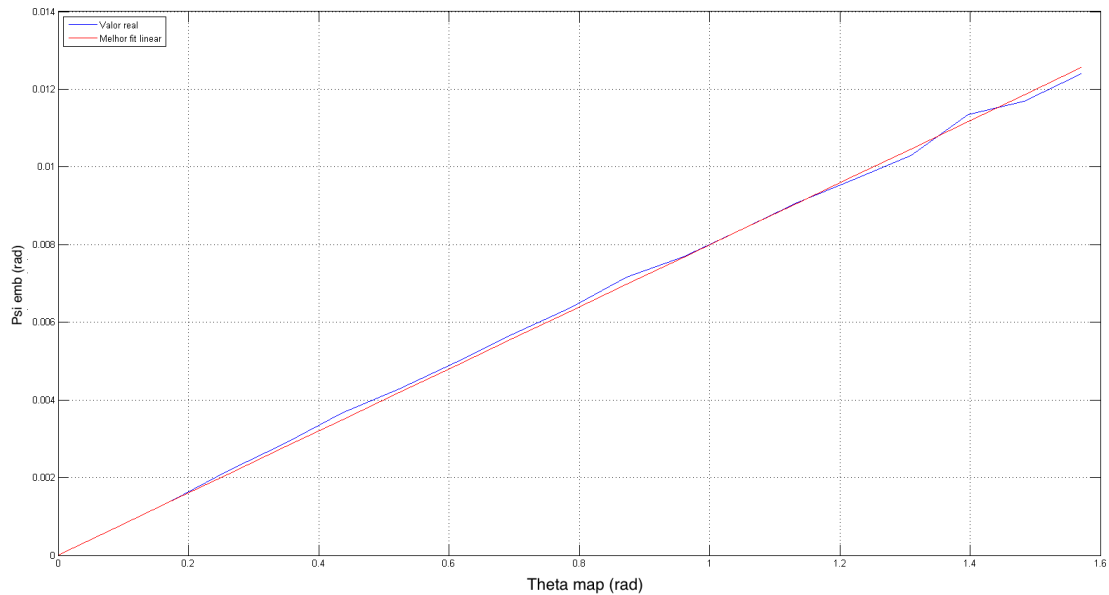


Figura 5.21: Relação entre rotação do manipulador e rotação induzida na embarcação

O declive da reta é de 0.0079, porém, caso a rotação do manipulador ocorra no sentido contrário, dos valores apresentados como abcissas na figura 5.21, pode-se continuar a utilizar a mesma magnitude, apenas afetada pelo sinal inverso. Para este cálculo, obteve-se a expressão 5.13, que permite obter o incremento com sinal da rotação a solicitar à embarcação, tendo em consideração os efeitos de acoplamento.

$$\psi_{acop} = declive \cdot \theta_{map} \quad (5.13)$$

onde o declive toma o valor anteriormente referido e θ_{map} representa o valor da rotação do manipulador. Para além disso, na figura 5.22 encontra-se uma comparação entre a rotação a solicitar à embarcação, usando os valores reais e a função que aproxima os mesmos.

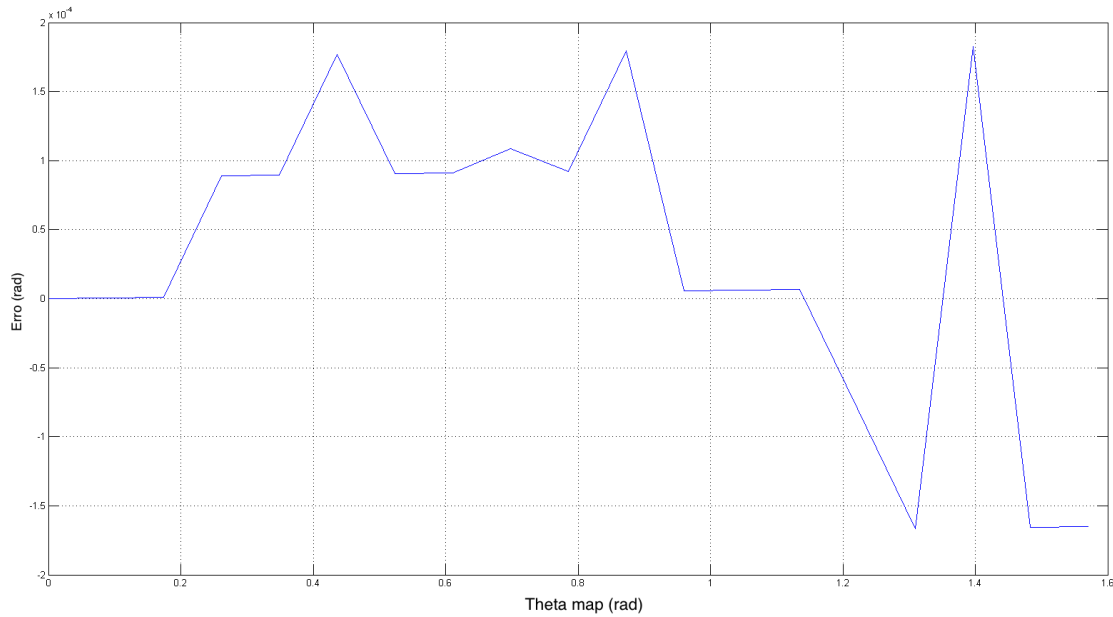


Figura 5.22: Diferença entre rotação a solicitar à embarcação através de dados reais e função linear aproximada

Tal como se pode verificar na figura anterior, o maior erro ($1.8 \cdot 10^{-4}$ rad) ocorre para uma solicitação de orientação de 1.4 radianos (aproximadamente 80°) ao nível do manipulador.

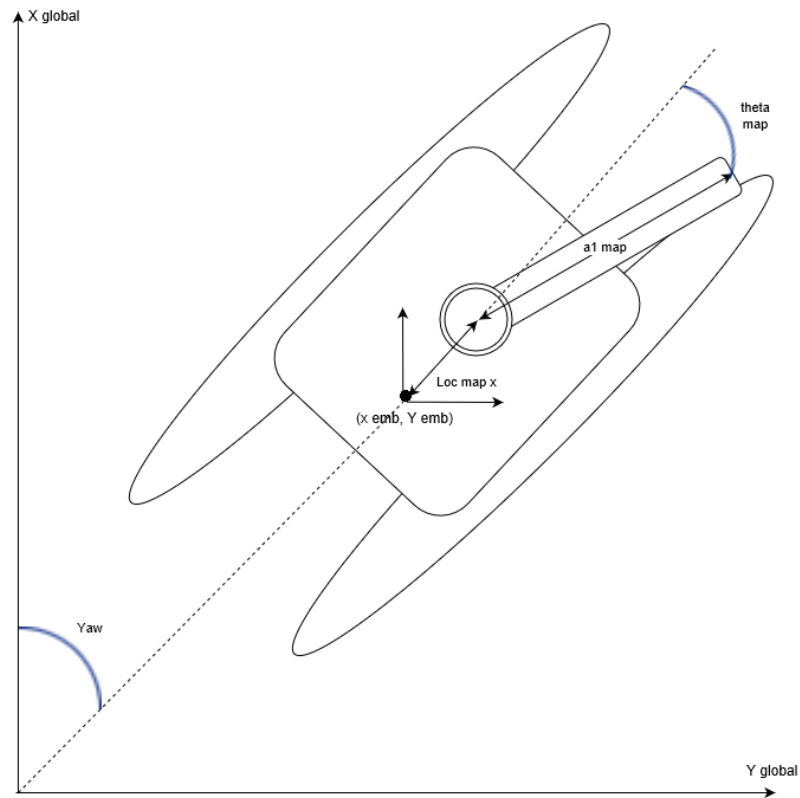
5.2.2 Exploração do aumento do volume de trabalho

Ao desenvolver o sistema global, não só se diminui a diferença entre o número de estados do sistema e o número de entradas do mesmo, como também é possível aumentar o seu volume de trabalho. Desta maneira, a existência de um *offset* na localização do manipulador pode ser considerada como a adição de um segmento ao manipulador com atuador rotativo, que consiste na variação do ângulo *yaw* da embarcação. Juntando a este a atuação em modo comum dos propulsores do veículo, é possível adicionar ainda uma junta prismática ao manipulador.

Em conformidade com o explicado, nas secções seguintes encontram-se detalhadas as equações necessárias à obtenção dos ângulos de referência para o manipulador e embarcação (*yaw*), bem como do seu deslocamento linear, para que seja alcançada a posição/objeto desejada/o. Será também apresentada a sequência de ações implementada, tal como a cinemática direta (para se poder observar a posição global do *end-effector*).

5.2.2.1 Cinemática direta do *end-effector* do manipulador

Antes de se aumentar o número de *DOF* do "manipulador", é necessário obter a localização global do *end-effector* do mesmo. Tal relação encontra-se na expressão 5.14.

Figura 5.23: Vista do plano xy do sistema global

$$\begin{cases} x_{c \text{ global}} = x_{emb \text{ global}} + loc_{map \ x} \cos(\psi) + a1_{map} \sin\left(\frac{\pi}{2} - \psi - \theta_{map}\right) \\ y_{c \text{ global}} = y_{emb \text{ global}} + loc_{map \ x} \sin(\psi) + a1_{map} \cos\left(\frac{\pi}{2} - \psi - \theta_{map}\right) \end{cases} \quad (5.14)$$

5.2.2.2 Inclusão de uma junta rotativa e uma prismática no modelo do manipulador

Entrando em consideração com a possibilidade de orientação e deslocamento linear da embarcação, é possível chegar-se à expressão 5.15, através da análise da figura 5.24.

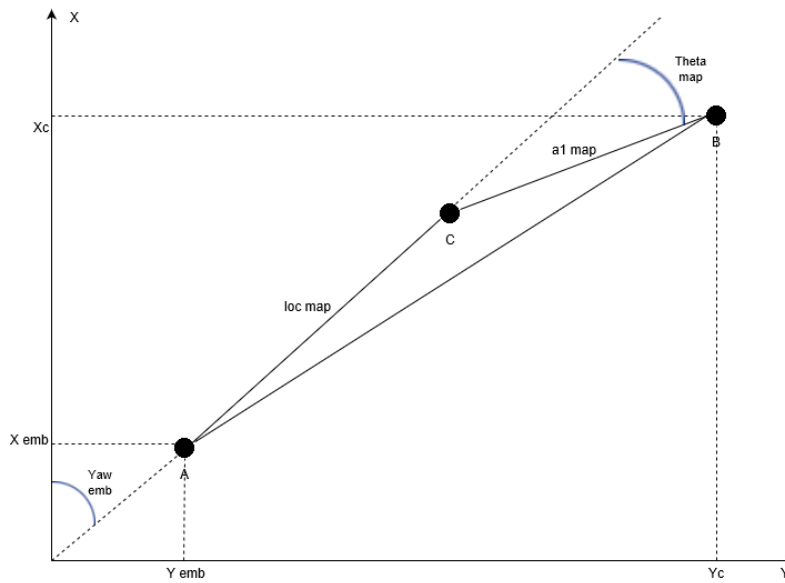


Figura 5.24: Relações geométricas para o caso de duas juntas rotativas e uma prismática

$$\left\{ \begin{array}{l} \theta_{map} = \pi - \arccos\left(\frac{a1_{map}^2 + loc_{map}^2 x - \sqrt{(x_c - x_{emb\ atual})^2 + (y_c - y_{emb\ atual})^2}}{2 a1_{map} loc_{map} x}\right) \\ \psi = \frac{\pi}{2} - \text{atan2}(x_c - x_{emb\ atual}, y_c - y_{emb\ atual}) - \\ \arccos\left(\frac{-a1_{map}^2 + loc_{map}^2 x + \sqrt{(x_c - x_{emb\ atual})^2 + (y_c - y_{emb\ atual})^2}}{2 \sqrt{(x_c - x_{emb\ atual})^2 + (y_c - y_{emb\ atual})^2} loc_{map} x}\right) + \psi_{acop} \end{array} \right. \quad (5.15)$$

onde x_c e y_c representam as coordenadas do ponto destino para o manipulador segundo o eixo x e y , respetivamente, enquanto ψ_{acop} representa a influência da movimentação do manipulador, na rotação da embarcação (expressão 5.13). Assim, recorrendo à expressão 5.15, é possível obter os ângulos a solicitar à embarcação e ao manipulador, por forma a que o *end-effector* do mesmo atinja a posição desejada, tendo em conta a localização atual da embarcação. Porém, tal expressão (5.15) obriga a que o veículo se encontre, já num local onde exista solução (secção 5.2.2.3).

No sistema existe ainda possibilidade de atuação em modo comum dos propulsores do veículo. Tal referência é obtida através da interseção entre a reta com a orientação desejada para a embarcação, e a circunferência com raio $0.5 \cdot loc_{map} x + a1_{maq}$ em redor do ponto destino para o manipulador. A razão para esta escolha advém das movimentações que ocorrem devido aos efeitos cruzados quando a embarcação efetua uma rotação em *yaw*. Desta forma, ao escolher a referência de posição como a circunferência central, face às configurações possíveis para que o *end-effector* alcance o objeto desejado, verifica-se que o veículo se mantém na zona onde existe solução, mesmo quando ocorrem estes efeitos indesejáveis. A expressão que permite calcular o

ponto de interseção, entre a reta e circunferência, encontra-se no sistema representado em 5.16.

$$\begin{cases} x = m y + b \\ y = \frac{y_{centro} - b + m x_{centro} \pm \sqrt{-b^2 - 2 b m y_{centro} + 2 b x_{centro} + m^2 r^2 - m^2 y_{centro}^2 + 2 m x_{centro} y_{centro} + r^2 - x_{centro}^2}}{m^2 + 1} \end{cases} \quad (5.16)$$

No sistema apresentado, a variável r representa o raio da circunferência, x_{centro} e y_{centro} as coordenadas do ponto central da mesma, m o declive da reta e b a sua ordenada na origem.

5.2.2.3 Sequência de ações a executar

Considerando que o estado inicial da embarcação pode não estar contido na região à volta do ponto desejado para o manipulador onde existe solução, verifica-se que é necessário deslocar o veículo até tal região. Posteriormente, com a embarcação na região desejada, resta atuar na orientação e deslocamento da mesma, tal como na orientação do manipulador, por forma a que o ponto desejado seja alcançado.

Para conseguir isso, decidiu-se dividir o conjunto de estados do sistema em estado de aproximação e estado de solução final (figura 5.25).

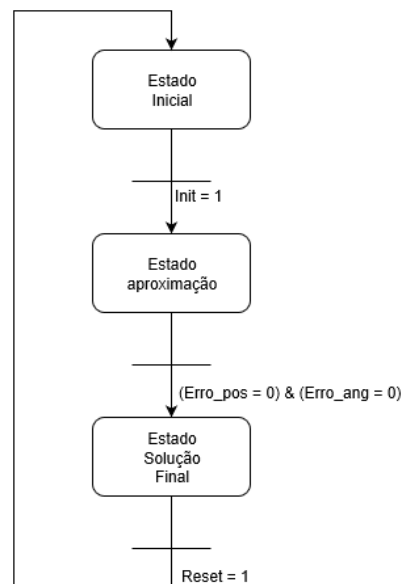


Figura 5.25: Máquina de estados da estratégia de controlo para exploração do volume de trabalho

No estado de aproximação, a embarcação faz uso da máquina de estados representada na figura 4.21, enquanto que no estado de solução final, a embarcação transita para um estado onde é realizada, simultaneamente, a correção da orientação da embarcação e do seu deslocamento. Para

isso, é tida em conta a referência solicitada pela expressão 5.15, bem com pela expressão 5.16, para além da evidente correção da orientação do manipulador, dada também pela expressão 5.15.

$$\left\{ \begin{array}{l} dist_{atual} = \sqrt{(ref_{pos\ x} - x_{emb})^2 + (ref_{pos\ y} - y_{emb})^2} \cdot \\ \left(1 - \left| \frac{|ref_{pos\ \psi}| - |\psi_{emb}|}{\max(|ref_{pos\ \psi}|, |\psi_{emb}|)} \right| \right) \\ erro_{dist} = dist_{atual} \cdot \text{sign}(\text{atan2}(y_{ref} - y_{atual}, x_{ref} - x_{atual})) \\ \cdot \text{sign}(\text{mod}(\psi + \pi, 2\pi) - \pi) \end{array} \right. \quad (5.17)$$

O erro de distância do veículo, calculado no controlador de posição do mesmo, é alterado para expressão 5.17, onde o ponto de referência é obtido através expressão 5.16, já que a correção em modo comum apenas poder ser realizada para a orientação atual da embarcação. Para além disso, a multiplicação por um fator ≤ 1 ocorre devido à interseção encontrada na expressão 5.16, ser realizada para a orientação desejada para a embarcação e não para a sua orientação atual.

5.2.3 Validação da estratégia de controlo proposta

5.2.3.1 Testes sem presença de corrente marítima

Para validação da estratégia de controlo anteriormente proposta, foram realizados alguns testes. Nomeadamente, considerando o ponto de partida ($x = 0$ m, $y = 0$ m, $\psi = 0^\circ$) e $\theta_{map} = 0$, com ponto destino ($x = -5$ m, $y = -7$ m) para o *end-effector*. Os resultados obtidos, podem ser visualizados nas figuras 5.26 a 5.30.

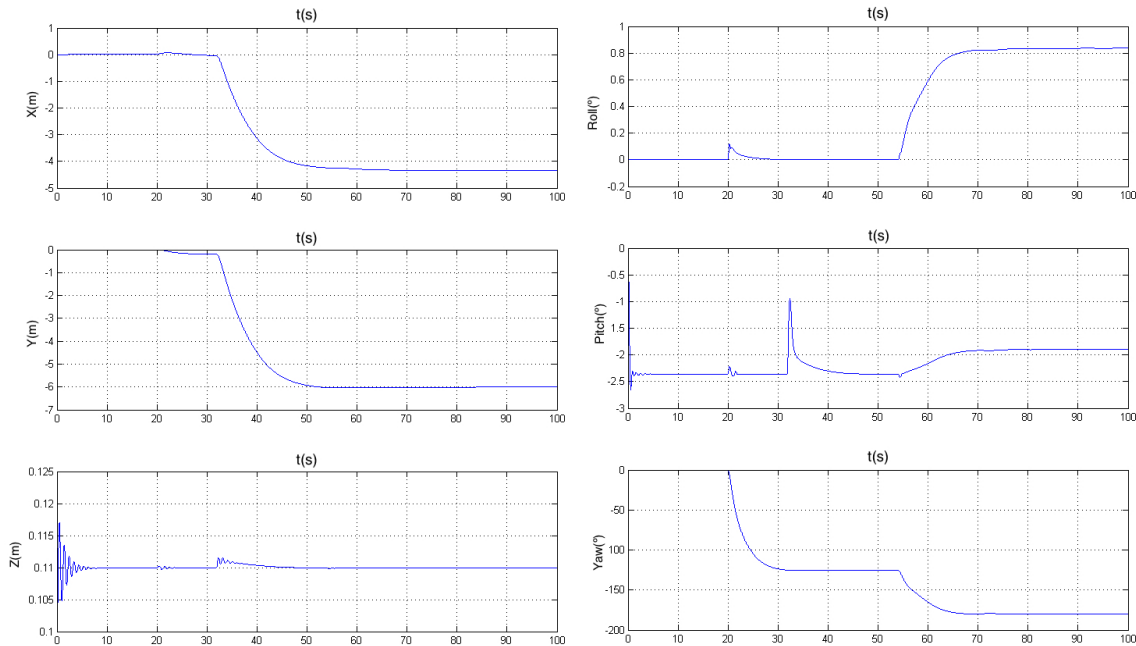


Figura 5.26: Valor das variáveis de estado η , para posição desejada do *end-effector* $x=-5$ e $y=-7$

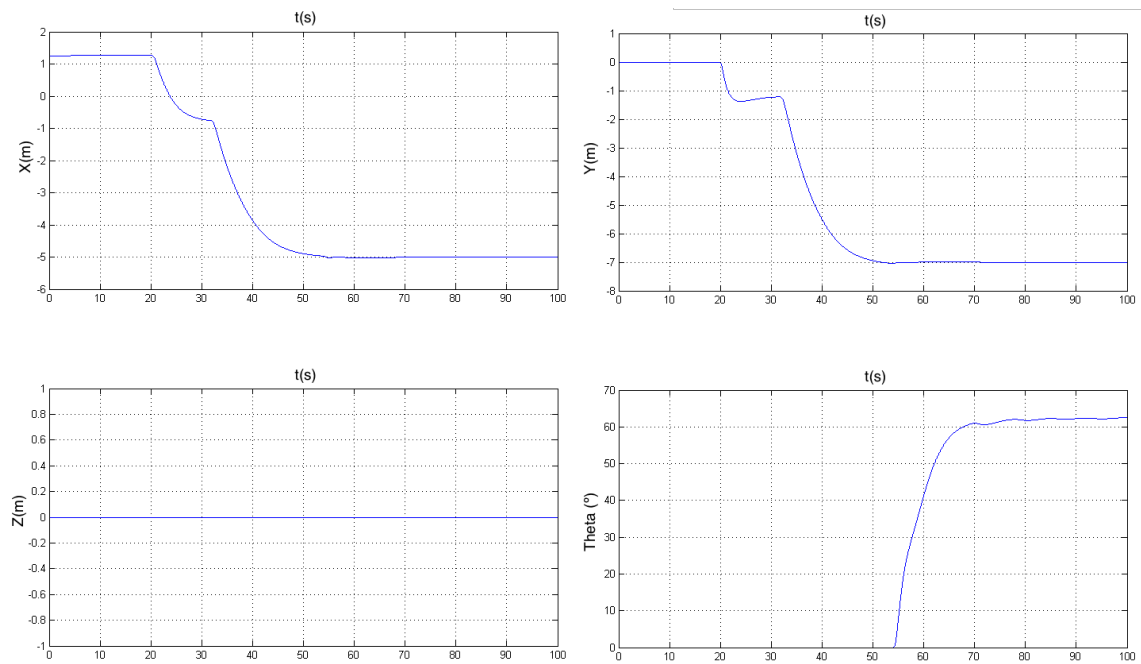


Figura 5.27: Localização global do manipulador, para posição desejada do *end-effector* $x=-5$ e $y=-7$

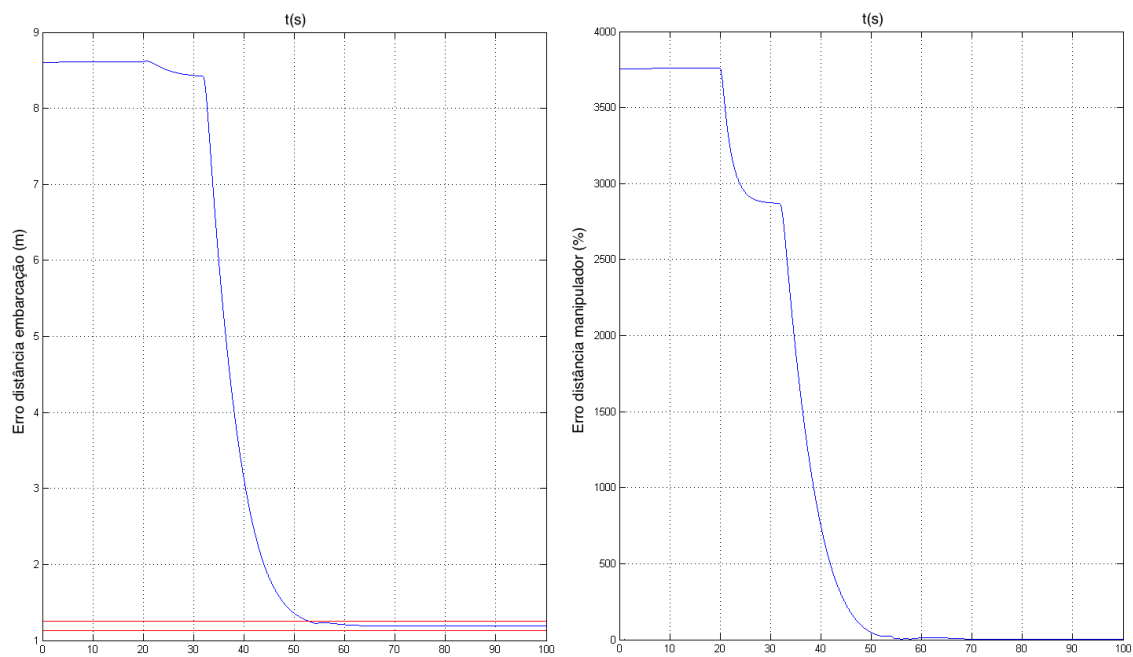


Figura 5.28: Erro de distância da embarcação e manipulador, para posição desejada do *end-effector* $x=-5$ e $y=-7$

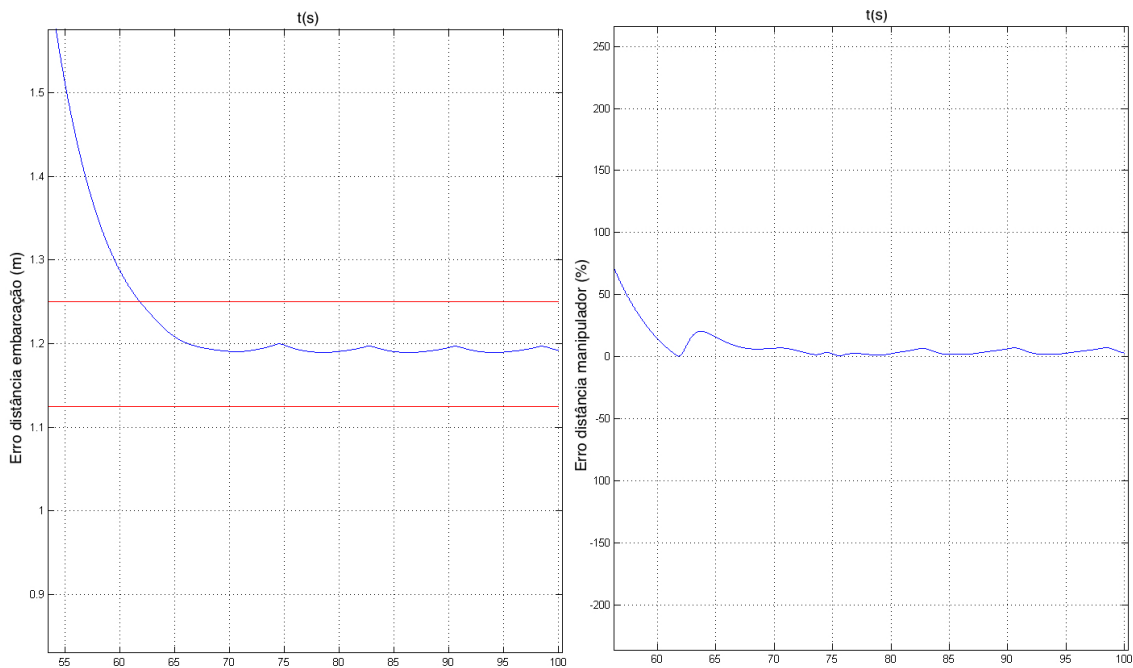


Figura 5.29: Erro de distância da embarcação e manipulador com zoom, para posição desejada do *end-effector* $x=-5$ e $y=-7$

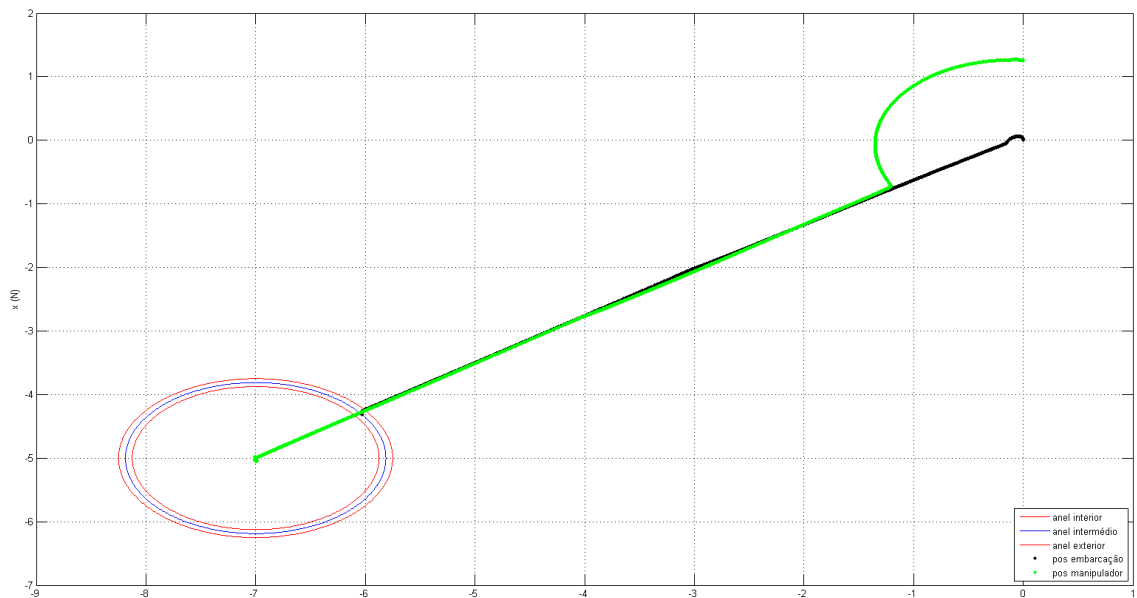


Figura 5.30: Trajetória efetuada pela embarcação, para posição desejada do *end-effector* $x=-5$ e $y=-7$

É importante realçar que a movimentação do sistema global apenas foi permitida a partir dos 20s. Também é possível verificar que o *end-effector* atingiu a posição desejada com um erro de 5%, ao final de 33.3 s (figura 5.27). Relativamente aos erros apresentados nas figuras 5.28 e 5.29, a figura à esquerda representa o erro de colocação da embarcação face à circunferência do meio do anel, enquanto que as retas vermelhas delimitam a região do anel onde existe solução, o qual foi de

4.5 mm. Já a figura da direita representa o erro de colocação do manipulador com a percentagem referente ao comprimento total dos segmentos do mesmo, tendo este último erro tomado o valor de 2.9% (3.6 cm). Finalmente a figura 5.30 representa o percurso efetuado pela embarcação e manipulador.

Para além do teste anterior, um novo teste foi realizado, tendo-se agora admitido um estado inicial diferente ($x = 3$ m, $y = 2$ m, $\psi = 0^\circ$) e $\theta_{map} = 0^\circ$, e posição desejada para o manipulador ($x = 1$ m e $y = 3$ m). Os resultados obtidos encontram-se nas figuras 5.31 a 5.35.

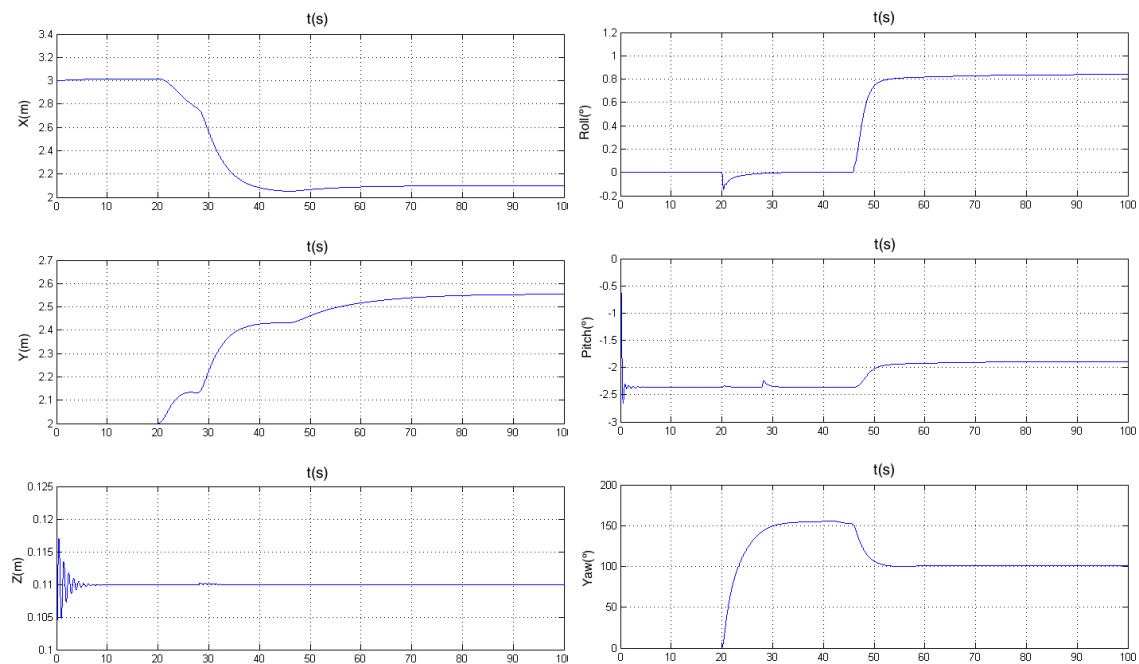


Figura 5.31: Valor das variáveis de estado η , para posição desejada do *end-effector* $x=1$ e $y=3$

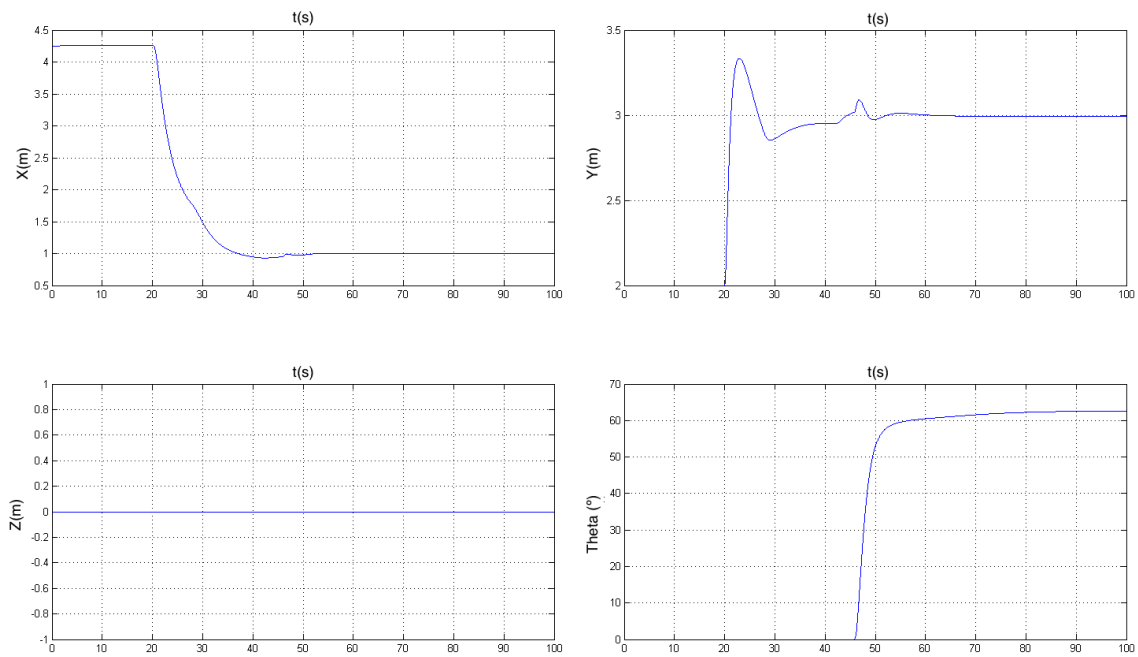


Figura 5.32: Localização global do manipulador, para posição desejada do *end-effector* $x=1$ e $y=3$

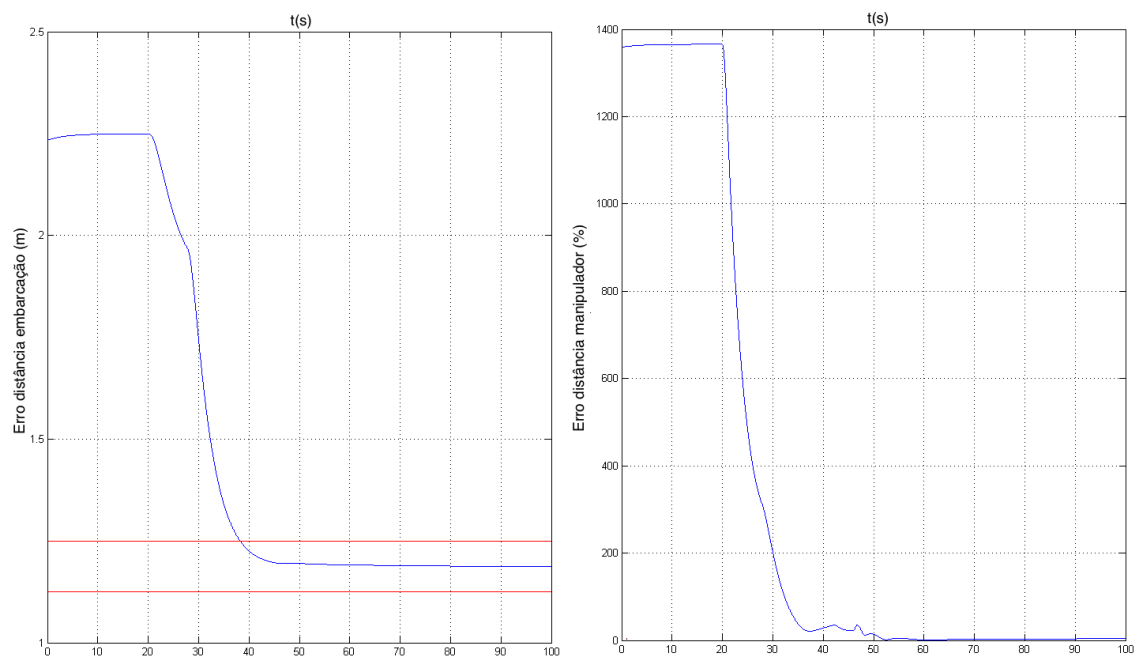


Figura 5.33: Erro de distância da embarcação e manipulador, para posição desejada do *end-effector* $x=1$ e $y=3$

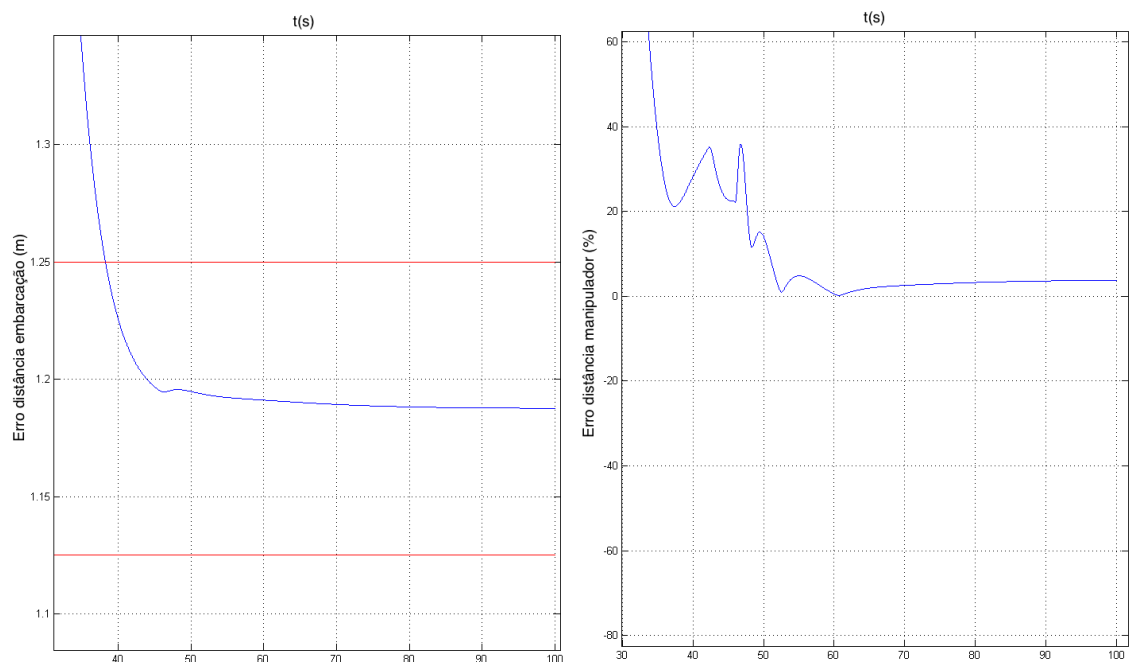


Figura 5.34: Erro de distância da embarcação e manipulador com zoom, para posição desejada do *end-effector* $x=1$ e $y=3$

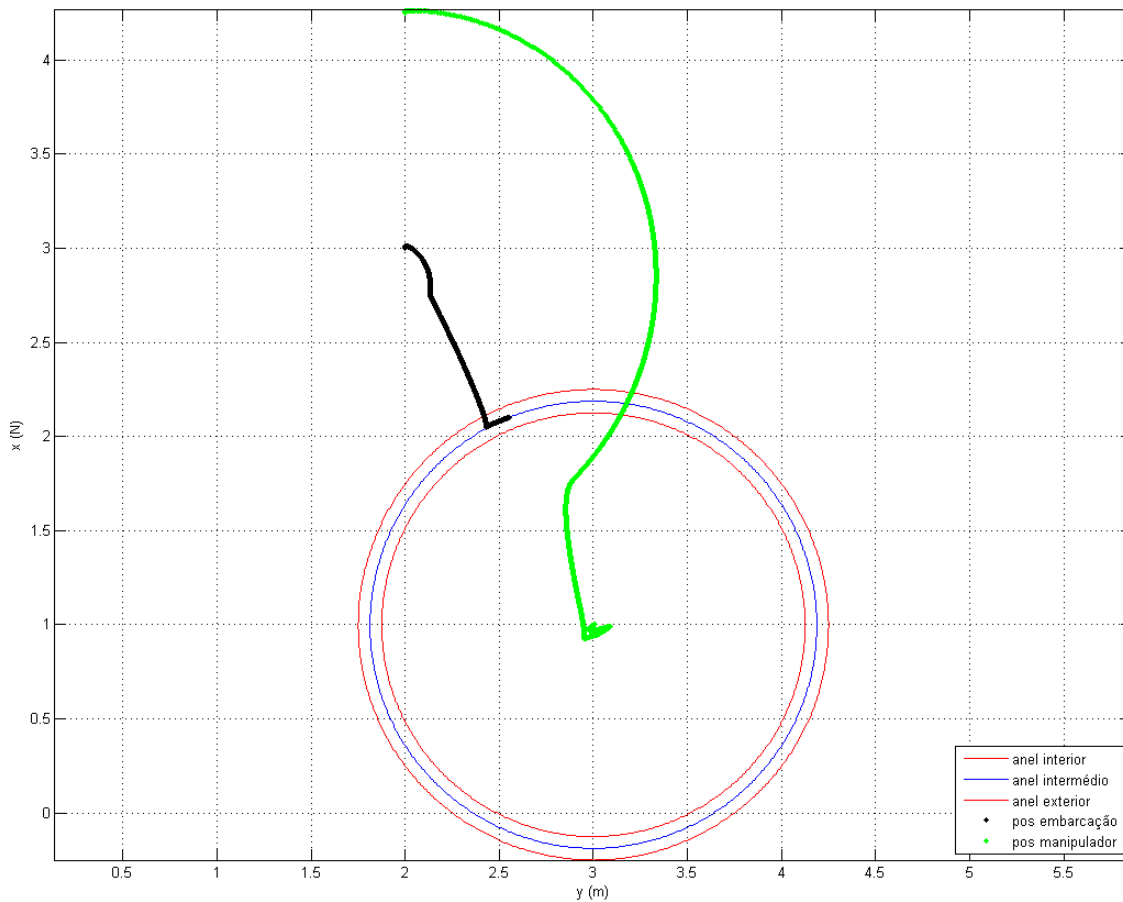


Figura 5.35: Trajetória efetuada pela embarcação, para posição desejada do *end-effector* $x=1$ e $y=3$

Avaliando os gráficos, é possível verificar que o *end-effector* atingiu a posição desejada com um erro de 5% ao final de 15.4 s (figura 5.27). Já relativamente aos erros apresentados nas figuras 5.28 e 5.29, verifica-se que o erro na colocação da embarcação fixou-se em 0.5 mm, enquanto que o erro de distância do manipulador se fixou em 3.7% (4.6 cm).

5.2.3.2 Teste na presença de corrente marítima

Como teste final, repetiu-se o segundo teste na presença de correntes marítimas, por forma a analisar a robustez da estratégia de controlo apresentada na presença de perturbações. Deste modo, a corrente simulada apresentou a direção de 30° com Norte e sentido Nordeste com uma magnitude de 0.5 m/s. Relativamente às características desta corrente, a sua magnitude foi escolhida por forma a representar uma situação junto à doca, já que em alto mar também o objeto seria movido pela mesma, enquanto o sentido, foi escolhido por forma a que esta perturbação atue perpendicularmente à embarcação, já que devido a questões holonômicas do veículo, representa o pior caso. Os resultados obtidos encontram-se nas figuras seguintes (5.36 a 5.40).

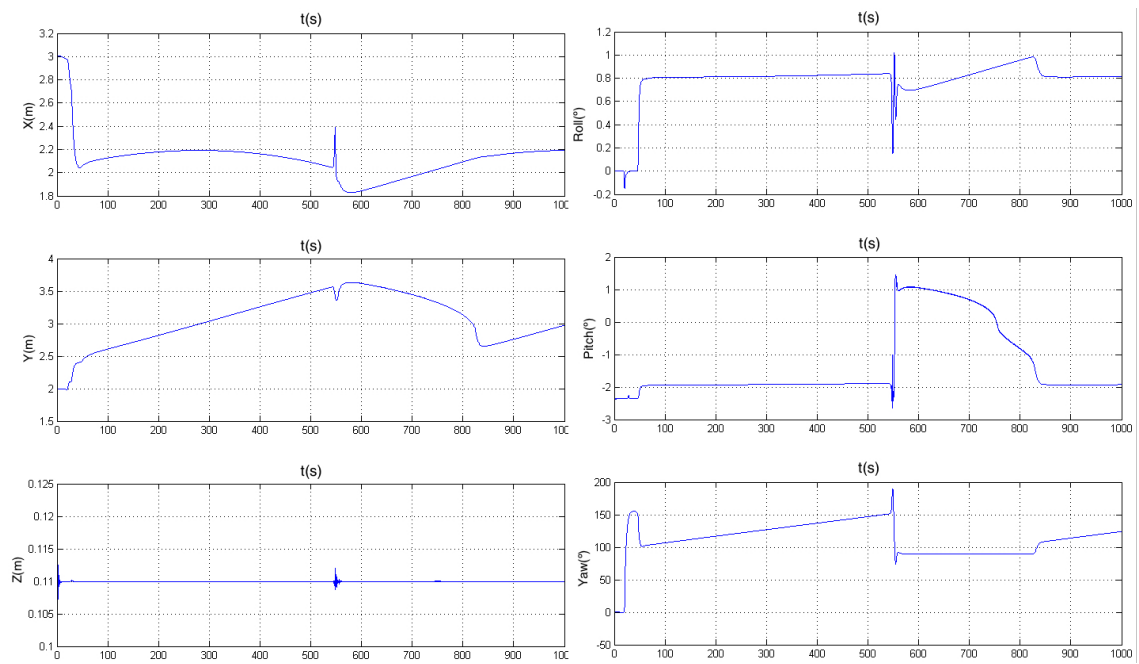


Figura 5.36: Valor das variáveis de estado η , para posição desejada do manipulador $x=1$ e $y=3$

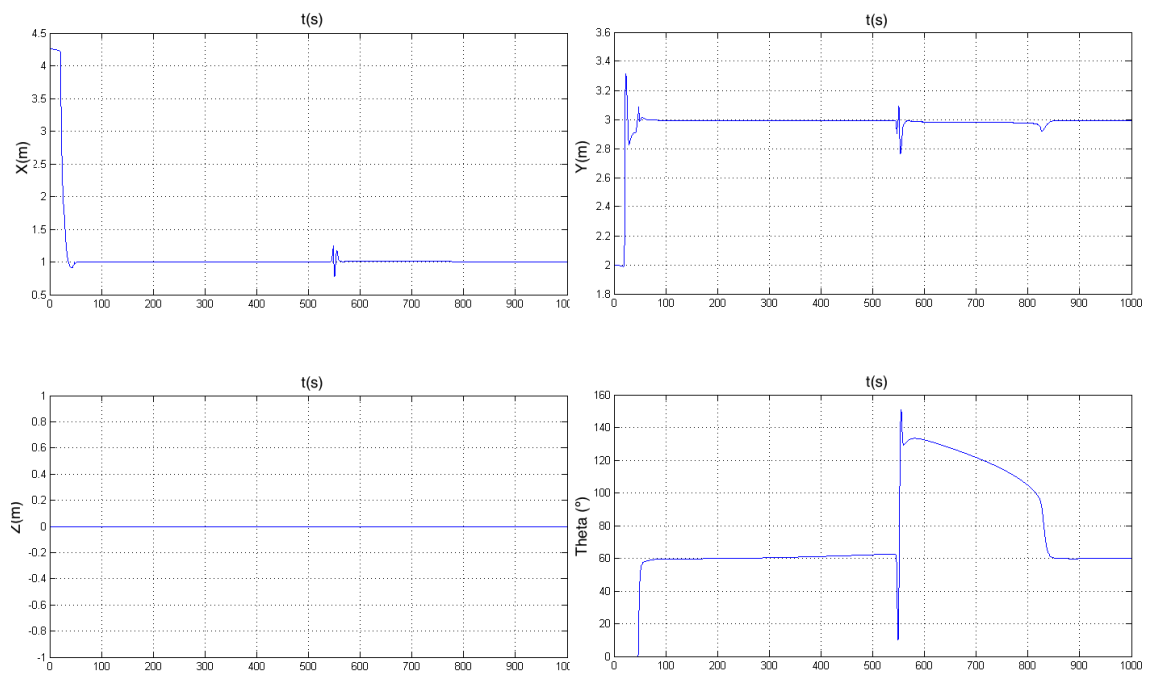


Figura 5.37: Localização global do manipulador, para posição desejada do manipulador $x=1$ e $y=3$

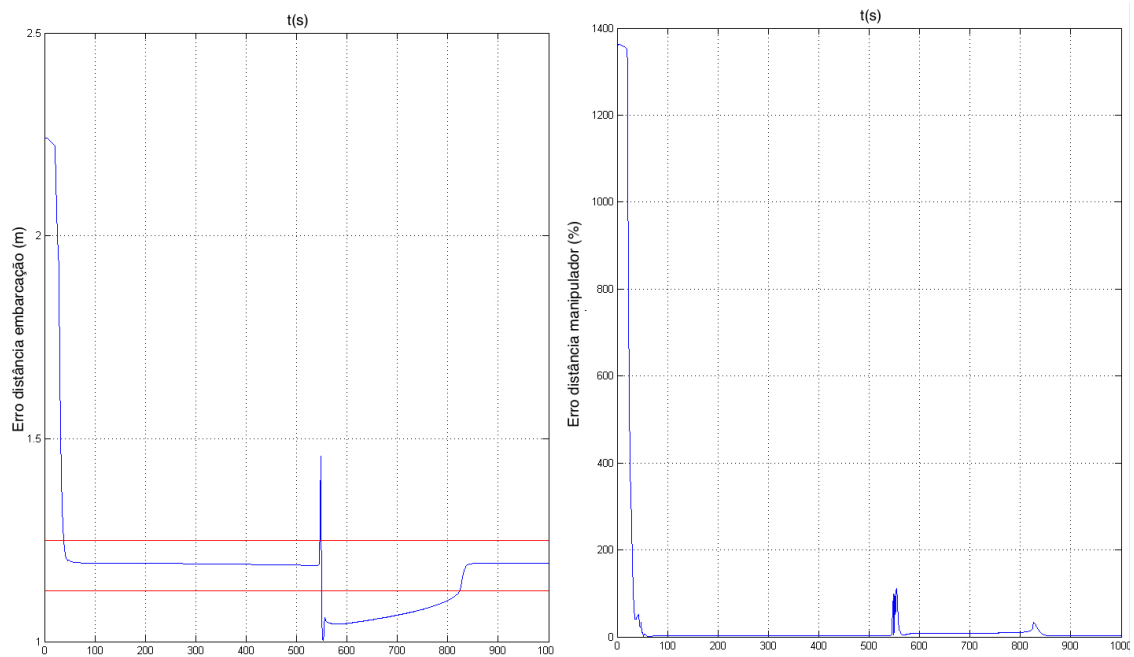


Figura 5.38: Erro de distância da embarcação e manipulador, para posição desejada do manipulador $x=1$ e $y=3$

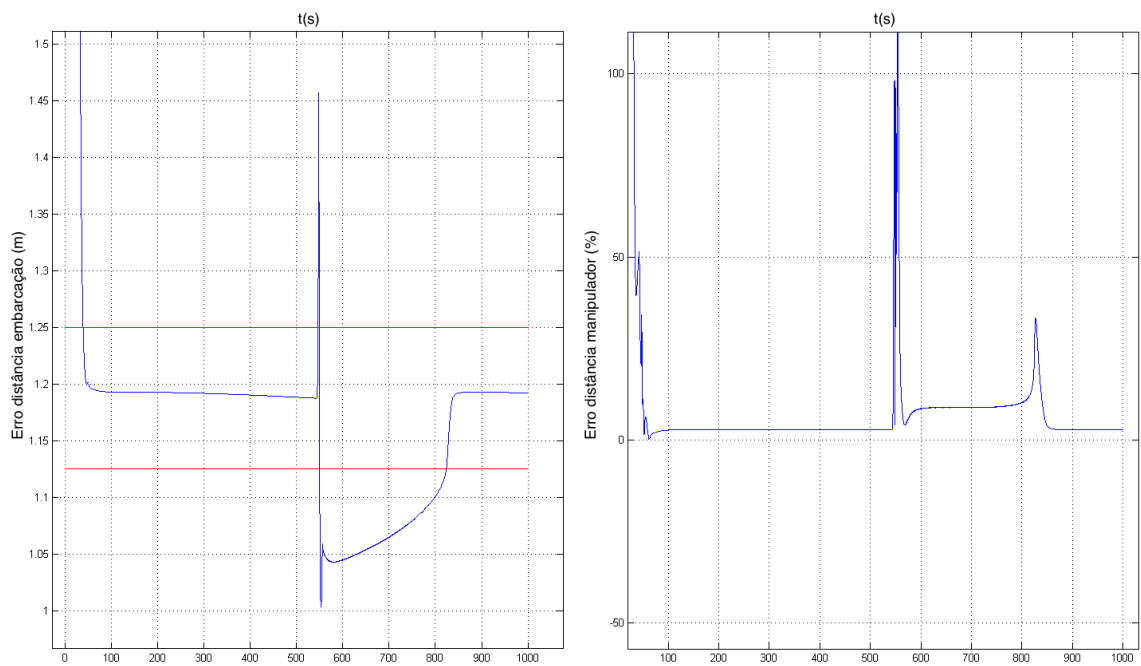


Figura 5.39: Erro de distância da embarcação e manipulador com zoom, para posição desejada do manipulador $x=1$ e $y=3$

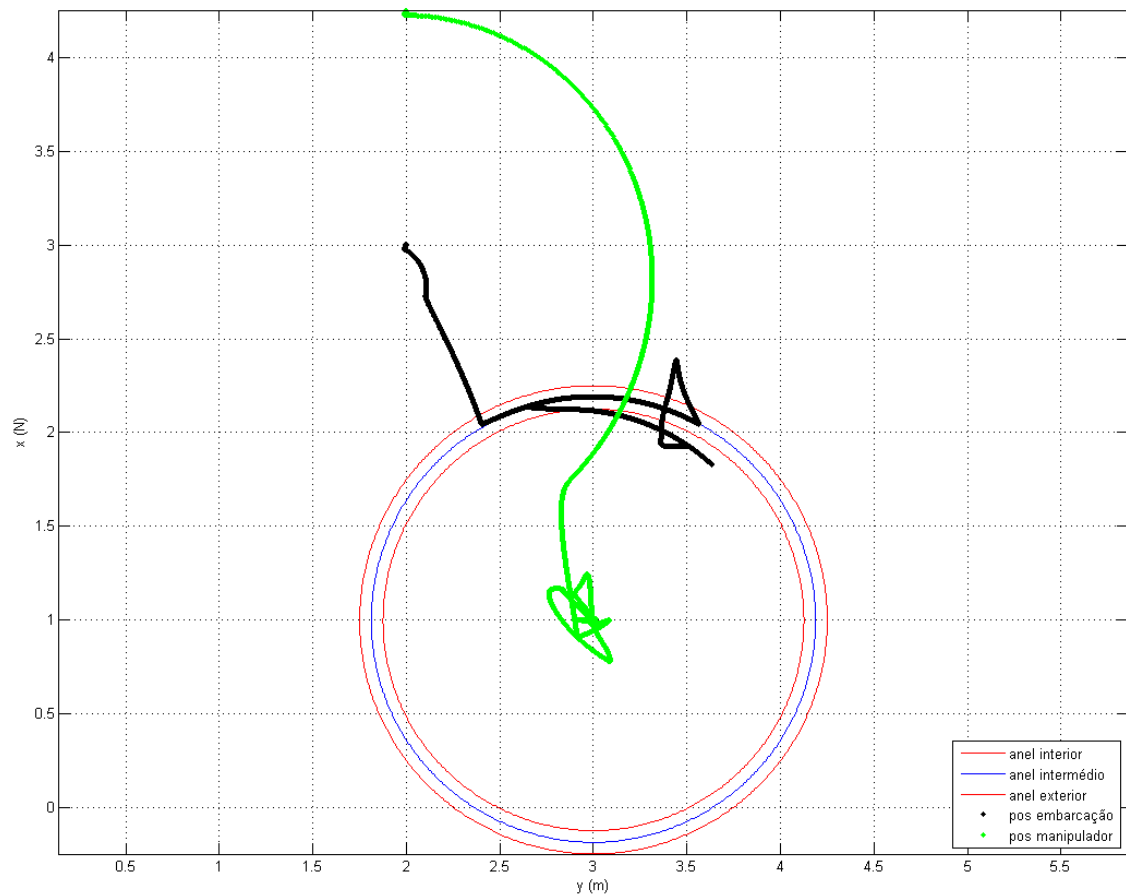


Figura 5.40: Trajetória efetuada pela embarcação, para posição desejada do manipulador $x=1$ e $y=3$

Pela análise das figuras anteriores, verifica-se que previamente às principais oscilações o tempo de estabelecimento para colocação do *end-effector* foi cerca de 11.2 s, com um erro de colocação de 2.7% (3.3 cm), enquanto o erro de colocação da embarcação situou-se nos 4.5 mm.

Considerando já as principais oscilações das figuras anteriores, verifica-se que o erro médio de colocação do *end-effector* entre as mesmas situa-se em 8.8 % (11 cm), enquanto no final, apresenta aproximadamente o mesmo erro que antes das oscilações. Relativamente ao erro médio de colocação da embarcação, o mesmo situa-se em 7.5 cm, sendo que no final se verifica a situação ocorrida para o erro do *end-effector*.

Por último, verifica-se que a razão para as oscilações apresentadas nas figuras anteriores, ocorrem devido à orientação atual da embarcação (150°), permitir uma atuação das correntes marítimas, na direção (30°) não holonômica (perpendicular) do veículo. Assim, a única hipótese de se atingir o regime permanente é quando a configuração obtida para o sistema global permite uma atuação em modo comum dos propulsores na mesma direção da corrente marítima, mas em sentido oposto. Contudo, tal apenas ocorre se a embarcação se situar numa das duas circunferências representadas a vermelho na figura 5.40, isto é, ou na circunferência a vermelho mais externa (raio $loc_{map\ x} + a_{1\ map}$), com uma orientação nula para o manipulador e com o veículo em sentido radial,

face à localização do objeto a alcançar ou então na circunferência mais interna (raio $a_{1\ map}$), onde o manipulador apresenta uma orientação de $\pm 90^\circ$ e o veículo encontra-se orientado de forma tangencial a essa mesma circunferência.

Todavia apesar destas duas configurações possíveis, verifica-se que as mesmas nunca serão atingidas, já que o deslocamento linear do veículo é ajustado para a interseção com a circunferência central (raio $0.5 \cdot loc_{map\ x} + a_{1\ map}$), representada a azul na figura 5.40, tal como previamente explicado na secção 5.2.2.2. Portanto, conclui-se que o regime permanente nunca será atingido. Porém, apesar disso pode-se constatar que o sistema global consegue compensar as perturbações introduzidas, uma vez que o *end-effector* regressa à localização desejada, tal como pode ser visualizado nas figuras anteriores.

5.3 Comparação dos resultados obtidos

Tal como anteriormente referido, a estratégia de controlo foi validada com recurso a simulações. Todavia, os resultados obtidos no presente trabalho foram ainda comparados com outros trabalhos referidos no estado da arte.

Desta forma, a estratégia proposta obteve um menor erro de posicionamento do *end-effector* (29%), apesar de um maior tempo de estabelecimento (95%), relativamente a [5]. Porém, os deslocamentos podem apresentar diferente magnitude, para além de em [5] os resultados serem obtidos com recurso a um protótipo.

Já face a [2], o mesmo erro foi significativamente menor (98%). Todavia, novamente se verifica a mesma diferença no tipo de validação.

Por último, e comparativamente a [19], o erro anteriormente referido, foi consideravelmente superior (60%). Não obstante, neste caso ambos os resultados obtidos partilharam o tipo de validação.

Capítulo 6

Conclusões e Trabalho Futuro

6.1 Principais contribuições

Uma das principais contribuições do presente trabalho consistiu na adaptação do modelo dinâmico da embarcação para veículos com dois flutuadores. Contudo, apesar de tal alteração, a modularidade foi mantida, ou seja, os efeitos da matriz $g(\eta)$, no presente modelo, mantiveram-se inalteradas.

Para além disso, foi também incorporado no modelo global a alteração do respetivo centro de massa do sistema global, bem como dos seus momentos de inércia, tendo em conta a movimentação do manipulador.

Por último, foi desenvolvida uma estrutura de controlo combinada que teve em conta o acoplamento dinâmico entre ambos os subsistemas, ou seja, esta permitiu adaptar a rotação desejada para a embarcação a partir da rotação a solicitar ao manipulador, para além de possibilitar o alcance de um objeto recorrendo ao *end-effector*, quer na presença ou não de correntes marinhas.

6.2 Satisfação dos objetivos

Tendo por base os resultados obtidos, é possível afirmar que a estratégia de controlo aqui apresentada permite compensar os efeitos de acoplamento em certas situações, bem como nas restantes faz uso das mesmas por forma a permitir alcançar objetos, de uma forma eficiente, quer na presença ou não de perturbações (correntes marítimas).

Para além disso, como a estrutura desenvolvida é modular, verifica-se que quaisquer alterações aos blocos são possíveis, desde que as interfaces dos mesmos se mantenham inalteradas.

Caso se pretendam efetuar quaisquer alterações às características da embarcação e/ou manipulador, como por exemplo, dimensões ou coeficientes é necessário proceder à afinação dos controladores propostos, que dependerem dos parâmetros alterados.

6.3 Trabalho futuro

Tendo como base o trabalho desenvolvido na presente dissertação é agora possível explorar algumas situações.

Nomeadamente, incorporar a possibilidade de se atingir o regime permanente em situações em que correntes marinhas se encontrem presentes.

Para além disso, ao nível do manipulador seria interessante incluir uma junta prismática com atuação no sentido do seu eixo z . Assim, seria possível incluir e compensar o efeito de desníveis entre o manipulador e o objeto a alcançar, causado pela adição de ondas, no modelo. Claro que, tal situação implicaria também a respetiva modificação das relações trigonométricas estabelecidas (ângulos a colocar no manipulador e embarcação, bem como o seu deslocamento linear, por forma a alcançar o objeto desejado).

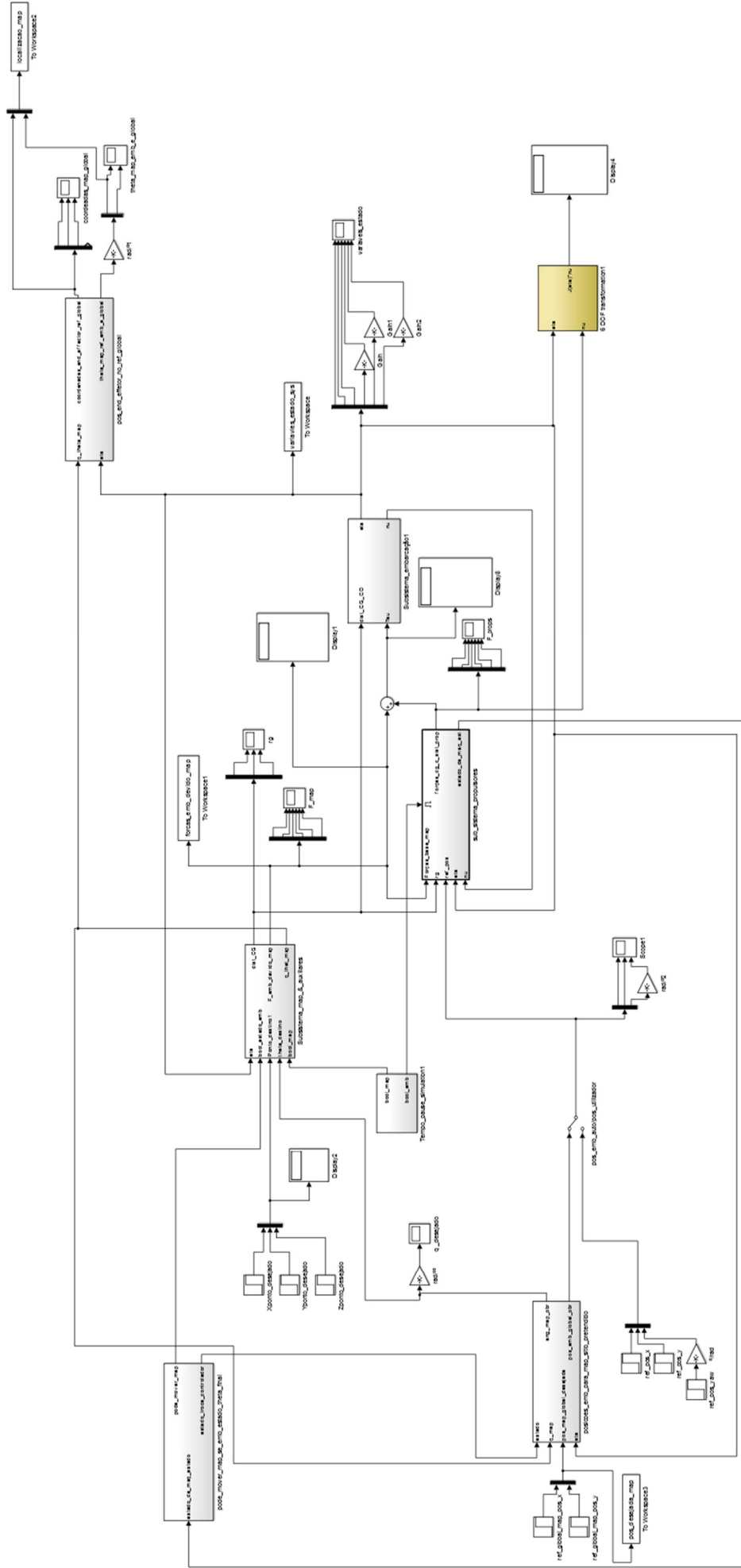
Outra possibilidade consiste em adicionar um cenário junto a uma doca. Assim, poder-se-ia adicionar por exemplo uma *spline*, para que a embarcação consiga atingir a doca com uma orientação paralela à mesma. Contudo, novamente as equações que refletem as relações trigonométricas anteriormente referidas teriam que acomodar a possibilidade de atuação apenas em modo comum dos propulsores, bem como ao nível do ângulo do manipulador, já que a orientação da embarcação teria que se manter inalterada e paralela à doca.

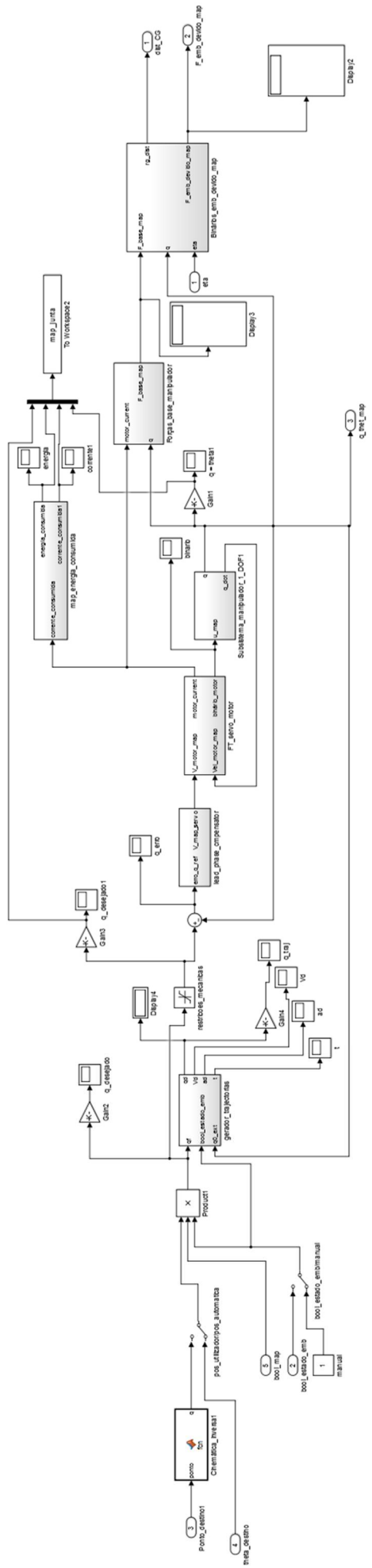
Por último, seria útil recorrer à identificação de sistemas, para assim garantir que os coeficientes e parâmetros utilizados na simulação do sistema global, sejam o mais similar possível aos valores reais.

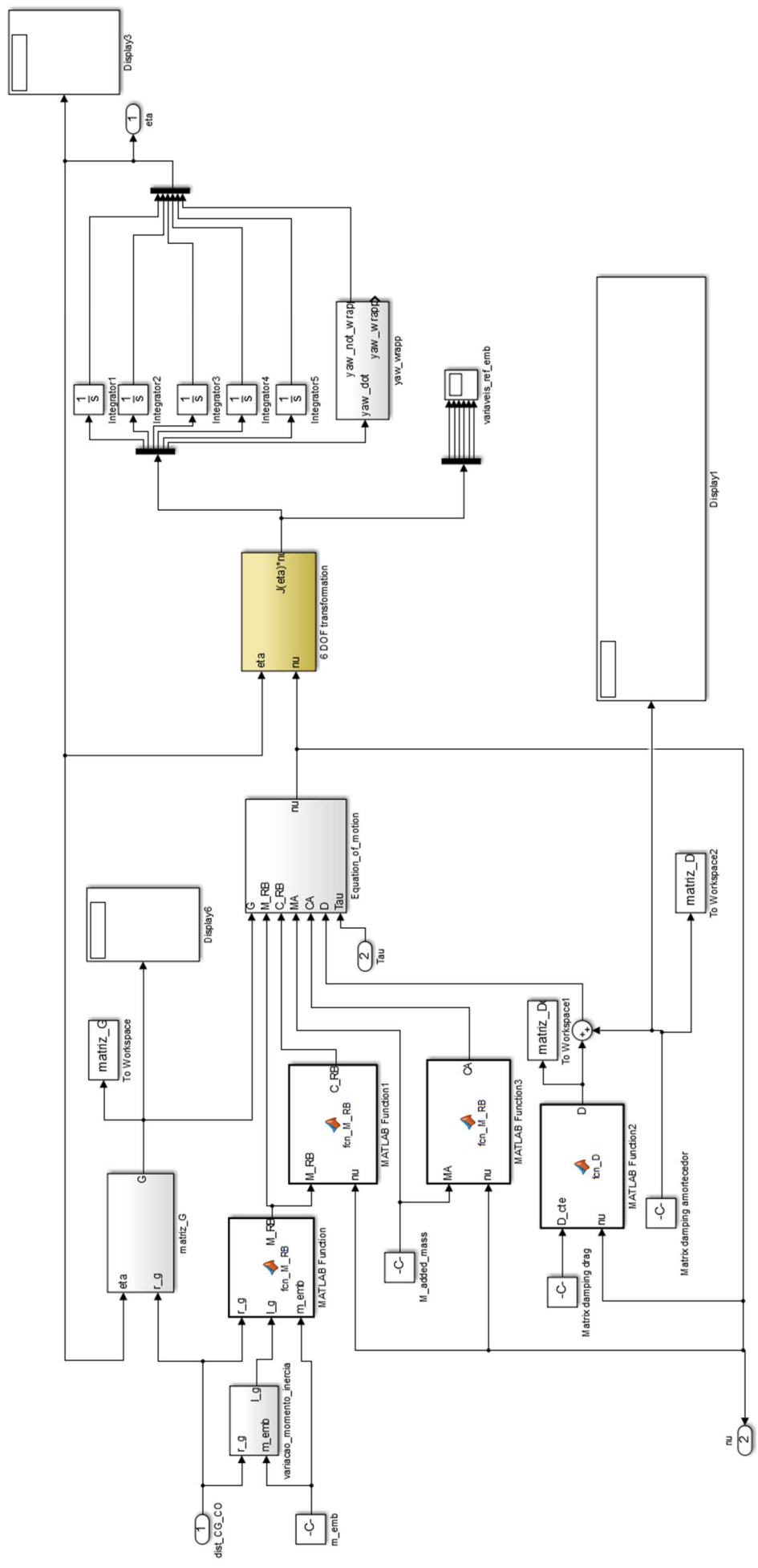
Anexo A

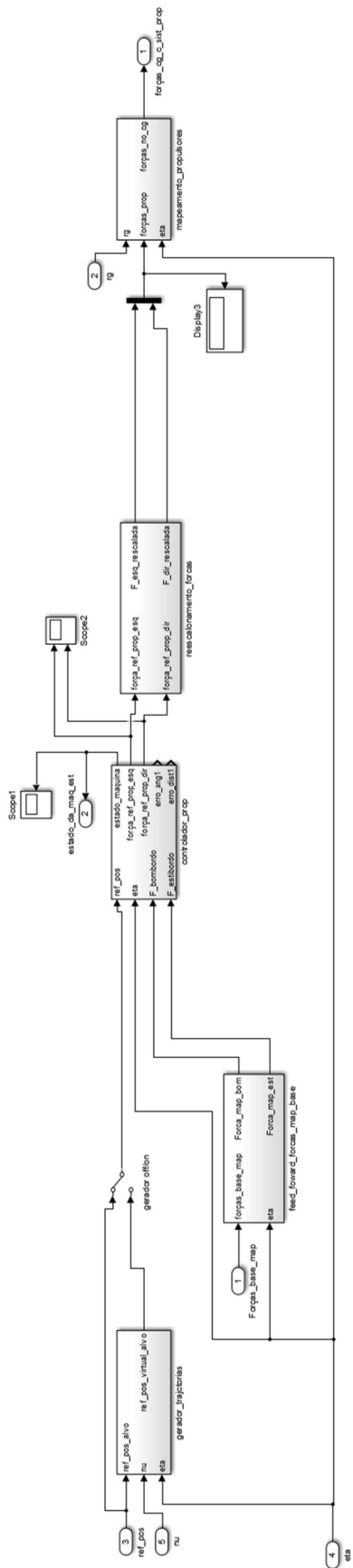
Anexo

A.1 Vistas dos modelos implementados em Simulink









Referências

- [1] Nuno Cruz, Aníbal Matos, Sérgio Cunha, e Sérgio Silva. Zarco – an autonomous craft for underwater surveys. páginas 1–8, 2007. doi:<https://repositorio-aberto.up.pt/bitstream/10216/69981/2/36638.pdf>.
- [2] Mohan Santhakumar. Investigation into the dynamics and control of an underwater vehicle-manipulator system. *Modelling and Simulation in Engineering*, páginas 1–13, 2013. doi:10.1155/2013/839046.
- [3] Jee-Hwan Ryu, Dong-Soo Kwon, e Pan-Mook Lee. Control of underwater manipulators mounted on an ROV using base force information. Em *Proc. ICRA Robotics and Automation IEEE Int. Conf.*, volume 4, páginas 3238–3243 vol.4, 2001. doi:10.1109/ROBOT.2001.933117.
- [4] P. S. Londhe, M. Santhakumar, B. M. Patre, e L. M. Waghmare. Task space control of an autonomous underwater vehicle manipulator system by robust single-input fuzzy logic control scheme. *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, 42(1):13–28, Janeiro 2017. doi:10.1109/JOE.2016.2548820.
- [5] T. W. McLain, S. M. Rock, e M. J. Lee. Experiments in the coordination of underwater manipulator and vehicle control. Em *Proc. MTS/IEEE. Challenges of Our Changing Global Environment OCEANS '95*, volume 2, páginas 1208–1215 vol.2, Outubro 1995. doi:10.1109/OCEANS.1995.528594.
- [6] Mark W. Spong. *Robot Dynamics and Control*. John Wiley & Sons, Inc., New York, NY, USA, 1st edição, 1989.
- [7] Katharina Kufieta e Jan Tommy Gravdahl. Force estimation in robotic manipulators: Modeling, simulation and experiments the UR5 manipulator as a case study, January 2014.
- [8] Thor I. Fossen. *Guidance and Control of Ocean Vehicles*. Wiley, 1994.
- [9] Luiz C. Figueiredo e Fabio G. Jota. Introdução ao controle de sistemas não holomícos. *Sba: Controle Automação Sociedade Brasileira de Automatica*, 15:243 – 268, 09 2004.
- [10] Thor I. Fossen. *Handbook of Marine Craft Hydrodynamics and Motion Control*. 2011.
- [11] Ruiheng Li, Parsa Anvar Amir, Anvar Amir M. Tien-Fu Lu,. Dynamic modeling of underwater manipulator and its simulation. Em *World Academy of Science, Engineering Technology '12*, volume 1, páginas p27–Issue 72, 2012. doi:88941177.
- [12] D. H. Ji, D. Kim, J. I. Kang, J. Y. Kim, N. D. Nguyen, H. S. Choi, e S. W. Byun. Redundancy analysis and motion control using ZMP equation for underwater vehicle-manipulator systems. Em *Proc. OCEANS 2016 - Shanghai*, páginas 1–6, Abril 2016. doi:10.1109/OCEANSAP.2016.7485445.

- [13] P. Sardain e G. Bessonnet. Forces acting on a biped robot. center of pressure-zero moment point. *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics - Part A: Systems and Humans*, 34(5):630–637, Sept 2004. doi:10.1109/TSMCA.2004.832811.
- [14] John Stillwell. Mathematics and its history. *Department of Mathematics, San Francisco, USA*, (3):555, 2010. doi:9781441960535 (online) • 9781441960528.
- [15] L. C. Braga de Oliveira. Modelagem e controle de um veículo aquático de superfície. *Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia*, páginas 23–28, July 2013.
- [16] Tristan Perez e Thor I. Fossen. Kinematic models for manoeuvring and seakeeping of marine vessels. *Modeling, Identification and Control*, 28(1):19–30, 2007. doi:10.4173/mic.2007.1.3.
- [17] B. Rokseth, S. Skjong, e E. Pedersen. Modeling of generic offshore vessel in crane operations with focus on strong rigid body connections. *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, PP(99):1–23, 2016. doi:10.1109/JOE.2016.2614584.
- [18] Wolfgang Borutzky (eds.) P.C. Breedveld (auth.). *Bond Graph Modelling of Engineering Systems: Theory, Applications and Software Support*. Springer-Verlag New York, 1 edição, 2011.
- [19] J. Woolfrey, D. Liu, e M. Carmichael. Kinematic control of an autonomous underwater vehicle-manipulator system (AUVMS) using autoregressive prediction of vehicle motion and model predictive control. Em *Proc. IEEE Int. Conf. Robotics and Automation (ICRA)*, páginas 4591–4596, Maio 2016. doi:10.1109/ICRA.2016.7487660.
- [20] Kumpati S Narendra e Zhuo Han. Adaptive control using collective information obtained from multiple models*. *{IFAC} Proceedings Volumes*, 44(1):362 – 367, 2011. 18th {IFAC} World Congress. doi:http://dx.doi.org/10.3182/20110828-6-IT-1002.02237.
- [21] Andrew T. Walden Donald B. Percival. *Spectral analysis for physical applications*. Cambridge University Press, 1 edição, 1993.
- [22] Yihong Xu, Xiaoxu Cao, Yaoyao Wang, e Linyi Gu. The observer-based neural network adaptive robust control of underwater hydraulic manipulator. Em *Proc. OCEANS 2015 - MTS/IEEE Washington*, páginas 1–5, Outubro 2015.
- [23] S. Lukaszyk. A new concept of probability metric and its applications in approximation of scattered data sets. *Computational Mechanics*, 33(4):299–304, 2004. doi:10.1007/s00466-003-0532-2.
- [24] P. V. Kokotovic. The joy of feedback: nonlinear and adaptive. *IEEE Control Systems*, 12(3):7–17, June 1992. doi:10.1109/37.165507.
- [25] E. Simetti, S. Galeano, e G. Casalino. Underwater vehicle manipulator systems: Control methodologies for inspection and maintenance tasks. Em *Proc. OCEANS 2016 - Shanghai*, páginas 1–7, Abril 2016. doi:10.1109/OCEANSAP.2016.7485690.
- [26] V. I. Utkin. Sliding mode control design principles and applications to electric drives. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 40(1):23–36, Feb 1993. doi:10.1109/41.184818.
- [27] Vladimir Rako Cevi. On continuity of the Moore-Penrose and drazin inverses. *MATEMATIČKI VESNIK*, 49:163–172, 1997.

- [28] S. Nima. Autonomous interactive object manipulation and navigation capabilities for an intelligent wheelchair.
- [29] Jerry B. Marion Stephen T. Thornton. *Classical Dynamics of Particles and Systems*. Brooks Cole, 5 edição, 2003.
- [30] Christian R. Sonnenburg e Craig A. Woolsey. Modeling, identification, and control of an unmanned surface vehicle. *Journal of Field Robotics*, 30(3):371–398, 2013. doi:10.1002/rob.21452.
- [31] Gregory Falkovich. *Fluid Mechanics: A Short Course for Physicists*. Cambridge University Press, 2011. doi:10.1017/CBO9780511794353.
- [32] Thomas P. DeRensis. A robust linear dynamic positioning controller for a marine surface vehicle. diploma thesis, University of Rhode Island, 2013.
- [33] B. Ferreira, M. Pinto, A. Matos, e N. Cruz. Hydrodynamic modeling and motion limits of AUV MARES. Em *2009 35th Annual Conference of IEEE Industrial Electronics*, páginas 2241–2246, Nov 2009. doi:10.1109/IECON.2009.5415198.
- [34] T. Prestero. Development of a six-degree of freedom simulation model for the remus autonomous underwater vehicle. Em *MTS/IEEE Oceans 2001. An Ocean Odyssey. Conference Proceedings (IEEE Cat. No.01CH37295)*, volume 1, páginas 450–455 vol.1, 2001. doi:10.1109/OCEANS.2001.968766.
- [35] Ole A. Eidsvik e Ingrid Schjøllberg. Determination of hydrodynamic parameters for remotely operated vehicles. Em *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, página 185, June 2016. doi:10.1115/OMAE2016-54642.
- [36] Seung-Woo Byun, Donghee Kim, Hyeung-Sik Choi, e Joon-Young Kim. Modeling and control of an unmanned underwater vehicle using a mass moving system. *Modern Physics Letters B*, 29(06n07):1540014, 2015. doi:10.1142/S021798491540014X.
- [37] Fillipe Alexandre Moraes. Universidade tecnológica federal do paraná departamento acadêmico de eletrotécnica curso engenharia industrial elétrica/ eletrotécnica. 2015.
- [38] T. Perez, Ø. N. Smogeli, T. I. Fossen, e A. J. S. An overview of the marine systems simulator (mss): A simulink extregistered toolbox for marine control systems. *Modeling, Identification and Control*, 27(4), 2006.