

CONTROLE COORDENADO DE POSIÇÃO E FORÇA DE UM MANIPULADOR
SOBRE PLATAFORMA MÓVEL EMULANDO UM ROV

Bruno Betoni Parodi

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS
PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE
FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS
NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIA EM
ENGENHARIA ELÉTRICA

Aprovada por:

Prof. Liu Hsu, D.d'Etat

Prof. Fernando César Lizarralde, D.Sc.

Prof. Ramon Romankevicius Costa, D.Sc.

Prof. Paulo Lúcio Silva de Aquino, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

JANEIRO DE 2003

BETONI PARODI, BRUNO

Controle Coordenado de Posição e Força
de um Manipulador sobre Plataforma Móvel
Emulando um ROV [Rio de Janeiro] 2003

XV 105 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ,
M.Sc., Engenharia Elétrica, 2003)

Tese - Universidade Federal do Rio de
Janeiro, COPPE

1. Controle Coordenado,
2. Controle Híbrido,
3. Manipuladores Móveis,
4. Robôs,
5. Robótica

I. COPPE/UFRJ II. Título (série)

Dedico esta tese à minha querida avó Ruth

in memorium 1918-2002

Agradecimentos

Aos professores Liu e Fernando pelo apoio e compreensão, sem os quais esta tese não teria chegado ao seu fim.

Aos meus pais, em grande parte responsáveis pelas coisas que venho alcançando.

Aos meus colegas da COPPE, pela amizade e dicas que ajudaram na elaboração desta tese.

Aos órgãos de fomento e amparo à pesquisa CAPES, FAPERJ e DAAD.

E ainda aos professores Jaime e Piqueira da POLI-USP por tudo que fizeram, num passado não muito distante.

Resumo da Tese apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciência (M.Sc.)

CONTROLE COORDENADO DE POSIÇÃO E FORÇA DE UM MANIPULADOR SOBRE PLATAFORMA MÓVEL EMULANDO UM ROV

Bruno Betoni Parodi

Janeiro/2003

Orientadores: Prof. Liu Hsu, D.d'Etat
Prof. Fernando César Lizarralde, D.Sc.

Programa: Engenharia Elétrica

Considera-se o projeto de um sistema de controle coordenado híbrido de posição, orientação e força para manipuladores móveis. A estratégia de controle aqui desenvolvida visa à aplicação de robôs submarinos consistindo de manipuladores montados em ROVs (*Remotely Operated Vehicles*). O objetivo do controle coordenado é de posicionar e orientar o efetuador do manipulador aproveitando a liberdade de movimento de sua base, provida pelo veículo sobre o qual o manipulador está montado, para que este não atinja posições singulares ou que se aproxime da fronteira de seu espaço de trabalho. O objetivo do controle híbrido é manter o seu efetuador exercendo uma força especificada em uma superfície enquanto descreve uma trajetória planejada sobre a mesma. O efeito de perturbações na posição devido ao contato é também tratado orientando o veículo segundo direções preferenciais que permitem maior eficácia das ações corretivas. A estratégia proposta é implementada e testada em simulações por computador e em um sistema real, constituído de um manipulador montado sobre uma base móvel terrestre emulando um ROV.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

COORDINATED POSITION-FORCE CONTROL OF A MANIPULATOR OVER A
MOBILE PLATFORM EMULATING A ROV

Bruno Betoni Parodi

January/2003

Advisors: Prof. Liu Hsu, D.d'Etat
Prof. Fernando César Lizarralde, D.Sc.

Department: Electrical Engineering

The design of a coordinated position, orientation and force hybrid control system for of mobile manipulators is considered. The control strategy developed here aims at applications of underwater robots consisting of manipulators mounted on ROVs (Remotely Operated Vehicles). The coordinated control task is to position and orient a manipulator end effector. The freedom of movement of the manipulator base is utilized in a coordinated way to prevent the manipulator to reach configurations close to kinematic singularities or to its task space boundary. The hybrid control task is to keep the end effector exerting a specified force on a surface while describing a planned path on such surface. Disturbance effects in positioning due to contact forces are taken into account by orienting the vehicle according to preferred directions which allow more effective corrective actions. The control system developed here is implemented and tested on computer simulations and on a real system, consisting of a manipulator mounted on a terrestrial mobile base emulating an ROV.

Sumário

Lista de Figuras	x
Lista de Tabelas	xii
Prefácio	xiii
Nomenclatura	xiv
1 Introdução	1
1.1 Objetivos desta Tese	1
1.2 Metodologia Empregada	2
1.3 Revisão Bibliográfica	2
1.4 Estrutura da Tese	3
2 Cinemática de um Manipulador Móvel	5
2.1 Espaços de um Manipulador Móvel	5
2.1.1 Espaço Operacional do Veículo	5
2.1.2 Espaço Operacional do Manipulador	6
2.1.3 Espaço das Juntas	7
2.2 Cinemática Direta	8
2.2.1 Para o veículo	8
2.2.2 Para a base do manipulador	9
2.2.3 Para o efetuador	9
2.2.4 Para o punho	10
2.3 Cinemática Inversa	11
2.4 Jacobiano	12
2.4.1 Jacobiano Geométrico	13
2.4.2 Jacobiano da Representação	14
2.4.3 Jacobiano Analítico	14
3 Dinâmica de um ROV	16
3.1 Modelagem Completa	16
3.2 Reação às Forças de Contato	19
3.3 Emulação do ROV em uma Base Móvel	
Terrestre	19
3.3.1 O Robô NOMAD XR4000	19
3.3.2 Equações de Dinâmica Reduzidas	21

3.3.3	Emulação no NOMAD XR4000	24
4	Controle Coordenado de Posição de um Manipulador Móvel	26
4.1	Estratégia de Controle Coordenado	27
4.1.1	Caracterização do Problema de Controle	27
4.1.2	Conceito de Manipulabilidade	28
4.1.3	Estratégia para o Manipulador	29
4.1.4	Estratégia para o Veículo	29
4.2	Controle do Manipulador	30
4.2.1	Posição	31
4.2.2	Orientação	32
4.2.3	Posição e Orientação	33
4.2.4	Posição e Orientação Desacoplados	35
4.3	Controle do Veículo	40
4.3.1	Controle de Posição e Orientação de um ROV	40
4.3.2	Rejeição de Forças Externas	42
4.3.3	Controle de Posição e Orientação do NOMAD	43
5	Controle Híbrido de Posição e Força de um Manipulador	45
5.1	Estratégia de Controle Híbrido	46
5.1.1	Caracterização do Problema de Controle	48
5.1.2	Controle Híbrido do Manipulador	49
5.2	Controle Completo de Posição, Força e Orientação	52
6	Implementação Experimental	54
6.1	O Manipulador ZEBRA-ZERO	54
6.2	Sensor de Força JR3-67M25A	55
6.3	O Robô Móvel ZENOM	56
6.4	Mudanças nas Estratégias de Controle	56
6.4.1	Controle de Orientação do Manipulador	57
6.4.2	Controle Híbrido do Manipulador	58
6.4.3	Controle do Veículo - Manipulabilidade	58
6.4.4	Controladores PID	61
6.4.5	Controle Completo do ZENOM	62
6.5	Programas e Comunicação de Dados	62
6.6	Emulação de um ROV no NOMAD	64
7	Resultados de Simulação	65
7.1	Trajatória Retilínea	66
7.1.1	Com Contato em $t = 0s$	66
7.1.2	Sem Contato em $t = 0s$	68
7.2	Trajatória Circular	75
8	Resultados Experimentais	80
8.1	Controle Coordenado de Posição	80
8.1.1	Regulação	80
8.1.2	Rastreamento	85

9	Conclusão e Sugestões para Extensão deste Trabalho	89
	Apêndices	91
A	O Operador S(.)	91
B	Orientação RPY	92
C	Orientação por Quaternion	94
D	Características do Hardware	97
	D.1 NOMAD XR4000	97
	D.2 Zebra-Zero	98
	D.3 Efetuador	102
	Referências Bibliográficas	103

Lista de Figuras

2.1	Sistemas de Coordenadas de um Manipulador Móvel.	10
3.1	ROV Submarino.	16
3.2	Nomad XR4000.	20
3.3	Modelo Interno do ROV.	23
3.4	Modelo Interno do Nomad XR4000.	24
3.5	Diagrama de Blocos do Sistema ROV-NOMAD.	25
4.1	Manipulador Móvel.	27
4.2	Diagrama do Controle Interno de Velocidade de um Manipulador.	34
4.3	Diagrama do Controle de Posição e Orientação do Manipulador.	36
4.4	Diagrama do Controle Desacoplado de Posição.	37
4.5	Diagrama do Controle Desacoplado de Orientação.	40
4.6	Diagrama de Blocos do Sistema em Malha Fechada ROV-NOMAD.	44
5.1	Movimento em um Plano - Restrições.	47
5.2	Diagrama do Controle Híbrido de um Manipulador.	52
5.3	Diagrama do Controle de Posição, Força e Orientação do Manipulador.	53
6.1	Manipulador ZEBRA-ZERO.	55
6.2	Sensor de força JR3.	56
6.3	Robô Móvel ZENOM.	56
6.4	Referência de Orientação Dependente da Força.	57
6.5	Elipsóides de Manipulabilidade.	59
6.6	Função de Histerese.	60
6.7	Diagrama do Controle de Orientação Modificado.	62
6.8	Diagrama do Controle Híbrido Modificado.	62
6.9	Diagrama de Controle do ZENOM.	63
7.1	Posição do Efetuador, Trajetória Retilínea com Contato em $t = 0s$	67
7.2	Força no Efetuador, Trajetória Retilínea com Contato em $t = 0s$	68
7.3	Erro de Posição do Efetuador, Trajetória Retilínea com Contato em $t = 0s$	69
7.4	Erros de Posição e Força do Efetuador, Trajetória Retilínea com Contato em $t = 0s$	70
7.5	Posição do Veículo, Trajetória Retilínea com Contato em $t = 0s$	70

7.6	Posição do ZENOM no Plano $x - y$, Trajetória Retilínea com Contato em $t = 0s$	71
7.7	Juntas do Manipulador, Trajetória Retilínea com Contato em $t = 0s$	71
7.8	Posição do Efetuador, Trajetória Retilínea sem Contato em $t = 0s$	72
7.9	Força no Efetuador, Trajetória Retilínea sem Contato em $t = 0s$	72
7.10	Erro de posição do Efetuador, Trajetória Retilínea sem Contato em $t = 0s$	73
7.11	Erros de posição e Força do Efetuador, Trajetória Retilínea sem Contato em $t = 0s$	73
7.12	Posição do Veículo, Trajetória Retilínea sem Contato em $t = 0s$	74
7.13	Posição do ZENOM no Plano $x - y$, Trajetória Retilínea sem Contato em $t = 0s$	74
7.14	Juntas do Manipulador, Trajetória Retilínea sem Contato em $t = 0s$	75
7.15	Posição do Efetuador, Trajetória Circular.	76
7.16	Força no Efetuador, Trajetória Circular.	77
7.17	Erro de posição do Efetuador, Trajetória Circular.	77
7.18	Erros de posição e Força do Efetuador, Trajetória Circular.	78
7.19	Posição do Veículo, Trajetória Circular.	78
7.20	Posição do ZENOM no Plano $x - y$, Trajetória Circular.	79
7.21	Juntas do Manipulador, Trajetória Circular.	79
8.1	Posição do Efetuador, Regulação.	82
8.2	Erro de posição do Efetuador, Regulação.	82
8.3	Força Transferida ao Veículo, Regulação.	83
8.4	Posição do Veículo, Regulação.	83
8.5	Posição do ZENOM no Plano $x - y$, Regulação.	84
8.6	Juntas do Manipulador, Regulação.	84
8.7	Posição do Efetuador, Rastreamento.	85
8.8	Erro de posição do Efetuador, Rastreamento.	86
8.9	Força Transferida ao Veículo, Rastreamento.	87
8.10	Posição do Veículo, Rastreamento.	87
8.11	Posição do ZENOM no Plano $x - y$ e $x - z$, Rastreamento.	88
8.12	Juntas do Manipulador, Rastreamento.	88
B.1	Sistemas de Orientação RPY.	93
C.1	Sistemas de Orientação por Quaternion.	95
D.1	Sistemas de Coordenadas do NOMAD.	97
D.2	Sistemas de Coordenadas da Base e do NOMAD.	98
D.3	Sistemas de Orientação do ZEBRA-ZERO (juntas $\theta_1, \theta_2, \theta_3$).	99
D.4	Sistemas de Orientação do ZEBRA-ZERO (juntas $\theta_4, \theta_5, \theta_6$).	100
D.5	Sistemas de Orientação do ZEBRA-ZERO (punho-efetuador).	102

Lista de Tabelas

6.1	Parâmetros de um ROV de 185kg.	64
7.1	Ganhos dos Controladores, Trajetória Retilínea com Contato em $t = 0s$	67
7.2	Ganhos dos Controladores, Trajetória Retilínea sem Contato em $t = 0s$	68
7.3	Ganhos dos Controladores, Trajetória Circular.	76
8.1	Ganhos dos Controladores, Regulação.	81
D.1	Limites de excursionamento das juntas do ZEBRA-ZERO.	99

Prefácio

The 3 Laws of Robotics:

1-A robot may not injure a human being, or, through inaction, allow a human being to come to harm.

2-A robot must obey the orders given it by human beings except where such orders would conflict with the First Law.

3-A robot must protect its own existence as long as such protection does not conflict with the First or Second Law.

From Handbook of Robotics, 56th Edition, 2058 A.D., as quoted in I, Robot-Isaac Asimov (1920-1992)

Nomenclatura

Algumas convenções utilizadas nesta tese:

O_i é a origem do sistema de coordenadas i

${}^i\vec{x}$, ${}^i\vec{y}$ e ${}^i\vec{z}$ formam uma base canônica do sistema de coordenadas i

${}^i x_a$ é a posição do ponto $a \in \mathbb{R}^3$ no sistema de coordenadas i .

R_{ij} é a matriz de rotação do sistema de coordenadas j com respeito ao sistema de coordenadas i . Assim: $R_{ij} \cdot R_{jk} = R_{ik}$ e $R_{ij}^T = R_{ij}^{-1} = R_{ji}$.

T_{ij} é a matriz de transformação homogênea do sistema de coordenadas j com respeito ao sistema de coordenadas i .

Ou ainda: $T_{ij} = \begin{bmatrix} R_{ij} & | & {}^i x_j \\ \hline 0_{1 \times 3} & | & 1 \end{bmatrix}$ tal que $\begin{bmatrix} {}^i x_k \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{ij} & | & {}^i x_j \\ \hline 0_{1 \times 3} & | & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} {}^j x_k \\ 1 \end{bmatrix}$ e ${}^i x_j$ a posição de O_j no sistema de coordenadas i .

${}^i \varphi_j$ é uma representação vetorial da orientação dada pela matriz de rotação R_{ij} .

${}^i \dot{x}_{ba}$ é a velocidade linear do sistema de coordenadas com a em relação ao sistema de coordenadas b , escrito no sistema de coordenadas i .

Quando o ponto b for coincidente com a origem do sistema de coordenadas i , ou seja, $b = O_i$, então o termo subscrito b será omitido. Assim: ${}^i \dot{x}_a$ é a velocidade linear do ponto a em relação ao ponto O_i no sistema de coordenadas i .

${}^i \omega_{ba}$ é a velocidade angular do sistema de coordenadas a em relação ao sistema de coordenadas b , escrito no sistema de coordenadas i . Ou ainda, segundo em (Spong & Vidyasagar, 1989; Sciavicco & Siciliano, 1996), $S({}^i \omega_a) = \dot{R}_{ia} R_{ia}^T$, sendo \dot{R} a derivada no tempo de R e $S({}^i \omega_a)$ o operador¹ S aplicado a ${}^i \omega_a$.

${}^i \dot{\varphi}_j$ é a variação no tempo da representação da orientação ${}^i \varphi_j$.

¹Para maiores detalhes sobre o operador S consulte o apêndice A

${}^i f_a$ e ${}^i m_a$ são as forças e momentos aplicados ao ponto a medidos no sistema de coordenadas i .

O efeito de ${}^i f_a$ e ${}^i m_a$ em um ponto b , escrito em um sistema de coordenadas j é dado pela seguinte relação:
$$\begin{bmatrix} {}^j f_b \\ {}^j m_b \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{ji} & 0_{3 \times 3} \\ ({}^j x_a - {}^j x_b) \times R_{ji} & R_{ji} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} {}^i f_a \\ {}^i m_a \end{bmatrix}$$

Quando sobrescritas à esquerda ou subscritas à direita as seguintes letras denotam referência:

- w ao sistema inercial (ou world frame)
- v ao veículo
- b à base do manipulador
- p ao punho do manipulador
- e ao efetuador do manipulador (ou end effector)

E d sobrescrito a direita denota o valor desejado de uma grandeza.

Assim, por exemplo, ${}^w x_e^d$ significa a posição desejada do efetuador no sistema de coordenadas inercial.

Se estivermos tratando de uma variável angular θ , s_α , c_α e tg_α denotam $\sin(\theta_\alpha)$ e $\cos(\theta_\alpha)$, $\tan(\theta_\alpha)$ bem como $s_{\alpha\beta}$, $c_{\alpha\beta}$ e $tg_{\alpha\beta}$ denotam $\sin(\theta_\alpha + \theta_\beta)$, $\cos(\theta_\alpha + \theta_\beta)$ e $\tan(\theta_\alpha + \theta_\beta)$ respectivamente.

Capítulo 1

Introdução

Em diversos campos de atuação da robótica, como a submarina e espacial, é de particular interesse o problema de controle de robôs móveis.

O termo robô móvel aqui empregado se refere a robôs que possuam alguma forma de mobilidade em sua base, o que lhes confere um acréscimo de graus de liberdade disponíveis para a execução de uma determinada tarefa.

Como exemplo podemos citar manipuladores montados sobre algum veículo, seja ele terrestre (como os utilizados para desativar minas e bombas explosivas), submarino (como os ROVs usados em prospecção oceânica) ou ainda espacial (como os integrados aos ônibus espaciais). A estes trataremos por manipuladores móveis.

1.1 Objetivos desta Tese

O objetivo desta tese é desenvolver e testar um controle para manipuladores móveis, onde posição, orientação e força exercida pelo efetuador são os parâmetros de uma tarefa a ser realizada, cuidando para que o manipulador não atinja singularidades ao executá-la. Em particular trataremos aqui do caso de manipuladores móveis montados em ROVs submarinos.

O título deste trabalho, de controle coordenado híbrido de força e posição, se deve a proposta aqui apresentada de integração das técnicas de controle coordenado de posição de manipuladores móveis com as de controle híbrido de força e posição de

manipuladores, comumente encontrada na literatura. Propomos ainda uma forma de minimizar a perturbação de posição causada por forças externas ao sistema, tomando orientações preferenciais que maximizem um esforço corretivo.

A validação do controle desenvolvido será realizada com simulações e testes em laboratório de um robô móvel terrestre emulando a dinâmica de um ROV submarino e equipado com um sensor de força de 6 graus de liberdade em seu efetuador.

1.2 Metodologia Empregada

O trabalho aqui proposto é uma extensão dos trabalhos já realizados por (Rojas, 1999; Bakka, 1999; Bonfadini, 2001).

Uma revisão de tudo que já havia sido feito foi necessária para se poder levantar um modelo em computador tanto do hardware utilizado em laboratório quanto das técnicas de controle desenvolvidas.

Para o controle do veículo optou-se por uma emulação das equações de dinâmica de um ROV real (extraída de (Fjellstad & Fossen, 1994a)) em um robô terrestre pela maior facilidade e disponibilidade deste último.

As diferentes técnicas de controle foram então integradas e novos programas compatíveis com o hardware utilizado foram escritos levando-se em conta esta integração.

Finalmente, o sistema completo foi simulado inteiramente em computador (utilizando o software Matlab), e depois testado no hardware real.

1.3 Revisão Bibliográfica

O controle coordenado foi sugerido pela primeira vez em (Raibert & Craig, 1981). Desde então diversos trabalhos em diferentes áreas da robótica foram realizados, como na área de sistemas aeroespaciais (Dubowsky & Papadopoulos, 1991), submarinos (Mahesh et al., 1991) e terrestres (Nassal, 1994; Nassal et al., 1994; Seraji, 1993; Foulon, 1998; Yamamoto & Yun, 1994; Burga Rojas et al., 2000).

Os trabalhos sobre controle híbrido de força são igualmente extensos e tratados

comumente na literatura especializada. Em (de Luca & Manes, 1994) é tratada a modelagem das forças de contato. Em (Antonelli et al., 2001; Chiaverini, 1997) é apresentada uma forma alternativa de se executar o controle de força por prioridades de tarefas. Em (Perrier et al., 1996) os controles híbrido e por estrutura variável são comparados. Em (Hosoda et al., 1998) o controle híbrido é associado ao controle por visão. E em (Guenther et al., 2000; Yoshikawa & Sudou, 1993) são apresentadas formas de se identificar uma superfície pelas forças de contato.

Na área de controle de ROVs, os trabalhos de (Schjølberg & Fossen, 1994; Fjellstad & Fossen, 1994a; Fjellstad & Fossen, 1994b) tratam da modelagem de veículos submarinos. Trabalhos utilizando a orientação por quaternion podem ser vistos em (Antonelli et al., 2000; Lizarralde et al., 1995). Os efeitos de forças externas em ROVs são tratados em (Betoni Parodi et al., 2002) e em veículos terrestres em (Inoue et al., 2001). Em (Cunha et al., 1995) é desenvolvido um controle à estrutura variável para controle de ROVs. E em (Sarkar et al., 1993) o seguimento de trajetórias para robôs móveis é abordado.

Foram também utilizadas as teses de (Rojas, 1999; Bakka, 1999; Bonfadini, 2001). Bem como os manuais do robô ZEBRA-ZERO (Integrated Motions, 1994) e da base móvel NOMAD XR4000 (Nomadic Technologies, 1999), ambos utilizados na parte experimental.

Da literatura conhecida de robótica disponível foram vistos (Sciavicco & Siciliano, 1996; Spong & Vidyasagar, 1989; Lewis et al., 1993; Murray et al., 1994; Craig, 1986; Yoshikawa, 1990). E ainda (Andeleigh, 1990) para a implementação dos programas de controle.

1.4 Estrutura da Tese

Esta tese se encontra estruturada da seguinte maneira:

Capítulo 2 : as equações de cinemática direta e inversa, e as equações de cinemática diferencial e jacobiano de um manipulador são definidos, bem como seu espaço de trabalho e espaço operacional.

Capítulo 3 : o modelo dinâmico de um ROV é apresentado e como integrar este modelo a uma base móvel terrestre para poder emula-lo. As forças externas já entram nestas equações como perturbações.

Capítulo 4 : o controle coordenado de um manipulador é desenvolvido ignorando a existência de forças que perturbem seu posicionamento.

Capítulo 5 : o controle híbrido é então introduzido, agora ignorando a existência de uma base móvel.

Capítulo 6 : o sistema de controle desenvolvido é então implementado experimentalmente. São dados detalhes do hardware e de como estes influem ou alteram as leis de controle desenvolvidas. Adaptações e simplificações são feitas para que o controle possa então ser implementado em software.

Capítulo 7 : os resultados das simulações em Matlab e dados numéricos das variáveis envolvidas são apresentados.

Capítulo 8 : os resultados dos experimentos realizados e dados numéricos das variáveis envolvidas são apresentados.

Capítulo 9 : são feitas as conclusões sobre este trabalho e sugestões para extensão do trabalho aqui realizado.

Capítulo 2

Cinemática de um Manipulador Móvel

A cinemática trata da descrição do movimento de corpos no espaço, sem levar em consideração as forças e torques que produzem este movimento.

2.1 Espaços de um Manipulador Móvel

Para um estudo das equações de cinemática de um manipulador móvel precisamos definir para o veículo e manipulador alguns espaços a saber:

2.1.1 Espaço Operacional do Veículo

O espaço operacional é onde definimos as tarefas a serem executadas. Particularmente para o veículo definimos aqui os seguintes parâmetros de sua configuração:

- Posição do veículo no sistema de coordenada inercial:

$${}^w x_v = \begin{bmatrix} {}^w x_{v,x} \\ {}^w x_{v,y} \\ {}^w x_{v,z} \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^3 \quad (2.1)$$

- Orientação do veículo no sistema de coordenadas inerciais R_{wv} , escrito em qualquer representação como por quaternion $(\delta, \epsilon_x, \epsilon_y \text{ e } \epsilon_z)$, a de Euler $(\alpha, \beta \text{ e } \gamma)$, ou RPY¹ $(\psi, \theta \text{ e } \phi)$, sendo esta última de agora em diante utilizada para o veículo. Assim, $R_{wv}(\psi, \theta, \phi)$ é representado por:

$${}^w\varphi_v = \begin{bmatrix} {}^w\psi_v \\ {}^w\theta_v \\ {}^w\phi_v \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^3 \quad (2.2)$$

Definindo então um vetor ${}^w\eta_v$ tal que:

$${}^w\eta_v = \begin{bmatrix} {}^wx_v \\ {}^w\varphi_v \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^6 \quad (2.3)$$

Este tipo de representação é muito conveniente para se efetuar alguma técnica de controle com base em um sinal de erro, pois podemos tratar cada elemento do vetor individualmente e obter um vetor de erro nas mesmas dimensões, o que por outro lado não poderíamos fazer diretamente com uma matriz de orientação, pois poderíamos infringir propriedades que justamente caracterizam essas matrizes, por exemplo, ao tratar elemento a elemento da matriz e gerar uma matriz de erro, que com certeza não seria ortonormal.

Para maiores detalhes sobre a representação RPY consulte o apêndice B.

2.1.2 Espaço Operacional do Manipulador

O espaço operacional do manipulador, onde suas tarefas são especificadas, é caracterizado pelos seguintes parâmetros:

¹Roll Pitch Yaw

- Posição do efetuador no sistema de coordenadas inerciais:

$${}^w x_e = \begin{bmatrix} {}^w x_{e,x} \\ {}^w x_{e,y} \\ {}^w x_{e,z} \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^3 \quad (2.4)$$

- Orientação do efetuador no sistema de coordenadas inerciais R_{we} , escrito em qualquer representação como a por quaternion (δ , ϵ_x , ϵ_y e ϵ_z), a de Euler (α , β e γ), ou RPY (ψ , θ e ϕ). Assim, R_{we} é representado por:

$${}^w \varphi_e \in \mathbb{R}^p \quad (2.5)$$

sendo p a dimensão do espaço da representação².

Podemos então definir um vetor ${}^w \eta_e$, como em (2.3), tal que:

$${}^w \eta_e = \begin{bmatrix} {}^w x_e \\ {}^w \varphi_e \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{3+p} \quad (2.6)$$

Sabendo-se que uma posição no espaço é representada por um vetor em \mathbb{R}^3 , portanto com 3 parâmetros, e que uma representação mínima de orientação é também de 3 parâmetros, são necessários portanto, no mínimo 6 graus de liberdade para se executar uma tarefa do manipulador no espaço operacional agora definido. Como somente o veículo já nos garante este numero mínimo (supondo que não hajam restrições em seu movimento), concluí-se que o manipulador móvel possuirá redundância cinemática, que deverá ser devidamente considerada para que o problema de cinemática inversa tenha somente uma solução.

2.1.3 Espaço das Juntas

Espaço das juntas do manipulador, aqui definido genericamente como q , podendo representar tanto deslocamentos lineares para juntas prismáticas (referido por d), quanto

²Por exemplo, $p = 3$ para a representação RPY e $p = 4$ para a representação por quaternion.

deslocamentos angulares para juntas esféricas (referido por θ). Assim, para um manipulador com n graus de liberdade:

$$q = \begin{bmatrix} q_1 \\ q_2 \\ \vdots \\ q_n \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^n \quad (2.7)$$

Com $q_i = d_i$ ou θ_i , $i = 1, 2, \dots, n$.

2.2 Cinemática Direta

Tendo conhecimento da posição do manipulador móvel no espaço das juntas, ou seja, os ângulos e deslocamentos das juntas do manipulador e posição e orientação do veículo no qual este está montado, queremos determinar univocamente a posição e orientação de algum ponto em particular da estrutura deste manipulador. Geralmente este ponto de interesse é o punho do manipulador ou a extremidade da ferramenta agregada a este (aqui tratado por efetuador). Com a associação de uma ou mais matrizes de transformação homogênea podemos facilmente extrair as equações de cinemática direta para qualquer ponto de interesse da estrutura do manipulador móvel:

2.2.1 Para o veículo

A posição do veículo é dada por um único ponto de seu corpo, geralmente localizado em seu centro de massa (desconsiderando o manipulador). Sendo este um veículo submarino ou terrestre, a sua orientação no sistema de coordenadas inerciais pode ser dada por qualquer uma das representações utilizadas como RPY e de Euler. Mas para trabalharmos com matrizes de transformação homogênea temos que converter essas representações para uma matriz de rotação. Assim:

$$T_{wv} = \begin{bmatrix} R_{wv} & | & {}^w x_v \\ \hline 0_{1 \times 3} & | & 1 \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

Onde R_{wv} é obtida da representação de orientação utilizada e ${}^w x_v$ é a posição do veículo no sistema inercial.

2.2.2 Para a base do manipulador

No caso da localização da base não ser coincidente com a posição do veículo (por exemplo quando ${}^w x_v$ estiver no centro de massa do veículo, portanto interno a estrutura), temos que considerar este deslocamento entre sistemas de coordenadas com a seguinte matriz de transformação homogênea:

$$T_{vb} = \left[\begin{array}{c|c} R_{vb} & {}^v x_b \\ \hline 0_{1 \times 3} & 1 \end{array} \right] \quad (2.9)$$

2.2.3 Para o efetuador

Agora se quer localizar no espaço operacional a posição do efetuador em função dos valores dos ângulos e deslocamentos definidos no espaço das juntas q . Para manipuladores com grau de liberdade maiores que 2 a obtenção destas equações por inspeção da geometria não é simples. Uma maneira de se resolver este problema é utilizando a convenção de Denavit-Hartenberg (Sciavicco & Siciliano, 1996) para calcular os deslocamentos entre elos consecutivos individualmente, obtendo desta forma matrizes de transformação homogênea para cada elo e depois multiplica-los em cadeia para obter a matriz do manipulador completo. Para um manipulador com n juntas teríamos:

$$T_{be}(q) = T_{01}(q) \cdot T_{12}(q) \cdots T_{(n-1)n}(q) \quad (2.10a)$$

$$T_{be}(q) = \left[\begin{array}{c|c} R_{be}(q) & {}^b x_e(q) \\ \hline 0_{1 \times 3} & 1 \end{array} \right] \quad (2.10b)$$

E portanto, no sistema inercial, a posição do efetuador é determinada pela cadeia cinemática formada pelo veículo, a base e o próprio manipulador:

$$T_{we} = T_{wv}T_{vb}T_{be}(q) \quad (2.11a)$$

$$T_{we} = \left[\begin{array}{c|c} R_{we} & {}^w x_e \\ \hline 0_{1 \times 3} & 1 \end{array} \right] \quad (2.11b)$$

Na figura 2.1 representamos então todos estes sistemas de coordenadas aqui apresentados.

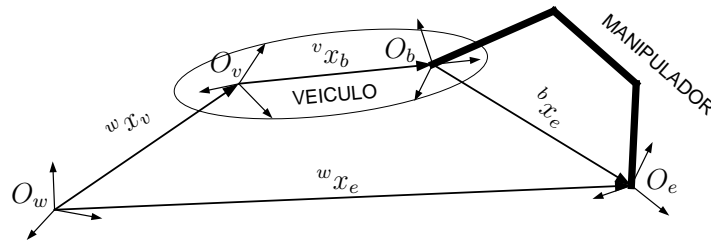


FIGURA 2.1: Sistemas de Coordenadas de um Manipulador Móvel.

2.2.4 Para o punho

No caso de manipuladores que sejam braços antropomórficos, como os do tipo PUMA, podemos definir um ponto entre a base e o efetuador que é chamado de punho do manipulador, analogamente ao punho de um braço humano. Este é formado pela intersecção das 3 últimas juntas do manipulador, onde então se instala alguma ferramenta. A parametrização da cinemática no punho apresenta nesse caso características que simplificam o controle como o desacoplamento entre posição e orientação.

Assim, para um manipulador com n juntas podemos escrever, da mesma maneira que em (2.10):

$$T_{bp}(q) = T_{01}(q) \cdot T_{12}(q) \cdots T_{(n-1)n}(q) \quad (2.12a)$$

$$T_{bp}(q) = \left[\begin{array}{c|c} R_{bp}(q) & {}^b x_p(q) \\ \hline 0_{1 \times 3} & 1 \end{array} \right] \quad (2.12b)$$

Precisamos então de mais uma matriz de transformação homogênea, que relacione o sistema de coordenadas do punho com o sistema do efetuador:

$$T_{pe} = \left[\begin{array}{c|c} R_{pe} & {}^p x_e \\ \hline 0_{1 \times 3} & 1 \end{array} \right] \quad (2.13)$$

Assim, no sistema inercial, a posição do efetuador pode ser descrita pela cadeia cinemática formada pelo veículo, a base, o punho e o efetuador do manipulador:

$$T_{we} = T_{wv}T_{vb}T_{bp}T_{pe} \quad (2.14)$$

2.3 Cinemática Inversa

A localização do efetuador no sistema de coordenadas inercial é obtida conforme a equação (2.11). O problema da cinemática inversa é, dada a posição conhecida do efetuador, conseguir obter as variáveis de estado do manipulador móvel que justamente o colocam nesta posição conhecida.

O posicionamento do efetuador depende, como se viu, da posição do veículo, da base do manipulador e da posição deste com relação a sua base.

Para o veículo a sua posição corresponde sua a própria variável de estado e a posição da base do manipulador é constante em relação ao veículo. Portanto o único problema de cinemática inversa é em relação ao manipulador, onde é conhecida sua posição cartesiana (ou pelo menos suas tarefas são especificadas neste espaço cartesiano) e deseja-se saber suas variáveis de estado, ou seja, determinar a sua posição no espaço das juntas. Portanto, pode-se dizer que a cinemática inversa é uma transformação que leva coordenadas do espaço operacional para o espaço das juntas.

A solução da cinemática inversa de um manipulador é necessária para o seu controle quando suas tarefas são definidas em posições e orientações no espaço de trabalho cartesiano, onde na verdade os motores do manipulador atuam em variáveis pertencentes ao espaço das juntas.

Ao contrário da cinemática direta, onde podemos determinar univocamente a posição e orientação do efetuador, o problema de cinemática inversa é muito mais complexo, pois:

- geralmente precisamos de funções inversas de expressões complexas não lineares, que podem inclusive não ter forma fechada.
- podemos ter múltiplas soluções (o que é bem freqüente, inclusive com baixo número de graus de liberdade).
- podemos ter infinitas soluções no caso de redundância cinemática, onde o temos mais graus de liberdade que o necessário para se executar uma tarefa.
- ou ainda soluções não admissíveis devido à estrutura cinemática do manipulador.

2.4 Jacobiano

Na seção 2.2 vimos como as equações de cinemática direta relacionam as posições que um veículo ou um manipulador podem assumir entre diferentes sistemas de coordenadas de forma que, dadas as coordenadas do veículo e do manipulador em seu espaço das juntas, obtenhamos suas coordenadas no espaço operacional. Na seção 2.3 vimos como proceder com o problema inverso, isto é, dadas as coordenadas no espaço operacional obter as coordenadas do veículo e das juntas do manipulador.

Agora veremos como relacionar velocidades nos diferentes espaços, pelas equações de cinemática diferencial:

2.4.1 Jacobiano Geométrico

Seja o seguinte vetor de velocidade, ${}^i v_{ba}$ para um manipulador com n juntas:

$${}^i v_{ba} = \begin{bmatrix} {}^i \dot{x}_{ba} \\ {}^i \omega_{ba} \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^6 \quad (2.15)$$

Chamaremos ${}^i \mathcal{J}_{ba} \in \mathbb{R}^{6 \times n}$ de jacobiano geométrico do sistema de coordenadas a em relação ao sistema de coordenadas b no sistema de coordenadas i , a matriz que relaciona velocidades em um determinado espaço \dot{q} de dimensão n com o vetor de velocidades ${}^i v_{ba}$, tal que:

$${}^i v_{ba} = {}^i \mathcal{J}_{ba} \dot{q} \quad (2.16)$$

Assim como definido para velocidades, se o ponto b for coincidente com a origem do sistema de coordenadas i , ou seja, $b = O_i$ então o termo b será omitido. De tal forma que o jacobiano seja expresso como ${}^i \mathcal{J}_a$.

Se o manipulador for um braço antropomórfico tipo PUMA com 6 juntas, onde é possível identificar o punho em sua estrutura, o jacobiano do punho em relação a base, em um sistema de coordenadas i , ${}^i \mathcal{J}_{bp} \in \mathbb{R}^{6 \times 6}$ apresenta a seguinte particularidade:

$${}^i \mathcal{J}_{bp} = \left[\begin{array}{c|c} J_{11} & 0_{3 \times 3} \\ \hline J_{21} & J_{22} \end{array} \right] \quad (2.17)$$

ou seja, a posição do punho é determinada somente por J_{11} , associado às 3 primeiras juntas do manipulador. Isto permite um desacoplamento entre os controles de posição e orientação do manipulador que em algumas circunstâncias pode facilitar o controle.

Quando este desacoplamento for possível, chamaremos a $J_{11} \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ de jacobiano translacional, ou ${}^i J_{bp}$ e a $[J_{21} J_{22}] \in \mathbb{R}^{3 \times 6}$ de jacobiano rotacional ou ${}^i \widehat{J}_{bp}$.

Vale ainda lembrar a seguinte relação, que permite escrever o jacobiano \mathcal{J}_{ba} expresso em um sistema de coordenadas j em um outro sistema de coordenadas i :

$${}^i \mathcal{J}_{ba} = \begin{bmatrix} R_{ij} & -({}^i x_b - {}^i x_a) \times R_{ij} \\ 0_{3 \times 3} & R_{ij} \end{bmatrix} {}^j \mathcal{J}_{ba} \quad (2.18)$$

2.4.2 Jacobiano da Representação

Seja um vetor de velocidade da representação de orientação ${}^i\varphi_j$:

$${}^i\dot{\varphi}_j \in \mathbb{R}^p \quad (2.19)$$

sendo p a dimensão do espaço da representação.

Chamaremos ${}^iJ_R({}^i\varphi_j) \in \mathbb{R}^{p \times 3}$ de jacobiano da representação de R_{ij} no sistema de coordenadas i , a matriz que relaciona o vetor de velocidades angulares ${}^i\omega_j$ com o vetor de velocidade da representação ${}^i\dot{\varphi}_j$, tal que:

$${}^i\dot{\varphi}_j = {}^iJ_R({}^i\varphi_j) {}^i\omega_j \quad (2.20)$$

De onde podemos escrever:

$${}^i\eta_{ij} = \begin{bmatrix} {}^i\dot{x}_{ij} \\ {}^i\dot{\varphi}_j \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I & | & 0_{3 \times 3} \\ \hline 0_{p \times 3} & | & {}^iJ_R({}^i\varphi_j) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} {}^i\dot{x}_{ij} \\ {}^i\omega_j \end{bmatrix} = {}^i\widetilde{J}_R({}^i\varphi_j) {}^i v_{ij} \quad (2.21)$$

com ${}^i\widetilde{J}_R({}^i\varphi_j) \in \mathbb{R}^{(3+p) \times 6}$.

Para maiores detalhes sobre ${}^iJ_R({}^i\varphi_j)$ nas representações de RPY e por quaternion consulte os apêndices B e C respectivamente.

2.4.3 Jacobiano Analítico

Seja o seguinte vetor de velocidade, ${}^i\dot{\eta}_{ij}$, levando em conta um particular sistema de representação da orientação ${}^i\varphi_j$, a exemplo de como foi definido ${}^w\eta_v$ em (2.3), ou ${}^w\eta_e$ em (2.6):

$${}^i\dot{\eta}_{ij} = \begin{bmatrix} {}^i\dot{x}_{ij} \\ {}^i\dot{\varphi}_j \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{3+p} \quad (2.22)$$

Chamaremos ${}^iJ_A({}^i\eta_{ij}) \in \mathbb{R}^{(3+p) \times n}$ de jacobiano analítico do sistema de coordenadas j em relação ao sistema de coordenadas i no sistema de coordenadas i , a matriz que relaciona velocidades em um determinado espaço q de dimensão n com o vetor de

velocidades ${}^i\dot{\eta}_{ij}$, tal que:

$${}^i\dot{\eta}_{ij} = {}^iJ_A({}^i\eta_{ij})\dot{q} \quad (2.23)$$

Por outro lado, de (2.16) e (2.21):

$${}^i\dot{\eta}_{ij} = \left[\begin{array}{c|c} I & 0_{3 \times 3} \\ \hline 0_{p \times 3} & {}^iJ_R({}^i\varphi_j) \end{array} \right] {}^i\mathcal{J}_{ij}\dot{q} \quad (2.24)$$

De onde se conclui que:

$${}^iJ_A({}^i\eta_{ij}) = \left[\begin{array}{c|c} I & 0_{3 \times 3} \\ \hline 0_{p \times 3} & {}^iJ_R({}^i\varphi_j) \end{array} \right] {}^i\mathcal{J}_{ij} = {}^i\widetilde{J}_R({}^i\varphi_j) {}^i\mathcal{J}_{ij} \quad (2.25)$$

Capítulo 3

Dinâmica de um ROV

3.1 Modelagem Completa

No capítulo 2 vimos a modelagem cinemática de um robô móvel. Agora trataremos do modelo dinâmico da base móvel deste robô, mais precisamente de um ROV¹ submarino, como o que se pode ver na figura 3.1.



FIGURA 3.1: ROV Submarino.

As equações que descrevem a dinâmica de um corpo tratam dos balanços das forças envolvidas em seu movimento. Quando tratamos de um manipulador montado em um ROV, as forças envolvidas no manipulador são, em geral, bem inferiores às envolvidas no ROV, devido a massa deste ser muito superior à do manipulador. Portanto aqui não trataremos do modelo dinâmico do manipulador, que será modelado

¹Do inglês, Veículo de Operação Remota

apenas cinematicamente, conforme sugerido em (Yoerger et al., 1996; Canudas de Wit et al., 2000).

O modelo dinâmico de um veículo submarino geralmente é bem complexo, não somente por este poder se movimentar nos 6 possíveis graus de liberdade como também está sujeito à ação de forças de arrasto hidrodinâmico, entre outras, o que dificulta a realização de um modelo preciso. Ainda assim, seu modelo pode ser descrito de uma forma genérica bem conhecida:

$$M\dot{\nu} + C(\nu)\nu + D(\nu)\nu + g({}^w\varphi_v) = \tau \quad (3.1)$$

onde

$$\nu = \begin{bmatrix} v\dot{x}_v \\ v\omega_v \end{bmatrix} \quad (3.2)$$

é o vetor com as velocidades de translação e rotação do veículo no sistema de coordenadas do veículo².

$$M = \begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} \\ M_{21} & M_{22} \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{6 \times 6}, M_{ij} \in \mathbb{R}^{3 \times 3} \quad (3.3a)$$

$$M = M^T \quad (3.3b)$$

$$y^T M y > 0, \forall y \neq 0 \quad (3.3c)$$

é a matriz de inércia, simétrica, constante e positiva definida.

$$C(\nu) = \begin{bmatrix} 0_{3 \times 3} & -S(M_{11}\dot{x} + M_{12}\omega) \\ -S(M_{11}\dot{x} + M_{12}\omega) & -S(M_{21}\dot{x} + M_{22}\omega) \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{6 \times 6} \quad (3.4a)$$

$$C(\nu) = -C(\nu)^T \in SS(6) \quad (3.4b)$$

é a matriz dos termos de Coriolis e centrífuga, que pertence ao espaço das matrizes antisimétricas de ordem 6.

²Os índices subscritos e sobrescritos de ν são aqui omitidos para não sobrecarregar a notação.

$$D(\nu) \in \mathbb{R}^{6 \times 6} \quad (3.5a)$$

$$y^T D(\nu) y > 0, \forall y \neq 0 \quad (3.5b)$$

é a matriz, positiva definida, que contém os termos de forças dissipativas e momentos devidos ao arrasto hidrodinâmico.

$$g({}^w\varphi_v) \in \mathbb{R}^6 \quad (3.6)$$

o vetor com as forças gravitacionais e de empuxo, aqui colocado dependente de ${}^w\varphi_v$ pois estas forças tem direção constante no sistema inercial, porém no sistema de coordenadas do veículo estas variam em função de sua orientação.

E por último,

$$\tau \in \mathbb{R}^6 \quad (3.7)$$

o vetor das forças e torques de controle, que já estão no sistema de coordenadas do veículo, ou seja, estas forças e torques são coincidentes com os eixos principais do veículo. Na verdade os motores em um ROV raramente permitirão que se considerem os empuxos resultantes nas mesmas direções dos eixos principais do veículo, sendo as forças e torques nestes eixos formados pela composição de diferentes propulsores. Este fator será porém aqui ignorado, e continuaremos o trabalho com o modelo simplificado.

Para maiores detalhes sobre as equações de dinâmica de ROVs aqui utilizadas vide (Fjellstad & Fossen, 1994a; Fjellstad & Fossen, 1994b).

3.2 Reação às Forças de Contato

Em todas as possíveis tarefas que podem ser realizadas por robôs móveis, é natural esperar que haja contato, mesmo que indesejado, entre o manipulador ou mesmo o veículo e o ambiente. No caso de ROVs, esse contato estará associado a uma respectiva força que não deve ser desconsiderada.

Esta força atuará no veículo como uma perturbação em sua posição, e pode ser modelada se substituirmos o sinal de controle τ por $\tau + \tau_E$, onde τ_E é o termo devido a estas forças externas antes não incluídas na modelagem, e que agora entram como uma perturbação do modelo. Assim, a equação (3.1) pode ser reescrita como:

$$M\dot{\nu} + C(\nu)\nu + D(\nu)\nu + g({}^w\varphi_v) = \tau + \tau_E \quad (3.8)$$

Se o ROV ou o manipulador forem capazes de mensurar esta força, direta ou indiretamente, esta poderá ser levada em consideração no controle de forma a minimizar seus efeitos.

3.3 Emulação do ROV em uma Base Móvel Terrestre

No capítulo 2 vimos que para descrevermos a posição e orientação de um ROV no espaço de trabalho cartesiano precisamos de 6 graus de liberdade.

Veremos agora como proceder no caso de não utilizarmos um ROV real para experiências, mas sim uma base móvel terrestre.

3.3.1 O Robô NOMAD XR4000

A base móvel terrestre que será utilizada na parte prática deste trabalho pode ser vista na figura 3.2. O NOMAD XR4000 (daqui em diante chamado apenas de NOMAD) é um robô produzido pela Nomadic Technologies Inc, dotado de 2 computadores internos, comunicação em rede via rádio, baterias internas com autonomia de quase 1600 Wh,

diversos sensores de posição e proximidade e um complexo sistema de drivers em 4 rodas independentes, que juntas proporcionam movimentação não holonômica em 3 graus de liberdade (2 de translação e 1 de rotação, todos no plano $x - y$ do sistema inercial).



FIGURA 3.2: Nomad XR4000.

O NOMAD possui em suas rodas sensores de posição, que após corretamente inicializados (durante o start-up do hardware) são capazes de localiza-lo no espaço inercial com grande precisão.

Mesmo sendo um veículo relativamente pesado (cerca 150 kg sem carga adicional) a dinâmica de acionamento das rodas é bem rápida, o que permitiria até realizar um controle cinemático. Porém estamos aqui interessados justamente na dinâmica, e em como emular nesta base móvel com graus de liberdade reduzido, a dinâmica de um ROV marítimo de 6 graus de liberdade.

As características do NOMAD, suas dimensões e sistema de coordenadas são apresentados no apêndice D.1.

3.3.2 Equações de Dinâmica Reduzidas

Sejam as velocidades de translação e rotação, definidas em (3.2):

$${}^v\dot{\mathbf{x}}_v = \begin{bmatrix} \dot{x}_x \\ \dot{x}_y \\ \dot{x}_z \end{bmatrix} ; \quad {}^v\boldsymbol{\omega}_v = \begin{bmatrix} \omega_x \\ \omega_y \\ \omega_z \end{bmatrix} \quad (3.9)$$

Sendo os índices subscritos x , y e z referentes ao sistema de coordenadas do veículo.

Sabemos que o NOMAD se movimenta apenas no plano, portanto não tem velocidade de translação no eixo ${}^v\vec{z}$ nem rotação nos eixos ${}^v\vec{x}$ e ${}^v\vec{y}$. Podemos então reescrever (3.9) como:

$${}^v\dot{\mathbf{x}}_v = \begin{bmatrix} \dot{x}_x \\ \dot{x}_y \\ 0 \end{bmatrix} ; \quad {}^v\boldsymbol{\omega}_v = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \omega_z \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

Onde ω_z agora pode ser igualado ao rumo do ROV, ou ${}^w\phi_v$ da equação (2.2), mas somente por estarmos com velocidades de rotação nulas nos eixos ${}^v\vec{x}$ e ${}^v\vec{y}$.

Agora seja a matriz de massa M , conforme definida em (3.3a):

$$M = \begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} \\ M_{21} & M_{22} \end{bmatrix}$$

com

$$M_{11} = \begin{bmatrix} m_1 & & \\ & m_2 & \\ & & m_3 \end{bmatrix} ; \quad M_{22} = \begin{bmatrix} m_4 & & \\ & m_5 & \\ & & m_6 \end{bmatrix} ; \quad M_{12} = M_{21} = \mathbf{0}_{3 \times 3}$$

E a matriz dos termos Coriolis e centrífuga, conforme definida em (3.4b):

$$C(\nu) = \left[\begin{array}{c|c} 0_{3 \times 3} & -S(M_{11}\dot{x} + M_{12}\omega) \\ \hline -S(M_{11}\dot{x} + M_{12}\omega) & -S(M_{21}\dot{x} + M_{22}\omega) \end{array} \right]$$

com,

$$M_{11}\dot{x} = \begin{bmatrix} m_1\dot{x}_x \\ m_2\dot{x}_y \\ 0 \end{bmatrix} ; M_{22}\omega = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ m_6\omega_z \end{bmatrix} ; M_{12}\omega = M_{21}\dot{x} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

e

$$-S(M_{11}\dot{x}) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -m_2\dot{x}_y \\ 0 & 0 & m_1\dot{x}_x \\ m_2\dot{x}_y & -m_1\dot{x}_x & 0 \end{bmatrix} ; -S(M_{22}\omega) = \begin{bmatrix} 0 & m_6\omega_z & 0 \\ -m_6\omega_z & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

então:

$$C(\nu)\nu = \left[\begin{array}{ccc|ccc} & & & 0 & 0 & -m_2\dot{x}_y \\ & & & 0 & 0 & m_1\dot{x}_x \\ & & 0_{3 \times 3} & m_2\dot{x}_y & -m_1\dot{x}_x & 0 \\ \hline 0 & 0 & -m_2\dot{x}_y & 0 & m_6\omega_z & 0 \\ 0 & 0 & m_1\dot{x}_x & -m_6\omega_z & 0 & 0 \\ m_2\dot{x}_y & -m_1\dot{x}_x & 0 & 0 & 0 & 0 \end{array} \right] \begin{bmatrix} \dot{x}_x \\ \dot{x}_y \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ \omega_z \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

que pode ser reduzida a:

$$C(\nu)\nu = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -m_2\dot{x}_y \\ 0 & 0 & m_1\dot{x}_x \\ m_2\dot{x}_y & -m_1\dot{x}_x & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x}_x \\ \dot{x}_y \\ \omega_z \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

Assim como M a:

$$M = \begin{bmatrix} m_1 & & \\ & m_2 & \\ & & m_6 \end{bmatrix} \quad (3.13)$$

E a matriz $D(\nu)$ a:

$$D(\nu) = \begin{bmatrix} \bar{d}_1 + d_1 |\dot{x}_x| & & \\ & \bar{d}_2 + d_2 |\dot{x}_y| & \\ & & \bar{d}_6 + d_6 |\omega_z| \end{bmatrix} \quad (3.14)$$

onde os parâmetros \bar{d}_i e d_i determinam os termos dissipativos hidrodinâmicos, nos quais se percebem as parcelas quadráticas de arrasto, comuns nas equações de dinâmica de veículos aquáticos.

O vetor $g({}^w\varphi_v)$ é aqui considerado nulo pois, como foi dito anteriormente, não existe movimento no eixo ${}^v\vec{z}$ para o NOMAD.

Na figura 3.3 podemos ver uma representação em diagrama de blocos para este modelo interno simplificado do ROV (distinto do modelo completo apenas por não conter o termo de gravidade e pela dimensão reduzida).

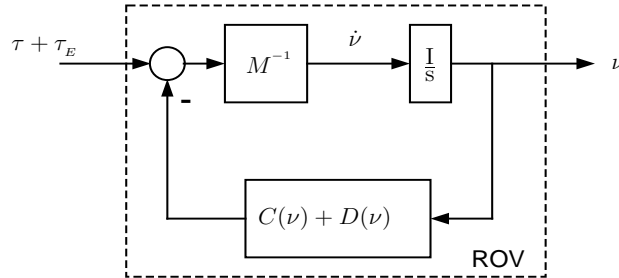


FIGURA 3.3: Modelo Interno do ROV.

3.3.3 Emulação no NOMAD XR4000

Observando as equações de dinâmica do ponto de vista de entrada e saída, podemos tratar o modelo do ROV como um sistema que recebe em sua entrada um vetor τ de sinal de controle e apresenta em sua saída um vetor ν de velocidades, ambos no sistema de coordenadas do veículo.

Já o NOMAD pode ser tratado como um sistema onde temos na saída um vetor ${}^w\eta_v$ de posições

$${}^w\eta_v = \begin{bmatrix} {}^w x_{v,x} \\ {}^w x_{v,y} \\ {}^w \phi_{v,z} \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

e na entrada um vetor de velocidades ${}^w\nu$ (com ${}^w\nu \neq {}^w\dot{\eta}_v$ pois o NOMAD tem uma dinâmica interna para atingir velocidades de referência), porém agora no sistema inercial.

O objetivo aqui é emular o ROV com o NOMAD, ou seja, fazer com que o NOMAD se movimente segundo as equações de dinâmica reduzida do ROV, obtidas na seção 3.3.2.

O modelo de entrada-saída do NOMAD foi levantado experimentalmente por testes com resposta a degrau de velocidade em (Nunes et al., 2002) e podemos vê-lo na figura 3.4, em que se observa que a resposta do NOMAD é bem rápida, o suficiente para que a dinâmica do NOMAD não influa na dinâmica emulada do ROV.

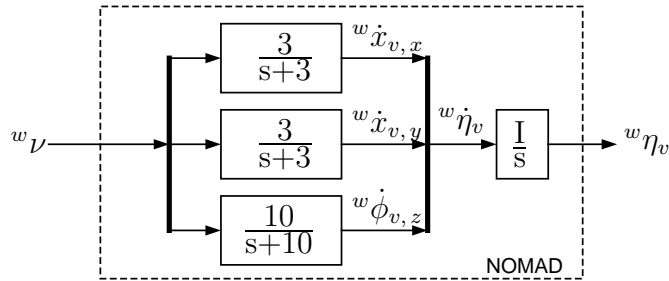


FIGURA 3.4: Modelo Interno do Nomad XR4000.

As equações de modelagem do ROV resultam em um vetor de velocidades no sistema

do veículo ${}^v\nu$, o NOMAD porém se referencia ao sistema inercial. Precisamos então escrever o vetor ${}^v\nu$ para o sistema inercial. Isto se consegue aplicando-o à matriz R_{wv} .

Convém lembrar que originalmente o vetor de velocidades possuía dimensão 6, portanto deveríamos aplicar separadamente o vetor de velocidades lineares ${}^v\dot{x}_v$ e angulares ${}^v\omega_v$ à matriz de rotação R_{wv} . Agora temos termos nulos nos 2 vetores de velocidade (conforme (3.10)), que foram eliminados, reduzindo as dimensões dos mesmos. Para opera-los às matrizes de rotação deveríamos tê-los completos na sua dimensão original. No entanto, como a matriz R_{wv} representa apenas uma rotação elementar em torno do eixo z do sistema inercial, e como este será sempre paralelo ao eixo z do sistema do veículo (justamente por não haverem rotações nos eixos x e y), podemos neste caso operar o vetor reduzido de velocidades, tal como aparece em (3.12), diretamente à R_{wv} , sem perda de generalidade.

O diagrama do sistema ROV-NOMAD, que será a carga a ser controlada, pode ser visto na figura 3.5:

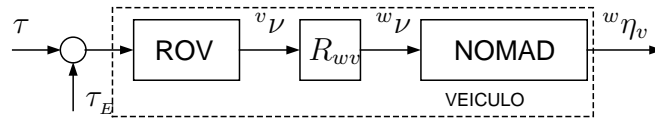


FIGURA 3.5: Diagrama de Blocos do Sistema ROV-NOMAD.

Capítulo 4

Controle Coordenado de Posição de um Manipulador Móvel

Nas tarefas onde manipuladores são empregados, um dado importante que se deve levar em consideração é o espaço de trabalho do manipulador. Obviamente se deve atentar para que não se opere em pontos que estejam perto da sua fronteira de trabalho, pois nessa região atingimos singularidades cinemáticas, que dificultam ou impossibilitam o controle.

Quando utilizamos manipuladores móveis como o da figura 4.1 esse espaço de trabalho é sensivelmente ampliado, e muitas vezes atingir pontos de singularidade não é mais um problema. A base móvel de um manipulador móvel acrescenta graus de liberdade ao manipulador fixo original, tornando-o cinematicamente redundante para a maioria das tarefas, inclusive nas que seriam não realizáveis por um mesmo manipulador porém fixo.

Esta redundância cinemática torna necessária uma mudança de paradigma na forma de se analisar um problema e nas possíveis estratégias para resolvê-lo, de forma a aproveitar as vantagens de um manipulador móvel sobre um mesmo modelo de base fixa. É em uma dessas novas estratégias que será baseado este trabalho.



FIGURA 4.1: Manipulador Móvel.

4.1 Estratégia de Controle Coordenado

Quando alguém escreve em um quadro negro ou pinta uma parede, realiza um movimento com seu braço até determinado ponto e depois movimenta o resto do corpo para perto deste ponto, evitando esticar o braço até onde se alcança, pois faria um grande esforço para mantê-lo nesta incômoda posição. É algo natural que fazemos sem pensar, que nos coloca numa posição mais confortável, ou ainda, de menor energia, para aproveitar a liberdade de movimento do corpo e poupar atividade excessiva do braço.

É exatamente esta a idéia aqui proposta, baseada nos trabalhos de (Yamamoto & Yun, 1994; Egeland & Sagli, 1993; Inoue et al., 2001).

4.1.1 Caracterização do Problema de Controle

Temos aqui um manipulador móvel, cujas equações de cinemática foram descritas no capítulo 2.

Este manipulador móvel é constituído:

- de uma base móvel (o NOMAD emulando um ROV)
- de um manipulador robótico

- de um sensor de força em seu efetuador

Como tarefa queremos que a ponta do efetuador siga uma determinada trajetória no espaço ${}^w x_e^d = {}^w x_e^d(t)$, mantendo também uma determinada orientação ${}^w \varphi_e^d = {}^w \varphi_e^d(t)$ ou $R_{we}^d = R_{we}^d({}^w \varphi_e^d, t)$ ao longo desta trajetória, ou seja:

$$\begin{bmatrix} {}^w x_e \\ {}^w \varphi_e \end{bmatrix} = {}^w \eta_e \rightarrow {}^w \eta_e^d = \begin{bmatrix} {}^w x_e^d \\ {}^w \varphi_e^d \end{bmatrix} \quad (4.1a)$$

$$R_{we} \rightarrow R_{we}^d \quad (4.1b)$$

4.1.2 Conceito de Manipulabilidade

Por manipulabilidade entende-se como, para uma dada configuração q de um manipulador, o quanto este pode ainda se movimentar sem alcançar configurações singulares, ou ainda, o quão distante este se encontra de uma singularidade em seu espaço de trabalho.

Considere o conjunto de velocidades nas juntas \dot{q} tal que:

$$\dot{q}^T \dot{q} = 1 \quad (4.2)$$

que descreve uma esfera de raio unitário no espaço de \dot{q} . Levando em consideração que $\dot{q} = J^\dagger(q)v$, podemos reescrever (4.2) como:

$$v^T [J^{\dagger T}(q)J^\dagger(q)]v = v^T [J(q)J^T(q)]^{-1}v = 1 \quad (4.3)$$

que é a equação da superfície de um elipsóide no espaço das velocidades do efetuador. Da álgebra linear, sabe-se que a direção dos eixos principais deste elipsóide são dadas pelos autovetores de JJ^T , enquanto que as dimensões destes eixos são determinadas pelos valores singulares de J , $\sigma_i = \sqrt{\lambda_i(JJ^T)}$, onde λ_i denota um autovalor de JJ^T .

Uma medida global de manipulabilidade de um manipulador pode ser obtida considerando o volume deste elipsóide, que é proporcional a uma quantia w , definida como:

$$w = \sqrt{\det[J(q)J(q)^T]} \quad (4.4)$$

ou

$$w = |\det[J(q)]| \quad (4.5)$$

para o caso de manipuladores não redundantes, ou seja, em que a dimensão de seu espaço operacional q é igual a dimensão de seu espaço de trabalho, ou ainda, quando o jacobiano J é uma matriz quadrada. Deve-se observar que J é aqui considerado como o jacobiano geométrico do manipulador. O uso do jacobiano analítico poderia incluir na medida da manipulabilidade singularidades da representação que não corresponderiam a singularidades do espaço de trabalho do manipulador.

4.1.3 Estratégia para o Manipulador

O manipulador tenta alcançar a referência desejada como se estivesse em uma base fixa, executando a tarefa sozinho como se não contasse com o auxílio da base móvel. A referência passada portanto para o manipulador é o próprio ${}^w\eta_e^d$.

4.1.4 Estratégia para o Veículo

O veículo tenta então acompanhar os movimentos do manipulador, de forma que o último não trabalhe em regiões próximas das singularidades cinemáticas.

Como mencionado anteriormente, a presença do veículo ou base móvel, confere ao manipulador uma redundância cinemática que deve ser aproveitada. Isso significa que para uma dada tarefa de posicionamento e orientação do efetuador podem existir infinitas soluções de posicionamento conjunto de manipulador e veículo. A idéia aqui é restringir os movimentos do manipulador em relação ao seu próprio sistema de coordenadas, a pontos ou intervalos de seu espaço operacional que atendam a um critério de máxima manipulabilidade (aqui parametrizada a pontos somente, segundo (Yamamoto & Yun, 1994)) e deixar que o veículo se posicione corretamente para que, a cada ins-

tante, o manipulador permaneça nestes pontos ou intervalos, mesmo se movimentando no espaço inercial. Ainda lembrando a analogia feita, esta é exatamente a forma como procedemos ao posicionar nosso corpo de forma que nosso braço permaneça sempre numa posição confortável.

A referência passada para o veículo é calculada a partir da posição desejada do efetuator ${}^w\eta_e^d$ e de pontos nominais de seu espaço de estado, ou q^* , que atendam a um critério de máxima manipulabilidade.

No entanto contamos ainda com um sensor de força, e podemos portanto saber com que força o manipulador está interagindo com o ambiente. Como foi mencionado na seção 3.2, esta força terá influência direta no posicionamento do veículo que naturalmente provocará uma ação de controle para corrigir este erro de posicionamento. Seria então interessante orientar o veículo, por exemplo, de forma que a orientação desta força em relação ao veículo ficasse alinhada na mesma direção e em sentido oposto à ação de seus propulsores, ou alinhada a qualquer outra orientação de interesse.

4.2 Controle do Manipulador

Consideraremos aqui o controle de um manipulador do tipo PUMA, de acordo com as características cinemáticas apresentadas na seção 2.2.4. Lembrando das matrizes de transformação homogênea T_{wv} (2.8), T_{vb} (2.9), T_{bp} (2.12) e T_{pe} (2.13) e de como elas se relacionam para formar T_{we} (2.14), podemos então expandir ${}^w x_e$ em:

$${}^w x_e = {}^w x_v + R_{wv} \left[{}^v x_b + R_{vb} \left[{}^b x_p + R_{bp} {}^p x_e \right] \right] \quad (4.6)$$

onde ${}^b x_p$ é função do espaço das juntas q do manipulador conforme explicado na seção 2.2.4:

$${}^b x_p = {}^b x_p(q) \quad (4.7)$$

Podemos também expandir R_{we} em:

$$R_{we} = R_{wv} R_{vb} R_{bp} R_{pe} \quad (4.8)$$

onde R_{bp} é função da orientação do punho no sistema de coordenadas da base, representada por ${}^b\varphi_p$, que por sua vez, assim como ${}^b x_p$, é função do espaço operacional q do manipulador:

$$R_{bp} = R_{bp}({}^b\varphi_p) \quad (4.9a)$$

$${}^b\varphi_p = {}^b\varphi_p(q) \quad (4.9b)$$

Vamos assumir inicialmente que o controle de posição e orientação podem ser realizados separadamente, e desenvolver portanto as equações de cinemática para posição e orientação do efetuador no sistema de coordenada inercial também de forma separada.

4.2.1 Posição

Diferenciando a equação (4.6) no tempo, lembrando que ${}^b x_e = {}^b x_p + R_{bp}{}^p x_e$ temos:

$$\begin{aligned} {}^w \dot{x}_e &= {}^w \dot{x}_v + \dot{R}_{wv} \underbrace{[{}^v x_b + R_{vb} {}^b x_e]} + R_{wv} \left[\overbrace{{}^v \dot{x}_b}^0 + \overbrace{\dot{R}_{vb} {}^b x_e}^0 + R_{vb} [{}^b \dot{x}_p + \dot{R}_{bp} {}^p x_e + \overbrace{R_{bp} {}^p \dot{x}_e}]^0 \right] \\ &= {}^w \dot{x}_v + \dot{R}_{wv} [{}^v x_e] + R_{wv} [R_{vb} [{}^b \dot{x}_p + \dot{R}_{bp} {}^p x_e]] \end{aligned} \quad (4.10)$$

Lembrando que a base não se movimenta em relação ao veículo, portanto com ${}^v \dot{x}_b = 0$ e $\dot{R}_{vb} = 0$ e que o efetuador não se movimenta em relação ao punho, portanto com ${}^p \dot{x}_e = 0$. E ainda com $\dot{R}_{wv} = S({}^w \omega_v) R_{wv}$ e $\dot{R}_{bp} = S({}^b \omega_b) R_{bp}$, que nos permite escrever:

$$\begin{aligned} {}^w \dot{x}_e &= {}^w \dot{x}_v + S({}^w \omega_v) R_{wv} {}^v x_e + R_{wb} [S({}^b \omega_b) R_{bp} {}^p x_e + {}^b \dot{x}_p] \\ &= {}^w \dot{x}_v + S({}^w \omega_v) R_{wv} {}^v x_e + S(R_{wb} {}^b \omega_b) R_{wp} {}^p x_e + R_{wb} {}^b \dot{x}_p \\ &= {}^w \dot{x}_v + {}^w \omega_v \times [R_{wv} {}^v x_e] + [R_{wb} {}^b \omega_b] \times [R_{wp} {}^p x_e] + R_{wb} {}^b \dot{x}_p \end{aligned} \quad (4.11)$$

4.2.2 Orientação

Diferenciando a equação (4.8) no tempo temos:

$$\dot{R}_{we} = \dot{R}_{wv}R_{vb}R_{bp}R_{pe} + \underbrace{R_{wv}\dot{R}_{vb}R_{bp}R_{pe}}_{0_{3 \times 3}} + R_{wv}R_{vb}\dot{R}_{bp}R_{pe} + \underbrace{R_{wv}R_{vb}R_{bp}\dot{R}_{pe}}_{0_{3 \times 3}} \quad (4.12)$$

que se reduz à:

$$\dot{R}_{we} = \dot{R}_{wv}R_{ve} + R_{wb}\dot{R}_{bp}R_{pe} \quad (4.13)$$

pois como foi dito na seção 4.2.1 $\dot{R}_{vb} = 0_{3 \times 3}$ e $\dot{R}_{bp} = 0_{3 \times 3}$.

Lembrando que $\dot{R}_{ij} = S({}^i\omega_j)R_{ij}$, temos que os termos \dot{R}_{we} , \dot{R}_{wv} e \dot{R}_{bp} podem ser decompostos em:

$$\dot{R}_{we} = S({}^w\omega_e)R_{we} \quad (4.14a)$$

$$\dot{R}_{wv} = S({}^w\omega_v)R_{wv} \quad (4.14b)$$

$$\dot{R}_{bp} = S({}^b\omega_p)R_{bp} \quad (4.14c)$$

Então podemos escrever (4.13) como:

$$S({}^w\omega_e)R_{we} = S({}^w\omega_v)R_{wv}R_{ve} + R_{wb}S({}^b\omega_p)R_{bp}R_{pe}$$

$$S({}^w\omega_e)R_{we} = S({}^w\omega_v)R_{we} + S(R_{wb}{}^b\omega_p)R_{we}$$

$${}^w\omega_e \times R_{we} = {}^w\omega_v \times R_{we} + [R_{wb}{}^b\omega_p] \times R_{we} \quad (4.15)$$

de onde se conclui que:

$${}^w\omega_e = {}^w\omega_v + R_{wb}{}^b\omega_p \quad (4.16)$$

O que já era esperado da cinemática de corpos rígidos. Note que os termos \dot{R}_{vb} e \dot{R}_{pe} de (4.12) apareceriam em (4.16) como $R_{wv} {}^v\omega_b$ e $R_{wp} {}^p\omega_e$ respectivamente, se fossem não nulos.

4.2.3 Posição e Orientação

Uma vez com as equações de força e posição definidas pelas equações (4.11) e (4.16) podemos agrupa-las matricialmente da seguinte forma:

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} {}^w\dot{x}_e \\ {}^w\omega_e \end{bmatrix} &= \underbrace{\begin{bmatrix} I_3 & | & -S(R_{wv} {}^v x_p) \\ \hline 0_{3 \times 3} & | & I_3 \end{bmatrix}}_{D_v} \begin{bmatrix} {}^w\dot{x}_v \\ {}^w\omega_v \end{bmatrix} + \underbrace{\begin{bmatrix} R_{wb} & | & -S(R_{wp} {}^p x_e) \\ \hline 0_{3 \times 3} & | & R_{wb} \end{bmatrix}}_{D_b} \begin{bmatrix} {}^b\dot{x}_p \\ {}^b\omega_p \end{bmatrix} \\ &= D_v \begin{bmatrix} {}^w\dot{x}_v \\ {}^w\omega_v \end{bmatrix} + D_b \begin{bmatrix} {}^b\dot{x}_p \\ {}^b\omega_p \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (4.17)$$

Definindo os vetores wv_e , wv_v e bv_p da mesma forma que ${}^iv_{ba}$ foi definido em (2.15), podemos reescrever (4.17) de forma compacta:

$${}^wv_e = D_v {}^wv_v + D_b {}^bv_p \quad (4.18)$$

Seja agora uma representação ${}^w\varphi_e$ da orientação R_{we} do efetuador em relação ao sistema inercial, tal que:

$${}^w\dot{\eta}_e = {}^w\tilde{J}_R({}^w\varphi_e) {}^wv_e \quad (4.19)$$

com ${}^w\dot{\eta}_e$ sendo a derivada no tempo do vetor ${}^w\eta_e$, definido em (2.6).

Substituindo (4.18) em (4.19) temos:

$$\begin{aligned} {}^w\dot{\eta}_e &= {}^w\tilde{J}_R({}^w\varphi_e) [D_v {}^wv_v + D_b {}^bv_p] \\ &= \underbrace{{}^w\tilde{J}_R({}^w\varphi_e) D_v}_{D_v} {}^wv_v + \underbrace{{}^w\tilde{J}_R({}^w\varphi_e) D_b}_{D_b} {}^bv_p \end{aligned}$$

$$= D_{v\varphi} {}^w v_v + D_{b\varphi} {}^b v_p \quad (4.20)$$

E lembrando que ${}^b v_p = {}^b \mathcal{J}_p \dot{q}$, com ${}^b \mathcal{J}_p$ sendo o jacobiano geométrico do punho em relação a base no sistema de coordenadas da base, tal como definido em (2.16), reescrevemos (4.20):

$${}^w \dot{\eta}_e = D_{v\varphi} {}^w v_v + D_{b\varphi} {}^b \mathcal{J}_p \dot{q} \quad (4.21)$$

aonde conseguimos escrever o vetor de velocidades ${}^w \dot{\eta}_e$ do efetuador no sistema inercial em função da velocidade das juntas do manipulador \dot{q} .

Internamente aos manipuladores, é comum haver uma malha de controle proporcional de alto ganho para a velocidade de suas juntas $\dot{q} \in \mathbb{R}^n$, apresentada com fim ilustrativo na figura 4.2.

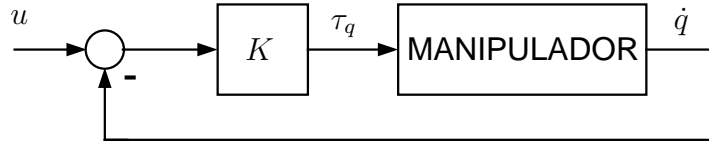


FIGURA 4.2: Diagrama do Controle Interno de Velocidade de um Manipulador.

Onde $u \in \mathbb{R}^n$ é uma velocidade de referência para as juntas do manipulador, $K \in \mathbb{R}^{n \times n}$ é um ganho proporcional, e τ_q é um vetor de torques aplicado às juntas.

Quando o controle é feito com alto ganho, considera-se que a velocidade é controlada instantaneamente, que é a premissa para que se considere o controle cinemático. Assim sendo, se pode considerar a aproximação $u \cong \dot{q}$ válida.

Nos valendo desta aproximação, substituiremos \dot{q} por uma variável de controle do manipulador u , e reescrever a equação (4.21):

$${}^w \dot{\eta}_e = D_{v\varphi} {}^w v_v + D_{b\varphi} {}^b \mathcal{J}_p u \quad (4.22)$$

Uma lei de controle que garante que ${}^w \eta_e \rightarrow {}^w \eta_e^d$ é:

$$u = {}^b\mathcal{J}_p^{-1} D_{b\varphi}^{-1} \left[-D_{v\varphi} {}^w v_v + {}^w \dot{\eta}_e^d + K_m {}^w e_\eta \right] \quad (4.23)$$

onde $K_m \in \mathbb{R}^{(3+p) \times (3+p)}$ é a matriz diagonal de ganho proporcional do manipulador, e $D_{b\varphi}^{-1} = D_b^{-1} {}^w \widetilde{\mathcal{J}}_R({}^w \varphi_e)^\dagger$ com ${}^w \widetilde{\mathcal{J}}_R({}^w \varphi_e)^\dagger$ sendo a pseudo-inversa de ${}^w \widetilde{\mathcal{J}}_R({}^w \varphi_e)$.

O sinal de erro ${}^w e_\eta$ depende da representação escolhida para a orientação. Até aqui o controle foi desenvolvido de maneira genérica, independente da representação escolhida. Vamos agora particularizar o controle para uma representação conhecida, como a por ângulos de RPY.

Assim, ${}^w \varphi_e = {}^w \varphi_e(\psi, \theta, \phi)$ é descrito por:

$${}^w \varphi_e = \begin{bmatrix} \psi_e \\ \theta_e \\ \phi_e \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^3 \quad (4.24)$$

E o sinal de erro ${}^w e_\eta$ por:

$${}^w e_\eta = {}^w \eta_e - {}^w \eta_e^d \quad (4.25)$$

Substituindo-se (4.23) em (4.22), tem-se que em malha fechada o erro ${}^w e_\eta$ é dado por:

$${}^w \dot{e}_\eta + K_m {}^w e_\eta = 0 \quad (4.26)$$

em que, com $K_m > 0$ o erro ${}^w e_\eta$ tende exponencialmente para zero com $t \rightarrow \infty$.

O diagrama do controle conjunto em malha fechada de orientação e posição do manipulador é apresentado na figura 4.3.

4.2.4 Posição e Orientação Desacoplados

Para o caso em que temos um manipulador do tipo PUMA, o seu jacobiano do punho em relação a base adquire a forma de uma matriz bloco triangular, conforme descrito em (2.17). Isto caracteriza o desacoplamento entre posição e orientação do

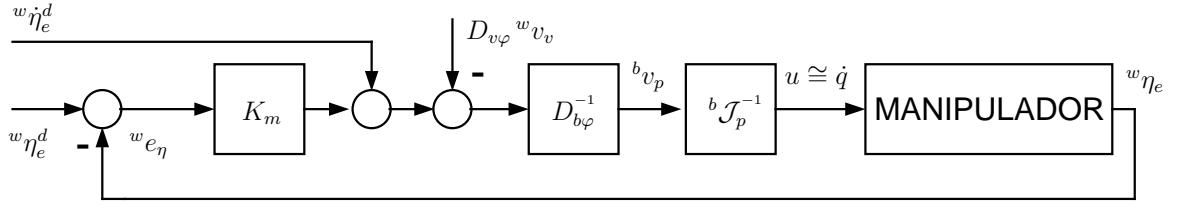


FIGURA 4.3: Diagrama do Controle de Posição e Orientação do Manipulador.

punho para esta classe de manipuladores (note porém que a posição e orientação do efetuador são ainda acoplados).

Podemos separar então a variável q do espaço das juntas em parcelas responsáveis pela posição e orientação¹:

$$q = \begin{bmatrix} q_p \\ q_o \end{bmatrix}; \quad q_p = \begin{bmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \\ \theta_3 \end{bmatrix}; \quad q_o = \begin{bmatrix} \theta_4 \\ \theta_5 \\ \theta_6 \end{bmatrix} \quad (4.27)$$

Isto permite reescrever a relação $b v_p = b \mathcal{J}_p \dot{q}$ da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} b \dot{x}_p \\ b \omega_p \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_{11} & | & 0_{3 \times 3} \\ \hline J_{12} & | & J_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{q}_p \\ \dot{q}_o \end{bmatrix} \quad (4.28)$$

Da qual se extrai, de sua metade superior:

$$b \dot{x}_p = J_{11} \dot{q}_p = b J_p \dot{q}_p \quad (4.29)$$

que pode ser substituído em (4.11), resultando em:

$$w \dot{x}_e = w \dot{x}_v + w \omega_v \times [R_{wv} {}^v x_e] + [R_{wb} {}^b \omega_b] \times [R_{wp} {}^p x_e] + R_{wb} b J_p \dot{q}_p \quad (4.30)$$

que corresponde a parcela do controle responsável pela posição, que aparece tanto na metade superior de (4.18) quanto na de (4.21) quando tratamos do controle na forma compacta matricial na seção 4.2.3.

¹Note que θ_i com $i = 1, \dots, 6$ não é o mesmo θ utilizado na notação RPY

Considerando novamente um controle de velocidade de alto ganho, podemos dizer que $u_p \cong \dot{q}_p$ assim como fizemos com u e \dot{q} na seção anterior. Assim, substituindo em (4.30):

$$\begin{aligned} {}^w \dot{x}_e &= \underbrace{{}^w \dot{x}_v + {}^w \omega_v \times [R_{wv} {}^v x_e]}_{{}^w \dot{x}_{ffv}} + \underbrace{[R_{wb} {}^b \omega_b] \times [R_{wp} {}^p x_e]}_{{}^w \dot{x}_{ffe}} + R_{wb} {}^b J_p u_p \\ &= {}^w \dot{x}_{ffv} + {}^w \dot{x}_{ffe} + R_{wb} {}^b J_p u_p \end{aligned} \quad (4.31)$$

onde ${}^w \dot{x}_{ffv}$ inclui os acréscimos de velocidade devido ao movimento do veículo e ${}^w \dot{x}_{ffe}$ os acréscimos de velocidade devido a rotação do efetuador.

Uma lei de controle que garante que ${}^w x_e \rightarrow {}^w x_e^d$ é:

$$u_p = {}^b J_p^{-1} R_{bw} [-{}^w \dot{x}_{ffv} - {}^w \dot{x}_{ffe} + {}^w \dot{x}_e^d + K_{pm} e_x] \quad (4.32)$$

onde $K_{pm} \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ é a matriz diagonal de ganho proporcional².

Substituindo-se (4.32) em (4.31), tem-se que em malha fechada o erro de posição ${}^w e_x = {}^w x_e^d - {}^w x_e$ é dado por:

$${}^w \dot{e}_x + K_{pm} {}^w e_x = 0 \quad (4.33)$$

em que, com $K_{pm} > 0$ o erro ${}^w e_x$ tende exponencialmente para zero com $t \rightarrow \infty$.

O diagrama do controle desacoplado de posição do manipulador em malha fechada é apresentado na figura 4.4.

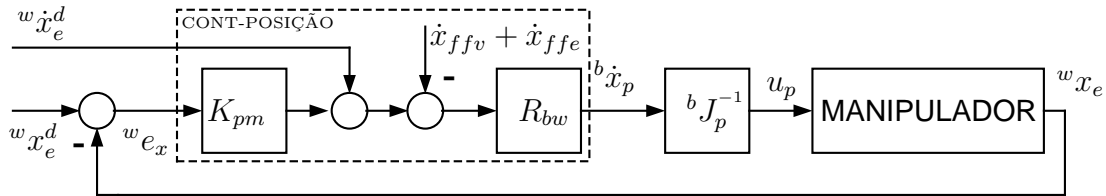


FIGURA 4.4: Diagrama do Controle Desacoplado de Posição.

²o subscripto pm refere-se aqui à posição do manipulador.

Voltemos a equação (4.28), extraindo agora de sua metade inferior:

$${}^b\omega_p = J_{21} \dot{q}_p + J_{22} \dot{q}_o = {}^b\widehat{J}_p \dot{q} \quad (4.34)$$

Sabemos porém de (4.29) que $\dot{q}_p = J_{11}^{-1} {}^b\dot{x}_p$, que substituído em (4.34):

$${}^b\omega_p = J_{21} J_{11}^{-1} {}^b\dot{x}_p + J_{22} \dot{q}_o \quad (4.35)$$

de onde podemos escrever uma expressão para \dot{q}_o :

$$\dot{q}_o = -J_{22}^{-1} J_{21} J_{11}^{-1} {}^b\dot{x}_p + J_{22}^{-1} {}^b\omega_p \quad (4.36)$$

que nos remete a inversa de ${}^b\mathcal{J}_p$, dada em (4.28), pois:

$$\begin{bmatrix} \dot{q}_p \\ \dot{q}_o \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_{11}^{-1} & | & 0_{3 \times 3} \\ -J_{22}^{-1} J_{21} J_{11}^{-1} & | & J_{22}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} {}^b\dot{x}_p \\ {}^b\omega_p \end{bmatrix} \quad (4.37)$$

ou seja,

$$\dot{q} = {}^b\mathcal{J}_p^{-1} {}^b v_p \quad (4.38)$$

Voltemos porém à equação (4.16) substituindo a expressão para ${}^b\omega_p$ descrita em (4.35):

$${}^w\omega_e = {}^w\omega_v + R_{wb} [J_{21} J_{11}^{-1} {}^b\dot{x}_p + J_{22} \dot{q}_o] \quad (4.39)$$

Seja agora uma representação ${}^w\varphi_e$ da orientação R_{we} do efetuador em relação ao sistema inercial, tal que, assim com em (4.19):

$${}^w\dot{\varphi}_e = {}^w J_R({}^w\varphi_e) {}^w\omega_e \quad (4.40)$$

Substituindo (4.40) em (4.39) temos:

$${}^w\dot{\varphi}_e = {}^w J_R({}^w\varphi_e) [{}^w\omega_v + R_{wb} [J_{21} J_{11}^{-1} {}^b\dot{x}_p + J_{22} \dot{q}_o]] \quad (4.41)$$

Mais uma vez, considerando um controle interno de velocidade de alto ganho, que nos permita tratar do controle cinematicamente, vamos considerar a aproximação $u_o \cong$

\dot{q}_o válida, com u_o sendo uma variável de controle para a orientação do manipulador, e reescrever a equação (4.41):

$${}^w\dot{\varphi}_e = {}^wJ_R({}^w\varphi_e) \left[{}^w\omega_v + R_{wb} [J_{21} J_{11}^{-1} {}^b\dot{x}_p + J_{22} u_o] \right] \quad (4.42)$$

Uma lei de controle que garante que ${}^w\varphi_e \rightarrow {}^w\varphi_e^d$ é:

$$u_o = J_{22}^{-1} \left[-J_{21} \dot{q}_p + R_{bw} \left[-{}^w\omega_v + J_R^{-1}({}^w\varphi_e) [{}^w\dot{\varphi}_e^d + K_{om} {}^w e_\varphi] \right] \right] \quad (4.43)$$

onde $K_{om} \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ é a matriz diagonal de ganho proporcional³ e \dot{q}_p , aqui assumido como entrada, que é na verdade o resultado da expressão dada em (4.32).

O sinal de erro ${}^w e_\varphi$ depende da representação escolhida para a orientação assim como ${}^w e_\eta$, desenvolvido na seção 4.2.3. Particularizando ${}^w\varphi_e$ pela representação RPY, exatamente como definido em (4.24), podemos escrever ${}^w e_\varphi$ como:

$${}^w e_\varphi = {}^w\varphi_e^d - {}^w\varphi_e \quad (4.44)$$

Substituindo-se (4.43) em (4.42), tem-se que em malha fechada o erro de orientação é dado por:

$${}^w\dot{e}_\varphi + K_{om} {}^w e_\varphi = 0 \quad (4.45)$$

em que, com $K_{om} > 0$ o erro ${}^w e_\varphi$ tende exponencialmente para zero com $t \rightarrow \infty$.

O diagrama do controle desacoplado de orientação do manipulador em malha fechada é apresentado na figura 4.5.

³o subscrito om refere-se aqui à orientação do manipulador.

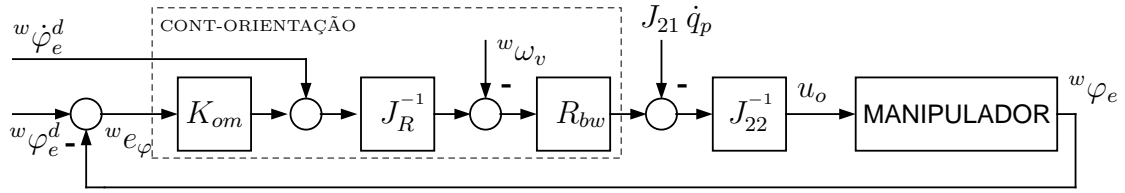


FIGURA 4.5: Diagrama do Controle Desacoplado de Orientação.

4.3 Controle do Veículo

No capítulo 3 apresentamos uma das idéias do presente trabalho, de emular em um robô móvel a dinâmica de um ROV. Agora desenvolveremos o controle do veículo, primeiramente tratando-se de um ROV real, e depois adaptando as equações para emulação na plataforma móvel NOMAD XR4000.

4.3.1 Controle de Posição e Orientação de um ROV

Partindo de (4.6) podemos escrever a posição do veículo como:

$${}^w x_v = {}^w x_e - R_{wv} [{}^v x_b + R_{vb} [{}^v x_b + R_{vb} [{}^b x_p + R_{bp}^p x_e]]] \quad (4.46)$$

$$= {}^w x_e - R_{wv} [{}^v x_b + R_{vb} {}^b x_e] \quad (4.47)$$

Substituindo ${}^w x_v$ por ${}^w x_v^d$, ${}^w x_e$ por ${}^w x_e^d$, R_{we} por R_{we}^{d*} e ${}^b x_e$ por ${}^b x_e^*$ podemos reescrever (4.46) e obter uma referência para a posição desejada do veículo ${}^w x_v^d$:

$${}^w x_v^d = {}^w x_e^d - R_{wv}^{d*} [{}^v x_b + R_{vb} {}^b x_e^*] \quad (4.48)$$

onde

$$R_{wv}^{d*} = R_{wv}^d ({}^w \varphi_v^*) = R_{we}^d R_{ep} R_{pb}^* R_{bv} \quad (4.49)$$

é a orientação desejada para o veículo, que depende por sua vez da orientação desejada para o efetuador R_{we}^d definida na seção 4.2.2, de R_{ep} , da orientação do efetu-

ador em coordenadas de base $R_{pb}^* = R_{bp}^T({}^b\varphi_p(q^*))$ na posição preferencial de máxima manipulabilidade q^* e de R_{bv} . Lembrando ainda que:

$${}^b x_e^* = {}^b x_p(q^*) + R_{bp}^* {}^p x_e = {}^b x_e(q^*) \quad (4.50)$$

é a posição do efetuador em coordenadas de base na posição preferencial manipulabilidade q^* , que maximiza a função w dada em (4.4).

Agora temos as referências de posição e orientação desejadas para o veículo ${}^w\eta_v^d$, que são dependentes diretamente da posição e orientação desejada para o manipulador, ou seja, ${}^w\eta_v^d({}^w\eta_e^d)$. É importante também notar que o veículo não recebe informações sobre onde se encontra o manipulador exatamente, ao contrário do manipulador, que precisa de informações sobre o veículo para se posicionar corretamente.

Ao se projetar o controle de um ROV deve se ter em mente que este, como veículo submarino, se encontra num ambiente em que perturbações em sua posição podem ser bem freqüentes e intensas, sendo também muito difícil precisar exatamente sua posição no espaço inercial, que no controle aqui proposto, é fundamental para que este funcione corretamente.

Em (Hsu et al., 1994) é sugerido o uso de um braço passivo para determinar, através de cinemática direta, a posição de um ROV em relação a um ponto fixado no sistema inercial, obtendo-se bons resultados. Mais caros e em determinados aspectos ineficientes para esta estratégia de controle estão os métodos de localização tradicional de veículos aquáticos e sub-aquáticos como o SONAR, RADAR, GPS e por vídeo.

Mesmo assim, tomando o modelo extraído de (Fjellstad & Fossen, 1994a; Fjellstad & Fossen, 1994b) se verifica que este é um sistema não linear de 2ª ordem, que está sendo emulado no NOMAD, sobre o qual temos informação completa de sua localização, podendo portanto contar com a simplicidade de um controlador do tipo PID para rastreamento assintótico de referências de posição e estabilização do sistema, que é bastante satisfatório, conforme veremos na parte experimental deste trabalho.

4.3.2 Rejeição de Forças Externas

Na seção 3.2 explicitamos o efeito de forças externas no posicionamento de um ROV. Sabendo-se de que direção vêm estas forças, pode-se reorientar o veículo para melhor aproveitar a ação de seus propulsores contra os efeitos destas.

Sejam f_e e m_e respectivamente as forças e momentos detectados por um sensor de força/torque instalado no efetuador. A orientação desta força no sistema de coordenadas do efetuador é dada pelo próprio vetor f_e . Estamos porém interessados em saber como esta força é transferida para o veículo. Isso se pode saber pela seguinte transformação:

$$\tau_E = \begin{bmatrix} f_v \\ m_v \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{ve} & 0_{3 \times 3} \\ {}^v x_e \times R_{ve} & R_{ve} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_e \\ m_e \end{bmatrix} \quad (4.51)$$

Onde τ_E é o torque externo que aparece na equação (3.8).

Para sabermos a orientação desta força em relação ao veículo basta normalizarmos f_v e decompô-lo nos eixos do sistema de coordenadas do veículo, assim obtendo

$$R_{vf} = R_{vf}({}^v \varphi_f).$$

Então podemos definir um novo alinhamento de referência para o veículo ${}^w \overline{\varphi}_v^d$:

$${}^w \overline{\varphi}_v^d = {}^w \varphi_v^* + \mu({}^v \varphi_f, \|f_v\|) \quad (4.52)$$

onde $\mu({}^v \varphi_f, \|f_v\|)$ é uma função da orientação da força em relação ao veículo ${}^v \varphi_f$ e da intensidade desta força $\|f_v\|$. A necessidade de se verificar a intensidade desta força é que em ambientes submarinos poderíamos tomar erradamente uma corrente d'água ou movimentos rápidos do manipulador como informação de toque do efetuador em alguma superfície de fato⁴. Assim, por exemplo, poderíamos ter:

$$\mu({}^v \varphi_f, \|f_v\|) = \rho(\|f_v\|) \cdot {}^v \varphi_f \quad (4.53)$$

$$\rho(\|f_v\|) = \begin{cases} 0 & \text{se } \|f_v\| < F \\ 1 & \text{se } \|f_v\| \geq F \end{cases} \quad (4.54)$$

⁴As correntes d'água poderiam ser utilizadas para definir esta nova orientação se contássemos com sensores específicos para medição de tais correntes.

Em que para forças abaixo do limiar F teríamos a orientação original como referência, e acima deste a orientação original é somada à da força, orientando o veículo na direção desta.

Note que apenas a referência de orientação é alterada, de ${}^w\varphi_v^*$ para ${}^w\overline{\varphi}_v^d$, e não a referência de posição do veículo ${}^w x_v^d$, que depende ainda da orientação ${}^w\varphi_v^*$ como se viu na equação (4.48). Assim, um novo vetor ${}^w\overline{\eta}_v^d$ pode ser definido:

$${}^w\overline{\eta}_v^d = \begin{bmatrix} {}^w x_v^d({}^w\varphi_v^*) \\ {}^w\overline{\varphi}_v^d \end{bmatrix} \quad (4.55)$$

4.3.3 Controle de Posição e Orientação do NOMAD

No capítulo 3 definimos as equações que emulam a dinâmica de um ROV na base móvel terrestre NOMAD. Agora veremos como realizar o controle do NOMAD neste modo de emulação.

Vamos definir um vetor de erro similarmente como foi feito em (4.25), porém somente nos eixos onde não há restrições de movimento (x e y para translação e z para rotação), assim:

$${}^w e_v = {}^w\overline{\eta}_v^d - {}^w\eta_v \quad (4.56)$$

com ${}^w\eta_v$ conforme foi definido em (3.15).

Podemos ainda reescrever a equação (4.52) de forma simplificada, pois agora só temos uma única variável para orientação:

$${}^w\overline{\varphi}_v^d = {}^w\phi_v^* + \mu({}^v\phi_f, \|f_v\|) \quad (4.57)$$

e reescrever a equação (4.55):

$${}^w\overline{\eta}_v^d = \begin{bmatrix} {}^w x_v^d({}^w\phi_v^*) \\ {}^w\overline{\varphi}_v^d \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} {}^w x_{v,x}^d \\ {}^w x_{v,y}^d \\ {}^w\overline{\varphi}_{v,z}^d \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^3 \quad (4.58)$$

Nas equações (4.48) e (4.49) temos as referências desejadas para o veículo de forma que este coloque o manipulador numa posição longe de singularidades. Estas referências

estão especificadas no sistema inercial, porém como se pode ver na seção 3.3.3 o vetor de controle τ é dado no sistema do veículo.

Precisamos então converter o sinal de erro ${}^w e_v$ do sistema de coordenadas inerciais para o sistema do veículo antes de aplica-lo ao controlador. Em princípio não haveria problema em se efetuar o controle no sistema inercial e depois transferi-lo para o sistema do veículo (Cunha et al., 1995), mas desta forma não teríamos como atuar diretamente em direções de interesse no controle do veículo, onde precisássemos por exemplo de um esforço de controle maior numa direção que em outras.

Esta conversão é feita aplicando-se diretamente o vetor ${}^w e_v$ à matriz de rotação R_{vw} da mesma forma e pela mesma justificativa com que passamos o vetor ${}^v \nu$ para o sistema inercial pela matriz R_{vw} na seção 3.3.3.

Podemos então escrever a lei de controle τ como:

$$\tau = Kp_v {}^v e_v + Kd_v {}^v \dot{e}_v + Ki_v \int {}^v e_v dt \quad (4.59)$$

onde ${}^v e_v = R_{vw} {}^w e_v$, e Kp_v , Kd_v e Ki_v são matrizes diagonais com os ganhos proporcional, derivativo e integral respectivamente.

O diagrama completo do controle em malha fechada do veículo é apresentado na figura 4.6. O modelamento interno do bloco **VEICULO** foi descrito na seção 3.3.3

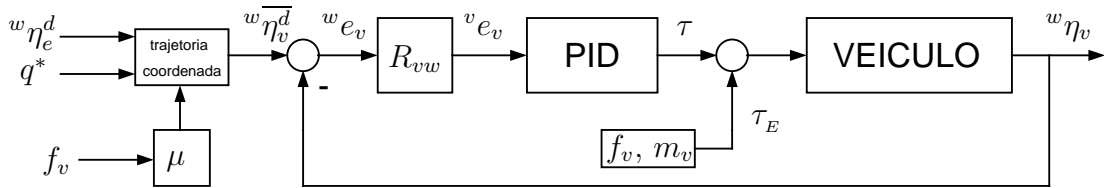


FIGURA 4.6: Diagrama de Blocos do Sistema em Malha Fechada ROV-NOMAD.

Capítulo 5

Controle Híbrido de Posição e Força de um Manipulador

Nos capítulos anteriores tratamos do posicionamento do efetuador de um manipulador móvel em um espaço de trabalho. Porém a interação deste com o ambiente é apenas considerada como uma perturbação no posicionamento do veículo (conforme seções 3.2 e 4.3.2).

Na verdade o fato do manipulador apresentar alguma força no efetuador, significa que ele está em contato com um corpo e que um está exercendo esta força (de contato) no outro. Supondo que este contato seja desejado (muitas vezes não o é), se esta força for demasiadamente grande poder-se-ia danificar o manipulador, o corpo em contato, ou ambos.

Voltando à analogia de alguém escrevendo em um quadro negro, porém desta vez com o paradigma do controle de força (extraído de (Lewis et al., 1993)), podemos dizer que para escrever no quadro negro não somente precisamos controlar a posição do giz sobre o mesmo, mas também a intensidade com que este é pressionado sobre a superfície. Se houver pouca pressão o giz não marcará o quadro, e se houver pressão em demasia o giz poderá se quebrar.

Fica claro que duas grandezas distintas devem ser simultaneamente controladas, a posição do efetuador numa superfície e a força que aparece da interação deste com a

superfície¹. Isto é de grande importância para uma vasta área de aplicação de manipuladores onde o contato entre manipulador e o ambiente é necessário, como em tarefas de montagem, solda, perfuração e acabamento.

Dentre as diversas técnicas de controle de força existentes e utilizadas, a que será aqui abordada é a de controle híbrido de posição e força, que foi sugerido em (Raibert & Craig, 1981).

5.1 Estratégia de Controle Híbrido

Durante a interação, o ambiente impõe restrições no espaço de trabalho do efetuador, que é determinado pela própria geometria do manipulador. Esta situação é geralmente tratada por movimento restringido². Em tal caso o uso de apenas estratégias de controle de movimento para controlar a interação (ou força) seria insuficiente.

O controle de força pode ser utilizado na execução de movimentos restringidos enquanto as referências de força e posição forem compatíveis com a geometria do ambiente. A tarefa real de um manipulador é caracterizada por situações complexas onde algumas direções estão sujeitas a restrições na posição do efetuador enquanto outras estão sujeitas a restrições nas forças de interação.

O aspecto fundamental a ser considerado é que não é possível impor simultaneamente valores arbitrários de posição e força para todas as direções. Portanto, deve-se assegurar que as trajetórias de referência sejam compatíveis com as restrições impostas pelo ambiente durante a execução da tarefa para que se consiga uma especificação correta do problema de controle.

Da análise cinetoestática da interação entre o manipulador e o ambiente observa-se que para cada grau de liberdade do espaço operacional do manipulador o ambiente impõe restrições ou de força ou de posição ao efetuador. Tais restrições, oriundas da geometria do ambiente, são chamadas de restrições naturais. Enquanto que o manipulador pode controlar apenas variáveis não sujeitas às restrições naturais. As referências para estas variáveis são chamadas de restrições artificiais, pois estas são impostas pela

¹daí sua característica híbrida.

²Do inglês *constrained*.

estratégia utilizada para se executar uma dada tarefa.

Note que os 2 conjuntos de restrições são complementares e que eles permitem uma especificação completa da tarefa, pois envolvem todas as variáveis (velocidades e forças) em todos os graus de liberdade existentes.

A idéia por trás do controle híbrido está em decompor as direções onde é permitido movimento (restrições artificiais) daquelas em que o movimento é impedido (restrições naturais). Assim, em uma superfície, o movimento no plano tangente a esta, é perfeitamente possível, enquanto que na direção normal a este plano, o movimento não é possível sem que se afaste da superfície ou que se a perfure. É justamente nesta direção normal que se realiza o controle de força. Para facilitar a descrição da tarefa a ser executada e da determinação das restrições naturais e então das especificações das restrições artificiais definimos então o sistema de coordenadas das restrições r . O contato do efetuador em uma superfície bem como o sistema r é representado na figura 5.1.

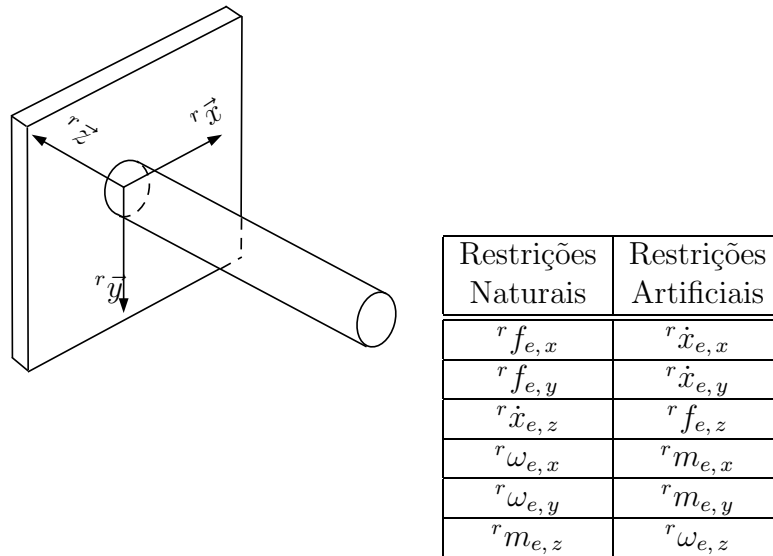


FIGURA 5.1: Movimento em um Plano - Restrições.

Assim, as restrições artificiais permitem estabelecer que grandezas podem ser controladas e em que direção. No projeto de controle aqui desenvolvido tomaremos particularmente as 3 primeiras linhas que aparecem na tabela incluída na figura 5.1.

Para que possamos efetuar o controle híbrido precisamos saber, além da posição

exata do efetuador no sistema inercial ${}^w x_e$, também a localização exata da superfície onde faremos contato. Note que a orientação do efetuador ${}^w \varphi_e$ não precisa estar necessariamente normal a superfície. Podemos incidir obliquamente sobre ela sem que isto interfira no controle, conquanto que os movimentos ainda estejam no plano tangente.

5.1.1 Caracterização do Problema de Controle

Temos aqui um manipulador (por hora considerado de base fixa para simplificação), cujas equações de cinemática foram descritas no capítulo 2.

Em seu efetuador se encontra um sensor de força capaz de medir forças e momentos em 3 eixos ortogonais.

Seja $S \in \mathbb{R}^3$ uma superfície conhecida no sistema inercial.

Seja ${}^r O$ a origem do sistema de coordenadas das restrições, que determina, para cada ponto $p \in S$ em que direção é permitido o movimento ou força, segundo a tabela apresentada na figura 5.1.

Como tarefa queremos que a ponta do efetuador siga uma determinada trajetória sobre a superfície ${}^w x_e^d = {}^w x_e^d(t) \in S$, mantendo também uma determinada força ${}^w f_e^d = {}^w f_e^d(t, {}^w x_e^d)$, normal ao plano tangente à superfície que passa por ${}^w x_e^d$, e uma determinada orientação ${}^w \varphi_e^d = {}^w \varphi_e^d(t)$ ou $R_{we}^d = R_{we}^d({}^w \varphi_e^d, t)$, ou seja:

$$\begin{bmatrix} {}^w x_e \\ {}^w \varphi_e \end{bmatrix} = {}^w \eta_e \rightarrow {}^w \eta_e^d = \begin{bmatrix} {}^w x_e^d \\ {}^w \varphi_e^d \end{bmatrix} \quad (5.1a)$$

$$R_{we}({}^w \varphi_e) \rightarrow R_{we}^d({}^w \varphi_e^d) \quad (5.1b)$$

$${}^w f_e({}^w \eta_e) \rightarrow {}^w f_e^d({}^w \eta_e^d) \quad (5.1c)$$

Note também que ${}^w f_e$ depende tanto da posição quanto da orientação do efetuador. Se o efetuador estiver em um ponto externo à superfície S obviamente nenhuma força de contato será detectada, e se o efetuador estiver em contato com a superfície a orientação deste dirá de que direção vem esta força.

5.1.2 Controle Híbrido do Manipulador

Para que o controle híbrido funcione precisamos separar as tarefas de controle no espaço das restrições. Isso evidentemente só poderá ser feito se a tarefa estiver especificada neste espaço. Assim, nossas referências de posição e força, que são especificadas no sistema inercial (${}^w x_e^d$ e ${}^w f_e^d$), devem ser convertidas para o sistema de coordenadas das restrições (${}^r x_e^d$ e ${}^r f_e^d$), assim como o controle também deverá ser implementado neste sistema de coordenadas.

Assim, podemos escrever:

$${}^w f_e^d = R_{wr} {}^r f_e^d \quad (5.2)$$

$${}^w x_e^d = R_{wr} {}^r x_e^d + {}^w x_r \quad (5.3)$$

lembrando que:

$${}^r f_e^d = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ {}^r f_{e,z}^d \end{bmatrix} \quad (5.4)$$

$${}^r x_e^d = \begin{bmatrix} {}^r x_{e,x}^d \\ {}^r x_{e,y}^d \\ 0 \end{bmatrix} \quad (5.5)$$

conforme as restrições impostas ao movimento do efetuador em contato com uma superfície.

Assim, estando as tarefas de controle já convertidas para o sistema de coordenadas das restrições, devemos cancelar os esforços de controle nas direções que não nos interessa, por exemplo, o controle da posição do efetuador na direção de ${}^r \vec{z}$ ou o controle de força nas direções ${}^r \vec{x}$ e ${}^r \vec{y}$.

Este cancelamento se faz através de uma matriz de seleção diagonal Σ , que possui zeros e uns nas direções que se quer cancelar ou selecionar respectivamente, para as

tarefas especificadas para o controle de força (aqui na direção de ${}^r\vec{z}$), e de uma matriz de seleção complementar $(I - \Sigma)$ para as tarefas especificadas para o controle de posição (aqui nas direções de ${}^r\vec{y}$ e ${}^r\vec{z}$).

Uma vez com as direções selecionadas o controle pode então atuar corretamente. Para a posição um sinal de controle é obtido da mesma forma como na seção 4.2.4, devendo-se atentar para o jacobiano, que deve agora estar no sistema de coordenadas das restrições ou ser convertido para este. Para a força o controle funciona associando esta a um comando de velocidade na direção ${}^r\vec{z}$, assim, se não estivermos em contato com a superfície, o controle de força fará com que o efetuador se mova na direção dela³, e se já estivermos em contato o controle tentará impor mais ou menos velocidade, que nesta direção será sempre nula enquanto houver contato, resultando assim pelo erro de velocidade uma força nesta direção.

Tomando como erro de posição ${}^w e_x$ exatamente como definido para equação (4.33) e definindo um erro para a força ${}^w e_f = {}^w \dot{f}_e^d - {}^w \dot{f}_e$, podemos reescrever o sinal de controle u_p da equação (4.32) como:

$$u_{ch} = {}^b J_p^{-1} \left[R_{br} \left[\Sigma \left[K_{fm} {}^r e_f + {}^r \dot{f}_e^d \right] + \left[I - \Sigma \right] \left[K_{pm} {}^r e_x + {}^r \dot{x}_e^d \right] \right] - R_{bw} \left[{}^w \dot{x}_{ffv} + {}^w \dot{x}_{ffe} \right] \right] \quad (5.6)$$

onde u_{ch} é agora o sinal de controle híbrido. R_{br} é a matriz de rotação que leva vetores do sistema de coordenadas da restrição⁴ para o sistema da base. K_{pm} e K_{fm} são matrizes diagonais de ganho proporcional para os erros de posição e força.

${}^r e_f = R_{rw} {}^w e_f$ e ${}^r e_x = R_{rw} {}^w e_x$ são os erros de força e posição respectivamente, e ${}^r \dot{f}_e^d = R_{rw} {}^w \dot{f}_e^d$ e ${}^r \dot{x}_e^d = R_{rw} {}^w \dot{x}_e^d$ as derivadas das referências de força e posição, todos escritos no sistema de coordenadas da restrição.

Podemos notar em (5.6) que o erro de força ${}^r e_f$ está sendo tratado dimensionalmente como se fosse uma medida de posição. O que a primeira vista pode parecer errado, na verdade é resultado da Lei de Hooke, $f = k \cdot \Delta x$, que nos permite associar proporcionalmente uma força f a um deslocamento de posição Δx , sendo k a constante

³nesses casos costuma-se utilizar alguma técnica de controle distinta de quando há contato e fazer o chaveamento apropriado entre elas. No entanto aqui faremos uso da mesma técnica para os 2 casos.

⁴posteriormente definiremos a origem deste sistema em um ponto conhecido

elástica de uma mola ou de um meio complacente.

Se aplicarmos (5.6) em (4.31) chegamos a:

$${}^w\dot{x}_e = R_{wr} \left[\Sigma \left[K_{fm} {}^r e_f + {}^r \dot{f}_e^d \right] + \left[I - \Sigma \right] \left[K_{pm} {}^r e_x + {}^r \dot{x}_e^d \right] \right] \quad (5.7)$$

que multiplicada em ambos os lados por R_{rw} pela esquerda resulta:

$$R_{rw} {}^w\dot{x}_e = {}^r\dot{x}_e = \Sigma \left[K_{fm} {}^r e_f + {}^r \dot{f}_e^d \right] + \left[I - \Sigma \right] \left[K_{pm} {}^r e_x + {}^r \dot{x}_e^d \right] \quad (5.8)$$

Que só tem sentido nas direções dadas pela matriz de seleção $[I - \Sigma]$. Assim, poderíamos também associar ${}^r \dot{f}_e$ à (5.8) da seguinte maneira:

$$\Sigma {}^r \dot{f}_e + \left[I - \Sigma \right] {}^r \dot{x}_e = \Sigma \left[K_{fm} {}^r e_f + {}^r \dot{f}_e^d \right] + \left[I - \Sigma \right] \left[K_{pm} {}^r e_x + {}^r \dot{x}_e^d \right] \quad (5.9)$$

Da qual extraímos, para cada uma das direções ${}^r \vec{x}$, ${}^r \vec{y}$ e ${}^r \vec{z}$ as seguintes equações de dinâmica dos erros:

$${}^r \dot{e}_{x,x} + K_{pm,x} {}^r e_{x,x} = 0 \quad (5.10a)$$

$${}^r \dot{e}_{x,y} + K_{pm,y} {}^r e_{x,y} = 0 \quad (5.10b)$$

$${}^r \dot{e}_{f,z} + K_{fm,z} {}^r e_{f,z} = 0 \quad (5.10c)$$

em que, com $K_{pm} > 0$ e $K_{fm} > 0$ os erros ${}^r e_{x,x}$, ${}^r e_{x,y}$ e ${}^r e_{f,z}$ tendem exponencialmente para zero com $t \rightarrow \infty$. Logo, assim também tendendo para zero os erros ${}^w e_x$ e ${}^w e_f$.

O diagrama do controle híbrido de posição e força em malha fechada do manipulador, baseado no esquema de controle apresentado na seção 4.2.4 é apresentado na figura 5.2.

Concluimos assim, o desenvolvimento de todos os controladores necessários às tarefas desejadas de posicionamento, orientação e controle de força de um manipulador montado sobre um ROV, mantendo com este uma movimentação coordenada.

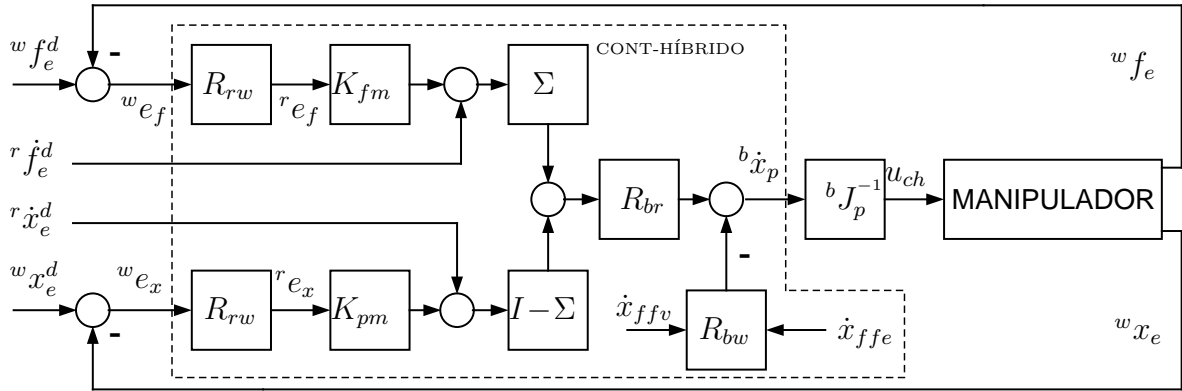


FIGURA 5.2: Diagrama do Controle Híbrido de um Manipulador.

5.2 Controle Completo de Posição, Força e Orientação

Agora com todas as tarefas desejadas especificadas, bem como as leis de controles necessárias à execução destas, podemos agrupar os distintos sistemas de forma a poder visualizar, de maneira compacta, todos os processos envolvidos.

Definindo uma nova variável ξ , que reúna os vetores de posição e força⁵:

$$w_{\xi_e^d} = \begin{bmatrix} w_{x_e^d} \\ w_{f_e^d} \end{bmatrix}; w_{\xi_e} = \begin{bmatrix} w_{x_e} \\ w_{f_e} \end{bmatrix}; w_{e_{\xi}} = \begin{bmatrix} w_{e_p} \\ w_{e_f} \end{bmatrix} \quad (5.11)$$

Podemos então, a partir das figuras 4.4, 4.5 e 5.2, representar o sistema completo por:

Para detalhes sobre os blocos **CONT-HÍBRIDO** e **CONT-ORIENTAÇÃO** na figura 5.3 consulte respectivamente as seções 5.1.2 e 4.2.2.

Então, o diagrama da figura 5.3 em conjunto com o diagrama da figura 4.6 descrevem por completo o sistema do manipulador montado em um ROV, sujeito às leis de controle híbrido de força e posição e de controle coordenado, estando nos 2 diagramas todas as variáveis envolvidas devidamente representadas.

⁵Assim como η reúne os vetores de posição e orientação

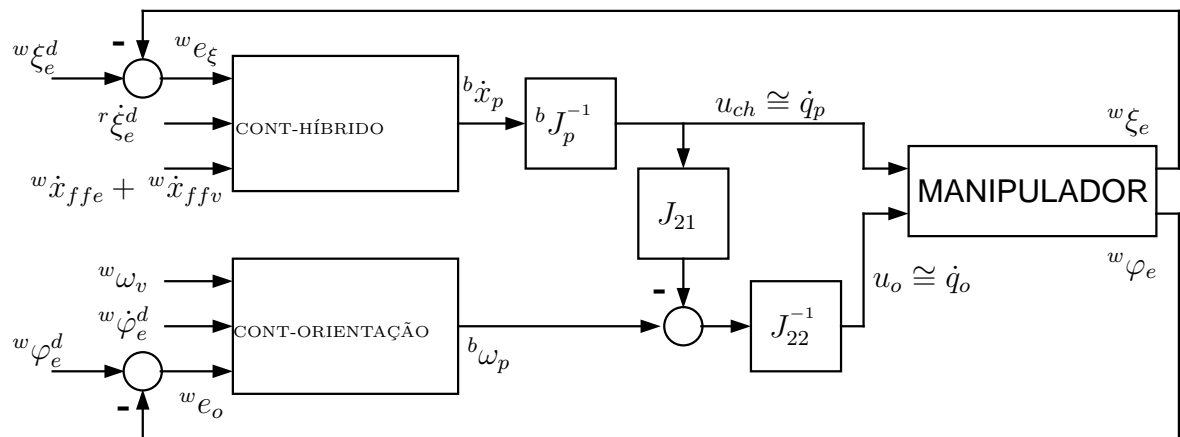


FIGURA 5.3: Diagrama do Controle de Posição, Força e Orientação do Manipulador.

Capítulo 6

Implementação Experimental

Na seção 3.3.1 apresentamos o robô NOMAD XR4000 e como este modifica as equações desenvolvidas na parte teórica do capítulo 3. Agora vamos introduzir os outros componentes do hardware utilizado em laboratório para as experiências, bem como as alterações que estes impõem nas equações desenvolvidas até aqui.

6.1 O Manipulador ZEBRA-ZERO

O manipulador que será utilizado pode ser visto na figura 6.1. O ZEBRA-ZERO é um robô produzido pela Integrated Motions Inc, dotado de 6 graus de liberdade, dos quais os 3 primeiros formam um braço antropomórfico que termina em um punho¹ onde estão concentrados seus 3 graus de liberdade restantes, que determinam a orientação de seu efetuator ou ferramenta (como a garra que se vê na figura 6.1).

Os drivers de potência que acompanham o robô acionam motores para cada uma das juntas, que tem suas posições determinadas por encoders ópticos. Esta informação dos encoders é utilizada por uma malha interna de controle das juntas, que permite aplicação direta de referências de velocidade \dot{q}^d como gerado no controle desenvolvido aqui ou ainda referências de posição q^d . Tendo em vista que a velocidade deste controle é bem rápida, ou ainda, que os torques aplicados nas juntas são dimensionalmente

¹O termo punho é aqui empregado deixando clara a analogia entre este manipulador e um braço antropomórfico real, que de fato possui o mesmo número de links e graus de liberdade



FIGURA 6.1: Manipulador ZEBRA-ZERO.

maiores que a inércia do manipulador, podemos modelá-lo cinematicamente conforme sugerido em (Yoerger et al., 1996; Canudas de Wit et al., 2000). Para maiores detalhes sobre o hardware, as bibliotecas e programas utilizados no acionamento do ZEBRA-ZERO consulte o manual do fabricante (Integrated Motions, 1994) ou ainda as teses de (Bonfadini, 2001; Rojas, 1999; Bakka, 1999) que tratam de maneira ampla questões de implementação. O controle de posicionamento e orientação do ZEBRA-ZERO será feito através do computador secundário disponível na plataforma móvel NOMAD.

As características do ZEBRA-ZERO, suas dimensões, sistema de coordenadas, equações de cinemática direta e jacobiano são apresentados no apêndice D.2.

6.2 Sensor de Força JR3-67M25A

No punho do manipulador ZEBRA-ZERO está instalado um sensor de força com 6 graus de liberdade (forças e momentos nas 3 coordenadas cartesianas), visto na figura 6.2, e com processamento de sinal interno por um DSP, que permite uma frequência de amostragem de até 8kHz por canal além de filtros digitais configuráveis que permitem atenuar consideravelmente ruídos de medição.

A garra que vem originalmente com o robô foi substituída por uma ponta complacente, que será aqui considerada como ferramenta e seu ponto de contato como o efetuator.

As características desta ponta complacente são apresentadas no apêndice D.3.



FIGURA 6.2: Sensor de força JR3.

6.3 O Robô Móvel ZENOM

O robô móvel completo, formado pelo manipulador ZEBRA-ZERO com sensor de força JR3, montado sobre a plataforma móvel NOMAD (emulando um ROV), de agora em diante chamado de ZENOM, pode ser visto na figura 6.3.



FIGURA 6.3: Robô Móvel ZENOM.

6.4 Mudanças nas Estratégias de Controle

O manipulador ZEBRA-ZERO, conforme descrito na seção 6.1, é formado por um braço com 3 graus de liberdade que posicionam seu punho, onde então os outros 3 graus de liberdade restantes orientam este punho.

Isso permite então que posição e orientação do punho sejam tratados separadamente, de acordo com as premissas feitas na seção 4.2.4 para manipuladores do tipo PUMA.

6.4.1 Controle de Orientação do Manipulador

Experiências feitas anteriormente por (Rojas, 1999; Bakka, 1999) mostraram que o controle do ZEBRA-ZERO por comando de posição levava a algumas instabilidades, ao que era preferível então realiza-lo por comando de velocidade (logo utilizando o jacobiano). Notou-se porém que somente para a orientação do punho o comando por posição não apresentava os problemas que deste resultam ao se tentar controlar o manipulador inteiro, ao que estes optaram por controlar a orientação por comando de posição e em malha aberta.

Na seção 4.2.4 propomos a mesma separação do controle mas realizando o controle de orientação, assim como o de posição, por comando de velocidade em malha fechada. No entanto, devido a alguns problemas encontrados na fase de simulação, e dado o curto tempo necessário à conclusão do projeto, prosseguimos com o controle de orientação em malha aberta, pois este já se encontrava implementado e testado.

Uma observação importante é que a referência de orientação ${}^w\varphi_e^d$ é tratada aqui como um parâmetro definido pelo usuário (levando em conta ainda assim as restrições do problema). Esta referência porém, poderia ser calculada a partir das medições de forças e torques no efetuador, de forma que este se mantivesse sempre alinhado com o sistema de coordenadas das restrições. A referência poderia inclusive já ser calculada para o punho no sistema de coordenadas da base, o que simplificaria bastante o controle. Na figura é apresentado um diagrama simplificado desta idéia aqui proposta mas não implementada.

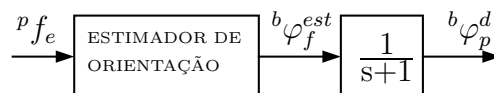


FIGURA 6.4: Referência de Orientação Dependente da Força.

6.4.2 Controle Híbrido do Manipulador

Para executar o controle de força precisamos definir um espaço de restrições, sobre o qual estarão definidas as ações de controle, conforme explicado no capítulo 5. Para as experiências realizadas definimos este espaço como sendo o próprio punho. Assim, estabelecemos que na direção normal ao punho, ou ainda, na direção de ${}^p x_e$ realizaremos controle de força. E no plano tangente ao punho o controle de posição.

Assim, podemos reescrever a equação (5.6) como:

$$\tilde{u}_{ch} = u_{ch} = {}^b J_p^{-1} \left[R_{bp} \left[\Sigma \left[K_{fm} {}^p e_f + {}^p \dot{f}_e^d \right] + [I - \Sigma] \left[K_{pm} {}^p e_x + {}^p \dot{x}_e^d \right] \right] - R_{bw} \left[{}^w \dot{x}_{ffv} + {}^w \dot{x}_{ffe} \right] \right] \quad (6.1)$$

onde ${}^p e_f = R_{pw} {}^w e_f$ e ${}^p e_x = R_{pw} {}^w e_x$ são os erros de força e posição respectivamente, escritos no sistema de coordenadas da punho.

Note que o termo ${}^b J_p^{-1} R_{bp} = {}^b J_p^{-1} R_{pb}^{-1} = (R_{bp} {}^b J_p)^{-1} = {}^p J_{bp}^{-1}$, que concorda com o sistema de coordenadas escolhido para representar o sistema das restrições.

6.4.3 Controle do Veículo - Manipulabilidade

Na seção 4.1.2 introduziu-se o conceito de manipulabilidade e em 4.1.4 q^* como a posição preferencial de máxima manipulabilidade. Veremos agora como escolher q^* para o ZEBRA-ZERO.

Sabemos que quando se atinge um ponto de singularidade a matriz J reduz posto, ou seja, seu determinante se anula. Analogamente, quão mais distante estiver um ponto de uma singularidade, maior será o valor de $\det[J]$. Assim, o ponto de máxima manipulabilidade pode ser encontrado quando w atinge seu ponto máximo dentro do espaço definido por q , ou ainda:

$$\max[w] = |\det[J(q^*)]| \quad (6.2)$$

Achar q^* nada mais é que achar o ponto de máximo da função w , que é definida num espaço de dimensão $n = \dim[q]$. Desta forma, para o ZEBRA-ZERO, tomemos

como exemplo apenas as 3 primeiras juntas, ou q_p , e fixemos $\theta_1 = 0^\circ$. Isso resulta numa função de 2 variáveis em que precisamos encontrar um ponto de máximo.

$$w(\theta_2, \theta_3)|_{\theta_1=0} = |\det[J_{bp}]| \quad (6.3)$$

Diversos métodos são possíveis para tal, e não se pretende aqui discutir maximização de funções, apenas ilustrar como definir um q^* preferencial. Para tal, na figura 6.5 se apresenta a curva da função w no intervalo definido pelos valores máximos e mínimos de θ_2 e θ_3 .

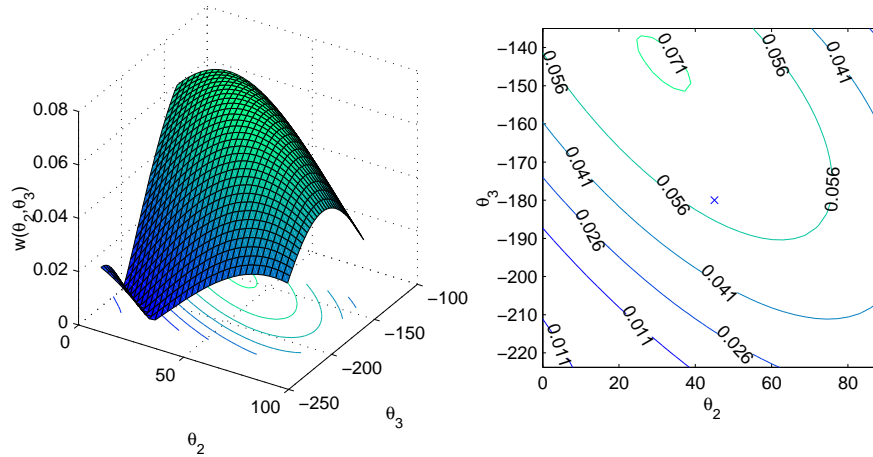


FIGURA 6.5: Elipsóides de Manipulabilidade.

Como se pode verificar, as curvas de nível desta função são os elipsóides de manipulabilidade, que delimitam uma área, dentro da qual a medida de manipulabilidade w possui valores acima de um limiar desejado. Aqui estamos utilizando apenas um ponto ($[45^\circ, -180^\circ]$, marcado no gráfico), e o definindo como posição preferencial de manipulabilidade.

Com o aumento das dimensões ou variáveis envolvidas (6 para o ZEBRA-ZERO). Teríamos regiões no espaço multidimensional, chamadas de elipsóides de manipulabilidade. Aqui escolheu-se apenas um ponto para posição preferencial de manipulabilidade:

$$q^* = \begin{bmatrix} q_p^* \\ q_o^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \theta_1^* \\ \theta_2^* \\ \theta_3^* \\ \theta_4^* \\ \theta_5^* \\ \theta_6^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{\pi}{4} \\ -\pi \\ \pi \\ -\frac{\pi}{4} \\ \frac{\pi}{2} \end{bmatrix} \quad (6.4)$$

Este q^* que será então utilizado para o cálculo da trajetória do veículo no controle coordenado.

Poderíamos porém tomar não um ponto apenas mas uma região onde a manipulabilidade estaria acima de um limiar \bar{w} desejado. Poderíamos então modificar referência de posição do veículo dada em (4.48):

$${}^w x_v^d = \Gamma \left[{}^w x_e^d - R_{wv}^{d*} [{}^v x_b + R_{vb}^b x_e^*] \right] + [1 - \Gamma] {}^w x_v \quad (6.5)$$

onde introduzimos uma função de chaveamento Γ , que pode ser implementada, por exemplo, por uma função de histerese, como a apresentada na figura 6.6.

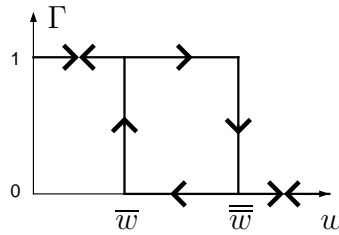


FIGURA 6.6: Função de Histerese.

A manipulabilidade teria então que ser verificada a cada instante. Se esta se encontra em um valor igual ou acima de \bar{w} , que poderia ser inclusive $w_{max} = w(q^*)$, então a posição atual do veículo ${}^w x_v$ é a própria referência ${}^w x_v^d$ ou seja, o veículo não se move. Se a manipulabilidade cair abaixo de um valor \bar{w} então a referência é chaveada para aquela que levaria o manipulador para o ponto de máxima manipulabilidade

6.4.4 Controladores PID

Independente de qual lei de controle estejamos tratando, seja do controle de posição ou orientação do ZEBRA-ZERO, do controle de força, ou do controle de posição do NOMAD, utilizaremos o seguinte controlador PID:

$$u = Kp \left[e + Kd\dot{e} + Ki \int e dt \right] \quad (6.6)$$

Desta forma, podemos reescrever (4.59):

$$\tau = Kp_v \left[{}^v e_v + Kd_v {}^v \dot{e}_v + Ki_v \int {}^v e_v dt \right] \quad (6.7)$$

e definir três outros vetores:

$$u_f = Kp_f \left[{}^p e_f + Kd_f {}^p \dot{e}_f + Ki_f \int {}^p e_f dt \right] \quad (6.8)$$

$$u_x = Kp_x \left[{}^p e_x + Kd_x {}^p \dot{e}_x + Ki_x \int {}^p e_x dt \right] \quad (6.9)$$

$$u_\varphi = Kp_\varphi \left[{}^p e_\varphi + Kd_\varphi {}^p \dot{e}_\varphi + Ki_\varphi \int {}^p e_\varphi dt \right] \quad (6.10)$$

para então reescrever (6.1) como:

$$\tilde{u}_{ch} = {}^b J_p^{-1} \left[R_{bp} \left[\Sigma u_f + (I - \Sigma) u_x \right] - R_{bw} ({}^w \dot{x}_{ffv} + {}^w \dot{x}_{ffe}) \right] \quad (6.11)$$

e (4.43) como:

$$\tilde{u}_o = J_{22}^{-1} \left[-J_{21} \dot{q}_p + R_{bw} \left[-{}^w \omega_v + J_R^{-1} ({}^w \varphi_e) u_\varphi \right] \right] \quad (6.12)$$

com os sinais de erro definidos nas seções respectivas.

Desta forma facilitamos o cálculo dos sinais de controle pois podemos trabalhar com uma única função modular, que serve a todos eles. Quando uma parte específica do controle não for de interesse basta cancelá-la definindo uma matriz de ganhos nulos.

Os controles modificados em (6.12) e (6.11) podem ser vistos nas figuras 6.7 e 6.8

respectivamente, modificados a partir das figuras 4.5 e 5.2.

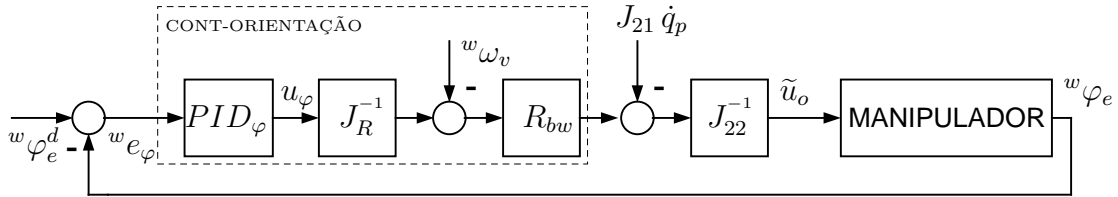


FIGURA 6.7: Diagrama do Controle de Orientação Modificado.

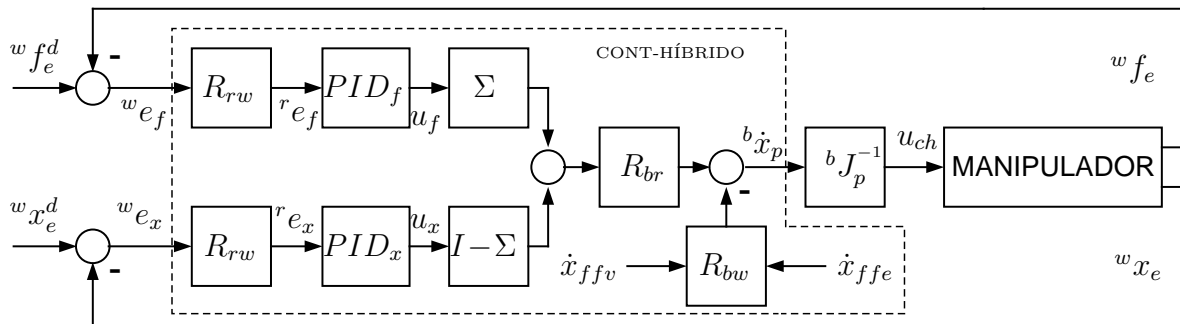


FIGURA 6.8: Diagrama do Controle Híbrido Modificado.

6.4.5 Controle Completo do ZENOM

Agora que determinamos todas as tarefas de controle e a forma com que estas serão realizadas, podemos representar num único diagrama todas as partes envolvidas, de modo a ter-se uma visão geral do que se quer fazer, bem como do fluxo de variáveis.

Na figura 6.9 apresentamos o diagrama completo de controle do ZENOM.

6.5 Programas e Comunicação de Dados

Como citado na seção 3.3.1, o NOMAD possui 2 computadores internos Pentium PRO-200MHz que podem se conectar a uma rede por uma interface via rádio. Ambos

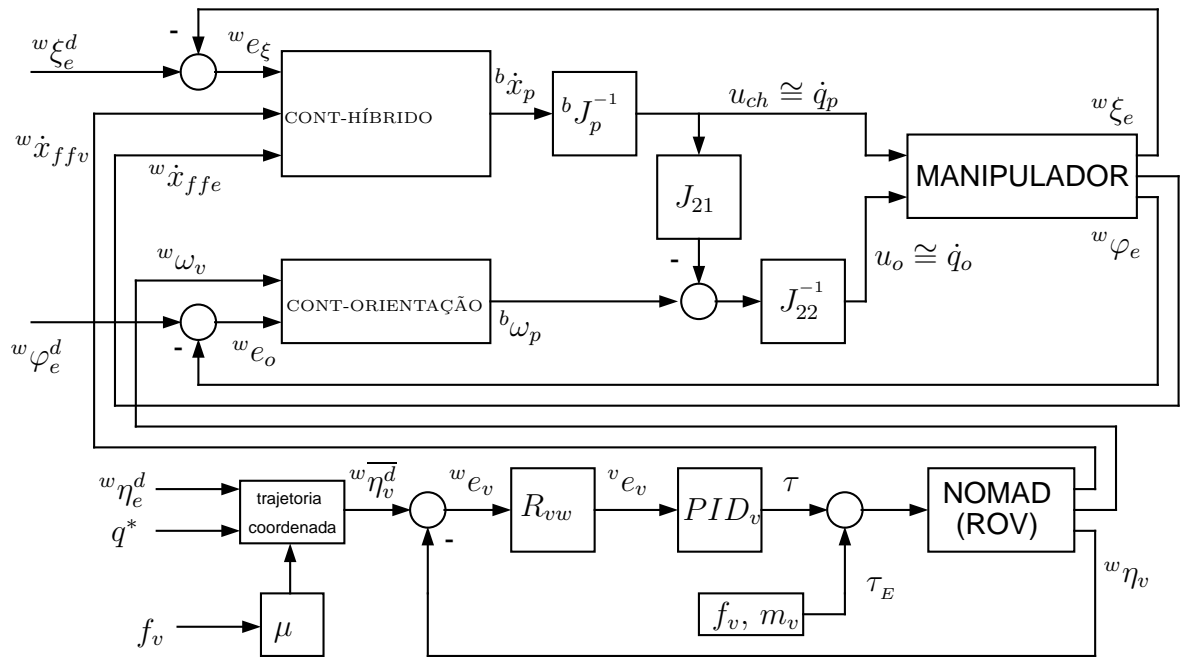


FIGURA 6.9: Diagrama de Controle do ZENOM.

computadores utilizam memória compartilhada se comunicando internamente também por rede utilizando o Linux como sistema operacional.

O programa de controle do NOMAD foi escrito em linguagem C e é executado em um dos computadores (aqui chamado de **lower**) com período de amostragem de $140ms$, enquanto que o programa de controle do ZEBRA-ZERO foi escrito em C++ e é executado no outro computador (aqui chamado de **upper**) com período de amostragem de $7ms$, onde foi instalada a placa controladora HCTL1, responsável pela leitura e escrita dos respectivos sinais de entrada e controle do manipulador e dos sinais de força e momento obtidos no sensor fixado no punho.

A leitura dos sinais de entrada do NOMAD (posição e orientação, bem como suas velocidades e dados oriundos de outros sensores disponíveis no hardware) e a passagem dos sinais de controle aos drivers de potência são feitos internamente por uma arquitetura proprietária do robô.

Os dois programas são executados simultaneamente e transferem dados entre si dinamicamente através de Sockets (Andeleigh, 1990) utilizando uma arquitetura de rede cliente/servidor e protocolo UDP.

6.6 Emulação de um ROV no NOMAD

No capítulo 3 apresentamos as equações de dinâmica reduzida para a emulação de um ROV genérico, do qual se conhecessem as equações de dinâmica completa, na base móvel NOMAD XR4000. Em (Fjellstad & Fossen, 1994a; Fjellstad & Fossen, 1994b) são apresentadas as equações de dinâmica para um ROV de $185kg$, das quais se podem extrair os parâmetros das equações (3.13) e (3.14), que são apresentados na tabela 6.1

M		D(ν)			
m_1	215	\bar{d}_1	70	d_1	100
m_2	265	\bar{d}_2	100	d_2	200
m_6	80	\bar{d}_6	50	d_6	100

TABELA 6.1: Parâmetros de um ROV de $185kg$.

O sensor de força possui como explicado na seção 6.2 filtros internos para tratar o sinal medido, o nível de ruído porém é ainda demasiado grande para o uso nas funções definidas nas equações (4.53) e (4.55). O sinal gerado nessas funções é então tratado por um simples filtro passa-baixa, de função de transferência $H(s) = \frac{1}{1+s}$, de forma a suaviza-lo.

Capítulo 7

Resultados de Simulação

Agora apresentamos os resultados de simulação do controle coordenado híbrido de força e posição. Para se melhor observarem os dados, a parte do controle que alinha o veículo na direção da força resultante foi desconsiderado.

As simulações foram realizadas em Matlab, procurando recriar nos parâmetros de simulação as principais características do hardware real.

A tarefa do robô é de percorrer uma trajetória num plano conhecido, incidindo com uma força desejada na direção normal ao ponto de contato. Para tanto realizamos experimentos com trajetórias em um plano e em um cilindro.

Em todos as simulações a posição inicial do NOMAD foi fixada como origem do sistema de coordenadas inerciais. A posição inicial do efetuador é então dada pela posição do próprio NOMAD e as juntas do manipulador na posição preferencial q^* . Assim, para todas as experiências temos que:

$${}^w x_{v0} = {}^w x_{v(t=0)} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} m \quad (7.1a)$$

$${}^w x_{e0} = {}^w x_{e(t=0)}({}^w x_{v0}, q^*) = \begin{bmatrix} 0,6855 \\ 0,008 \\ 0,03592 \end{bmatrix} m \quad (7.1b)$$

7.1 Trajetória Retilínea

A tarefa do efetuador aqui é percorrer 500mm na direção $-y$ com uma força de 10N no plano. Dois casos são vistos aqui para se observarem os efeitos do controle híbrido:

7.1.1 Com Contato em $t = 0\text{s}$

Na equação (7.1b) temos o ponto inicial do efetuador. A partir dele definimos um plano¹ $x - 0,6755 = 0$, que nos permite notar os seguintes efeitos:

- Geometricamente o efetuador estaria numa posição em que este perfura o plano, o que não é o caso. O dispositivo complacente (mola) montado no link $L3$ (vide seção D.3 do apêndice) se deforma, para que o punho continue na sua posição prevista.
- Este contato com o plano se traduz numa força não nula no instante inicial $t = 0$.
- O efetuador apresentará um erro de posição na direção em que o movimento é restringido, como foi explicado no capítulo 5.

Os ganhos dos controladores PID podem ser vistos na tabela 7.1. Verifique que o controle de posição e força agora são realizados no sistema de coordenadas do punho, como definido para o controle híbrido. Note que o ganho proporcional para a força é definido negativo. Isto se deve ao sistema adotado para o sinal da força medida, assumida negativa para compressão e positiva para tração. Note ainda que os ganhos de posição e força são nulos nas direções que serão canceladas pelas matrizes de seleção Σ e $(I - \Sigma)$. Isto é importante para não permitir que variáveis não controladas atinjam valores muito altos, que podem resultar em erros de overflow no programa de controle.

Nas figuras 7.1 e 7.2 se vêem os gráficos de posição no sistema inercial e força no sistema de coordenadas do punho do efetuador. Veja que o efetuador não consegue

¹Na forma dada na geometria analítica: $ax + by + cz - d = 0$

Veículo				Posição			Força		
	Kp_v	Ki_v	Kd_v	Kp_p	Ki_p	Kd_p	Kp_f	Ki_f	Kd_f
$v_{\vec{x}}$	100	0	2,5	$p_{\vec{x}}$	15	0,14142	0	0	0
$v_{\vec{y}}$	100	0	2,5	$p_{\vec{y}}$	15	0,14142	0	0	0
$v_{\vec{z}}$	50	0	2,5	$p_{\vec{z}}$	0	0	0	-0,05	0,1

TABELA 7.1: Ganhos dos Controladores, Trajetória Retilínea com Contato em $t = 0s$.

atingir a trajetória desejada no eixo x em virtude da localização do plano em relação a este. A força porém estabiliza em $10N$, como desejado.

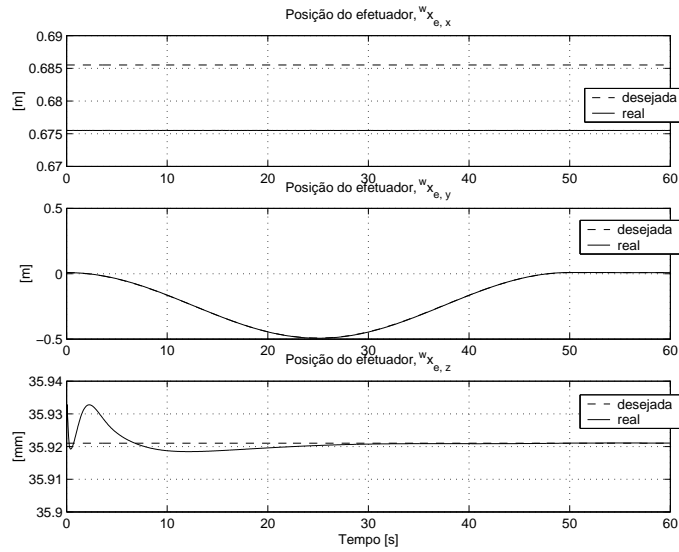


FIGURA 7.1: Posição do Efetuador, Trajetória Retilínea com Contato em $t = 0s$.

Nas figuras 7.3 e 7.4 se vêem os erros de posição, nos sistemas de coordenadas inerciais e do punho e o erro de força no sistema de coordenadas do punho. O erro de $10mm$ que se observa na figura 7.3 é exatamente $w_{x_{e0}} - x_{plano} = 0,6855 - 0,6755 = 10mm$.

Nas figuras 7.5 e 7.6 se observa a posição do veículo no sistema inercial e no plano $x - y$ nos instantes $t = 0s$ e $t = 25s$. Como a força envolvida agora é maior que no caso apresentado na seção 8.1.2 (figuras 8.10 e 8.11) o veículo naturalmente se distancia mais ainda da trajetória desejada para o mesmo, porém sempre mantendo o efetuator em contato com o plano.

Na figura 7.7 se observam as juntas do manipulador para esta experiência. Também se nota aqui, ao se comparar este gráfico com o da figura 8.12 que o veículo se distanciou

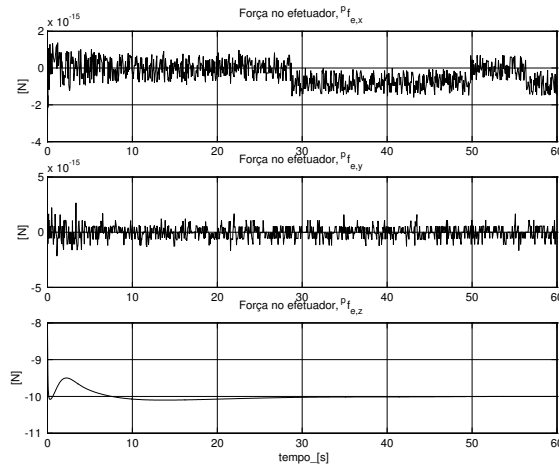


FIGURA 7.2: Força no Efetuador, Trajetória Retilínea com Contato em $t = 0s$.

ainda mais de sua trajetória desejada.

7.1.2 Sem Contato em $t = 0s$

Agora vamos definir um plano que não esteja em contato inicialmente com o efetuator, mas sim $20mm$ distante: $x - 0,7055 = 0$.

Os ganhos dos controladores PID podem ser vistos na tabela 7.2. Assim como na tabela 7.1, os sistemas de coordenadas são os mesmos, porém para o controle de força se optou por ganhos que deixassem o controle mais lento, de forma a se poder observar melhor alguns efeitos desta falta de contato inicial, que resulta em força nula em $t = 0s$.

	Veículo			Posição			Força			
	Kp_v	Ki_v	Kd_v	Kp_p	Ki_p	Kd_p	Kp_f	Ki_f	Kd_f	
$v_{\vec{x}}$	100	0	2,5	$p_{\vec{x}}$	15	0,14142	0	0	0	0
$v_{\vec{y}}$	100	0	2,5	$p_{\vec{y}}$	15	0,14142	0	0	0	0
$v_{\vec{z}}$	50	0	2,5	$p_{\vec{z}}$	0	0	0	-0,005	0,01	0

TABELA 7.2: Ganhos dos Controladores, Trajetória Retilínea sem Contato em $t = 0s$.

Nas figuras 7.8 e 7.9 se vêem os gráficos de posição no sistema inercial e força no sistema de coordenadas do punho do efetuator. Veja que mais uma vez o efetuator não consegue permanecer na trajetória desejada no eixo x em virtude da localização do plano em relação a este, porém agora ele começa no ponto desejado mas o controle

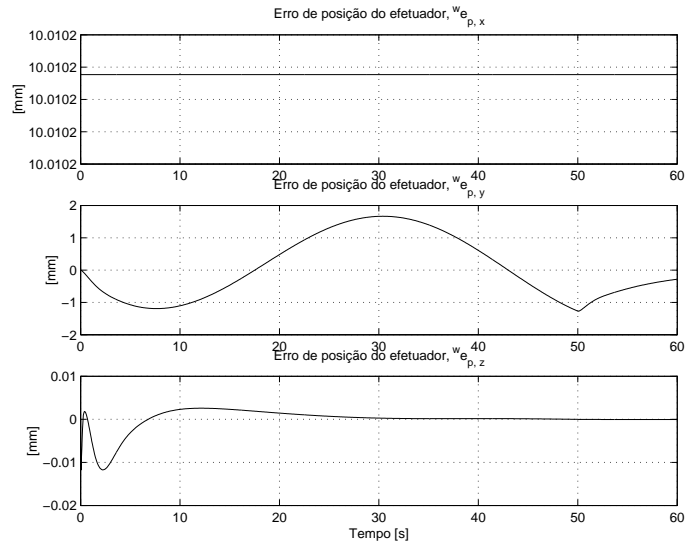


FIGURA 7.3: Erro de Posição do Efetuador, Trajetória Retilínea com Contato em $t = 0s$.

híbrido força um movimento na direção do controle de força (nula no instante inicial) até que o efetuador encontra o plano, cerca de 1 segundo depois². Depois do contato a força se estabiliza em $10N$, como desejado.

Nas figuras 7.10 e 7.11 se vêem os erros de posição, nos sistemas de coordenadas inerciais e do punho e o erro de força no sistema de coordenadas do punho. O erro de $-20mm$ que se observa na figura 7.10 é exatamente ${}^w x_{e0} - x_{\text{plano}} = 0,6855 - 0,7055 = -20mm$.

Nas figuras 7.12 e 7.13 se observa a posição do veículo no sistema inercial e no plano $x-y$ nos instantes $t = 0s$ e $t = 25s$. Agora o veículo acompanha sua trajetória desejada até $t = 1s$, enquanto que o manipulador se estica, tentando alcançar o plano. Depois do contato, a reação do veículo a força que agora aparece faz com que o manipulador se estique ainda mais.

Na figura 7.14 se observam as juntas do manipulador para este caso. Não se distinguem exatamente as variações até $t = 1s$ e após ele, mas ao se comparar os valores de regime de θ_2 , θ_3 e θ_5 com os da figura 7.7 se nota que aqui estes são de fato maiores, indicando a maior deflexão do manipulador, para um mesmo valor de força desejada.

²Com os valores do controlador de força como na seção 7.1.1 o contato se daria muito mais rápido

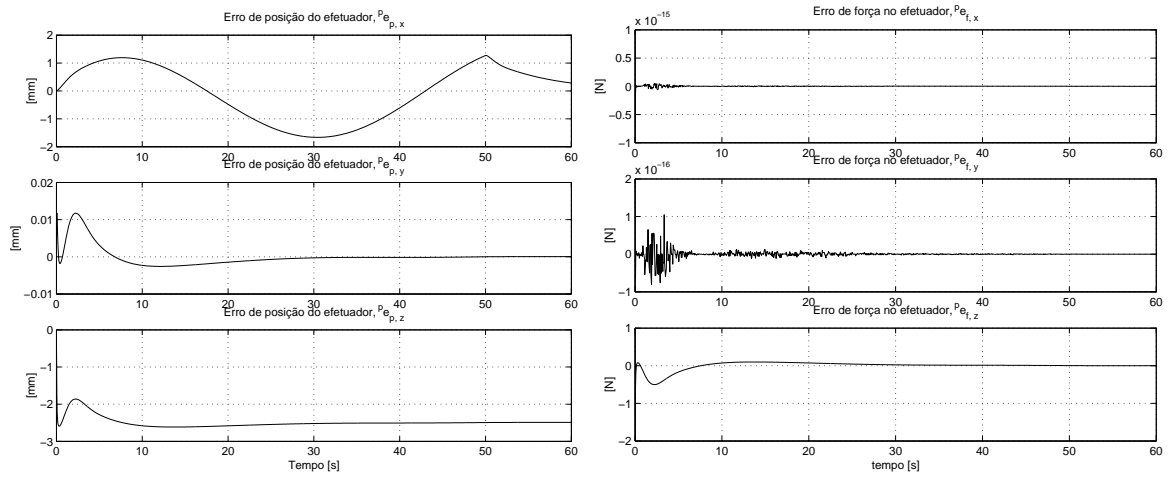


FIGURA 7.4: Erros de Posição e Força do Efetuador, Trajetória Retilínea com Contato em $t = 0s$.

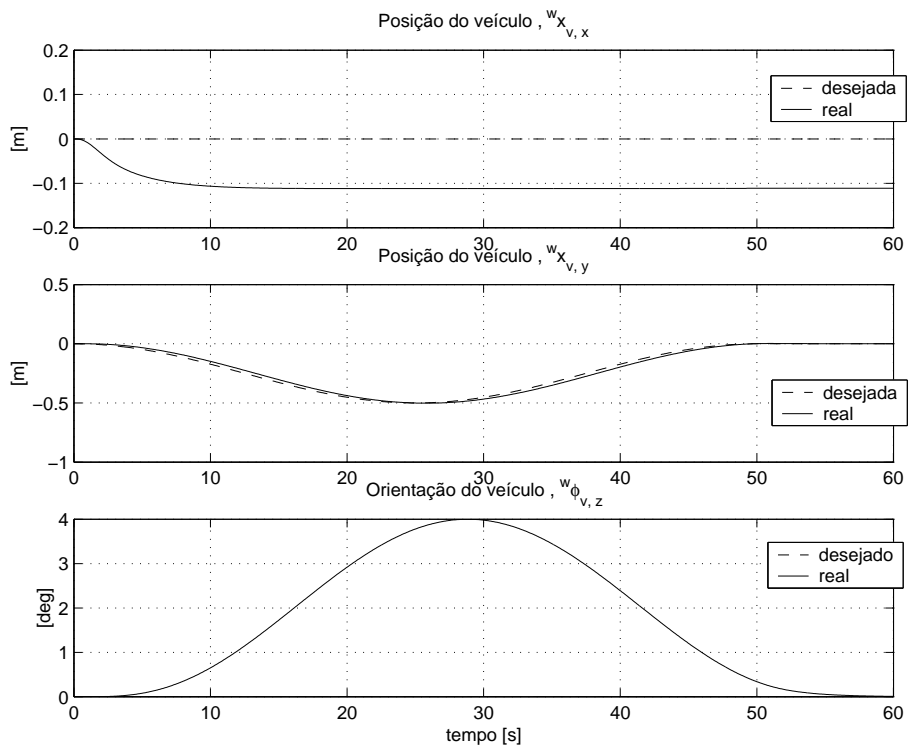


FIGURA 7.5: Posição do Veículo, Trajetória Retilínea com Contato em $t = 0s$.

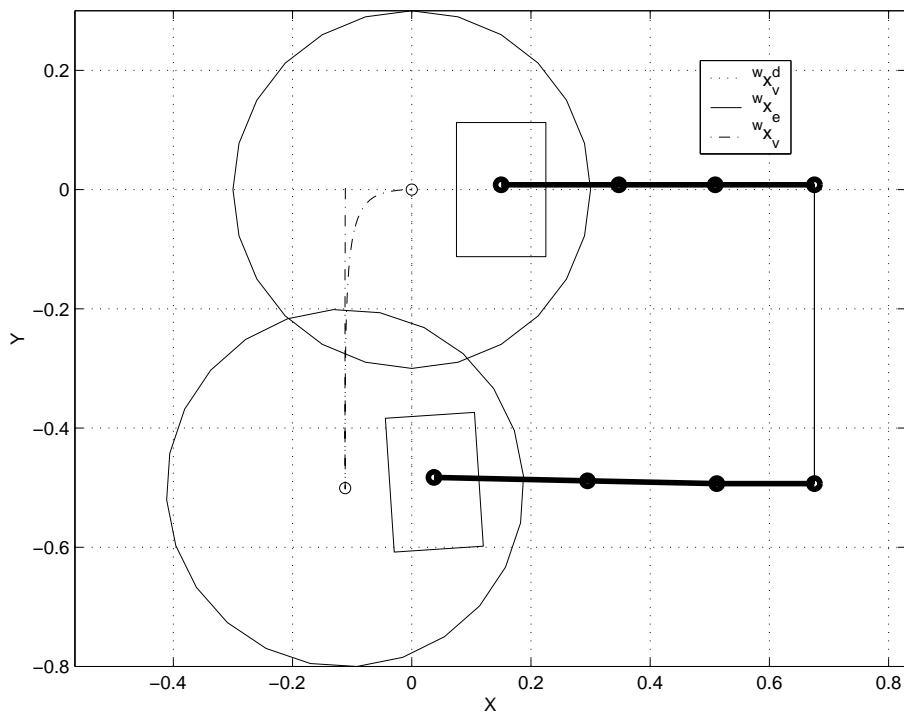


FIGURA 7.6: Posição do ZENOM no Plano $x - y$, Trajetória Retilínea com Contato em $t = 0s$.

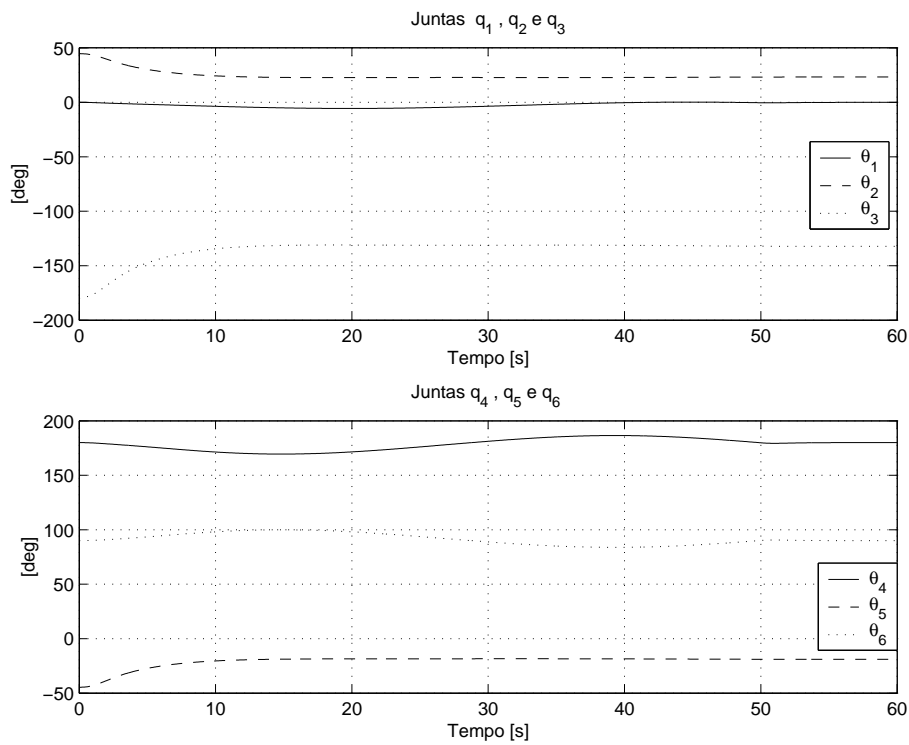


FIGURA 7.7: Juntas do Manipulador, Trajetória Retilínea com Contato em $t = 0s$.

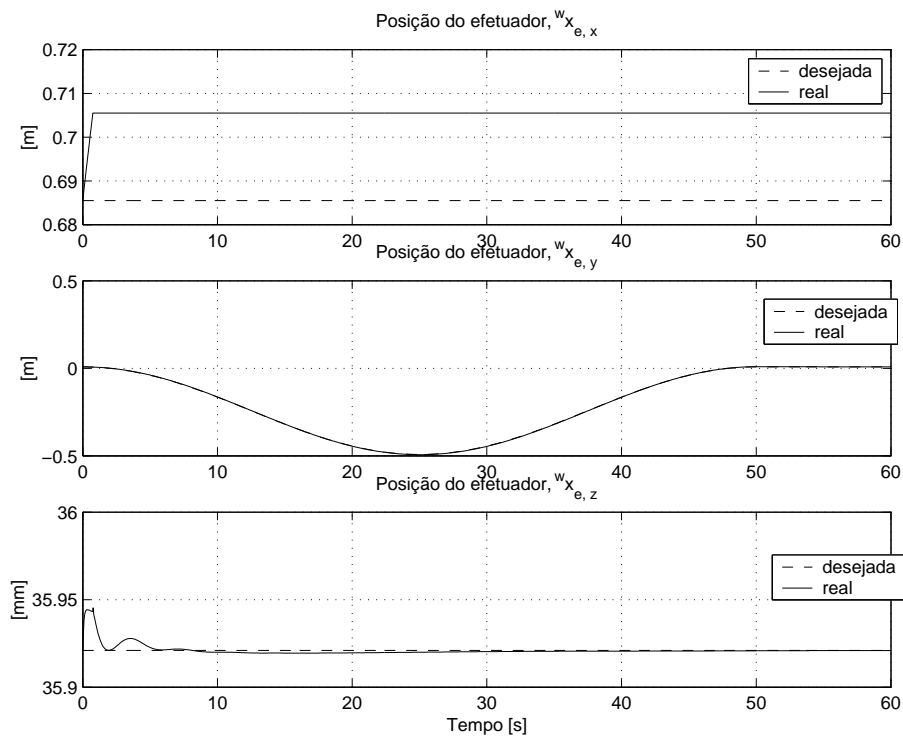


FIGURA 7.8: Posição do Efetuador, Trajetória Retilínea sem Contato em $t = 0s$.

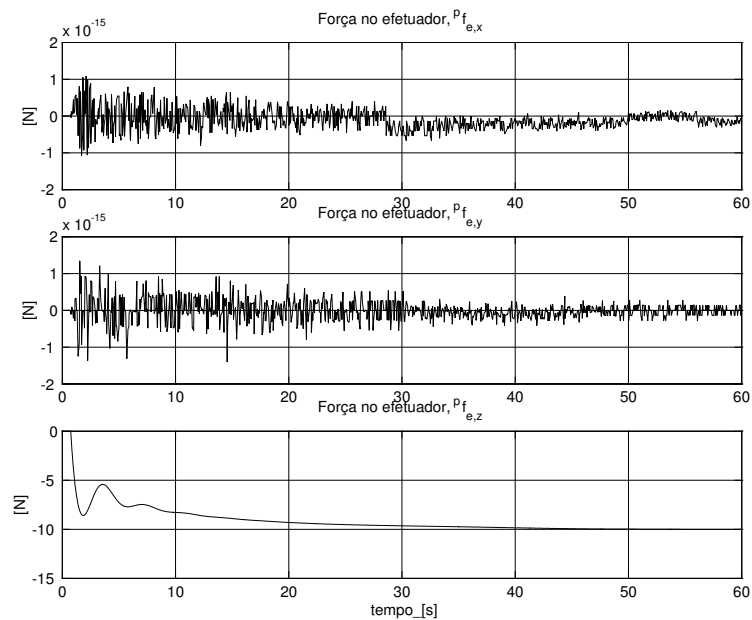


FIGURA 7.9: Força no Efetuador, Trajetória Retilínea sem Contato em $t = 0s$.

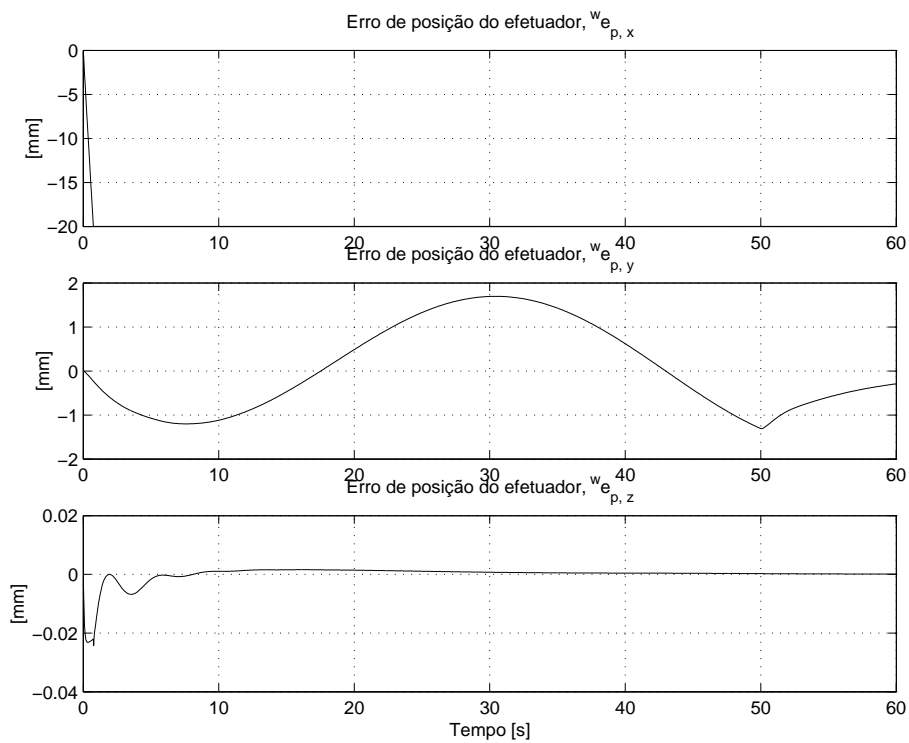


FIGURA 7.10: Erro de posição do Efetuador, Trajetória Retilínea sem Contato em $t = 0s$.

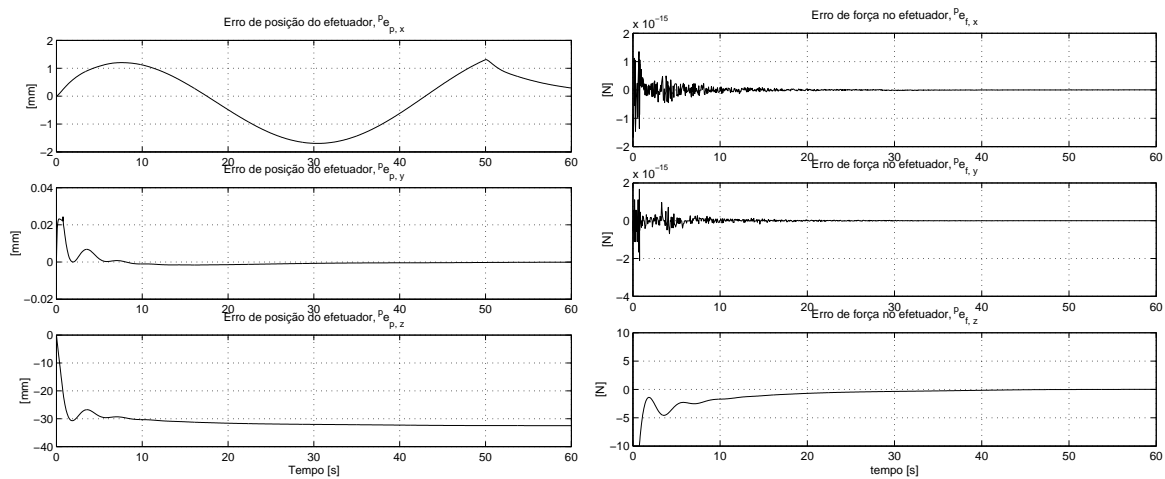


FIGURA 7.11: Erros de posição e Força do Efetuador, Trajetória Retilínea sem Contato em $t = 0s$.

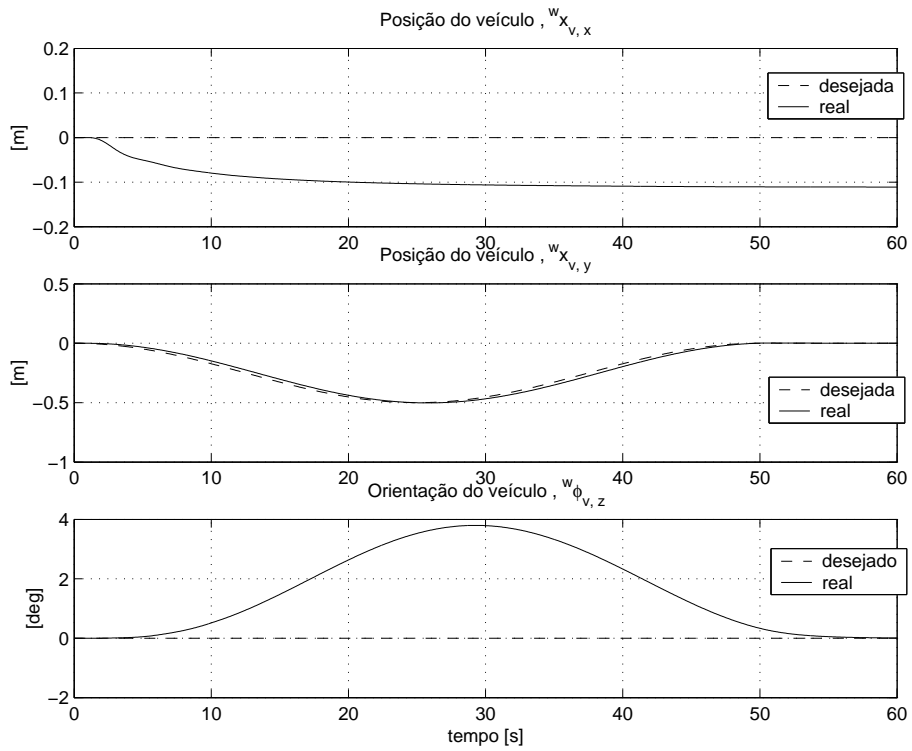


FIGURA 7.12: Posição do Veículo, Trajetória Retilínea sem Contato em $t = 0s$.

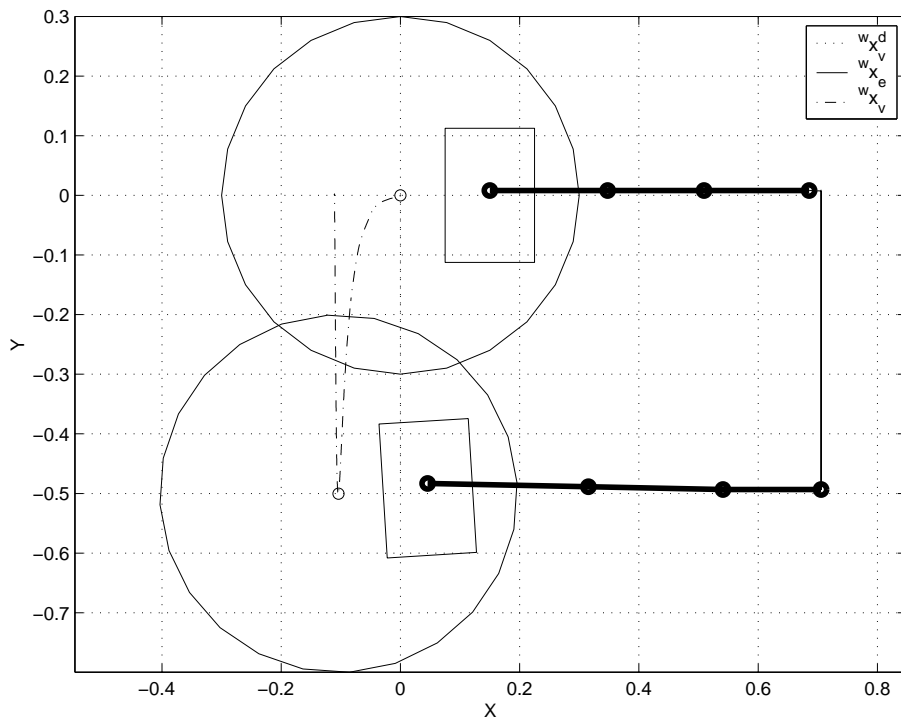


FIGURA 7.13: Posição do ZENOM no Plano $x - y$, Trajetória Retilínea sem Contato em $t = 0s$.

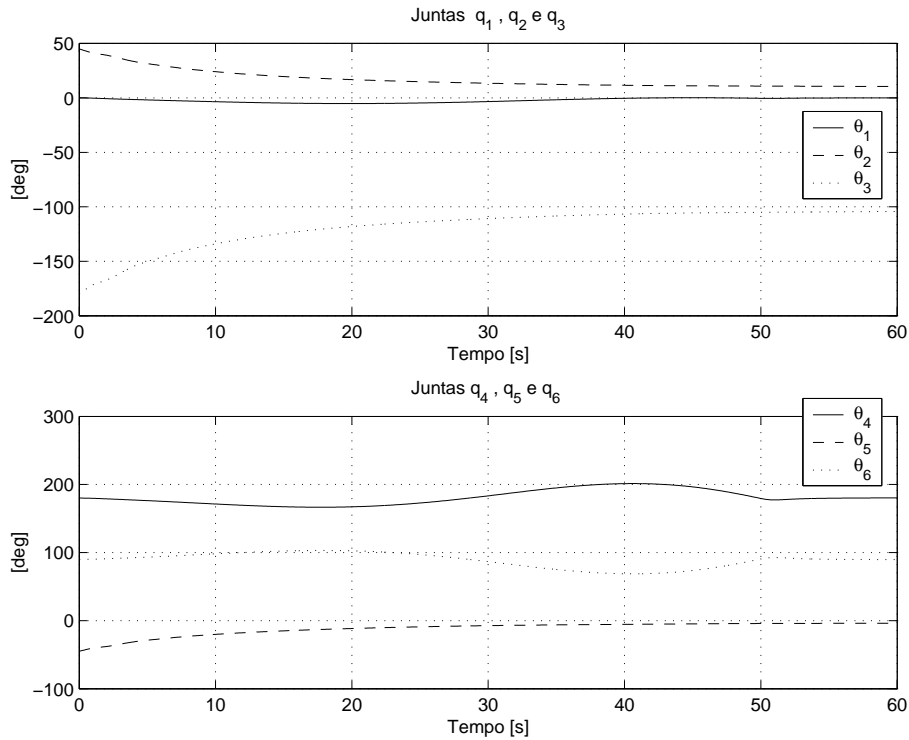


FIGURA 7.14: Juntas do Manipulador, Trajetória Retilínea sem Contato em $t = 0s$.

7.2 Trajetória Circular

A tarefa do efetuador aqui é percorrer um cilindro de raio $r = 0.3m$ no sentido anti-horário, dando uma volta completa e com uma força de $10N$ sempre normal ao cilindro. Estamos considerando agora o contato sem força, ou seja, o cilindro está posicionado em relação ao manipulador de forma que a posição em $t = 0s$ do efetuador ${}^w x_{e0}$, dada em (7.1b), seja também um ponto pertencente a equação do cilindro no espaço $(x - A)^2 + (y - B)^2 = r^2$, ou seja, $(x - 0,9855)^2 + (y - 0,008)^2 = 0,3^2$.

Os ganhos dos controladores PID podem ser vistos na tabela 7.3. Para o controle de força voltamos para ganhos que deixem o controle mais rápido como na seção 7.1.1. E agora no controle do veículo incluímos o controle integral, que compensará a reação do mesmo a resultante das forças, como será verificado nos gráficos a seguir.

Nas figuras 7.15 e 7.16 se vêem os gráficos de posição no sistema inercial e força no sistema de coordenadas do punho do efetuador. Verifique que agora o efetuador acom-

Veículo				Posição			Força		
	Kp_v	Ki_v	Kd_v	Kp_p	Ki_p	Kd_p	Kp_f	Ki_f	Kd_f
$v\vec{x}$	100	0,2	2,5	$p\vec{x}$	15	0,14142	0	0	0
$v\vec{y}$	100	0,2	2,5	$p\vec{y}$	15	0,14142	0	0	0
$v\vec{z}$	90	0,2	2,5	$p\vec{z}$	0	0	0	-0,05	0,2

TABELA 7.3: Ganhos dos Controladores, Trajetória Circular.

panha a trajetória no cilindro com boa precisão. O controle de força, como esperado, também está atuando de forma bem rápida, estabilizando em $10N$ mais uma vez, note porém que agora aparece uma força no eixo $p\vec{x}$ onde antes não havia. Isto se deve à mudança de direção a cada instante do próprio efetuator.

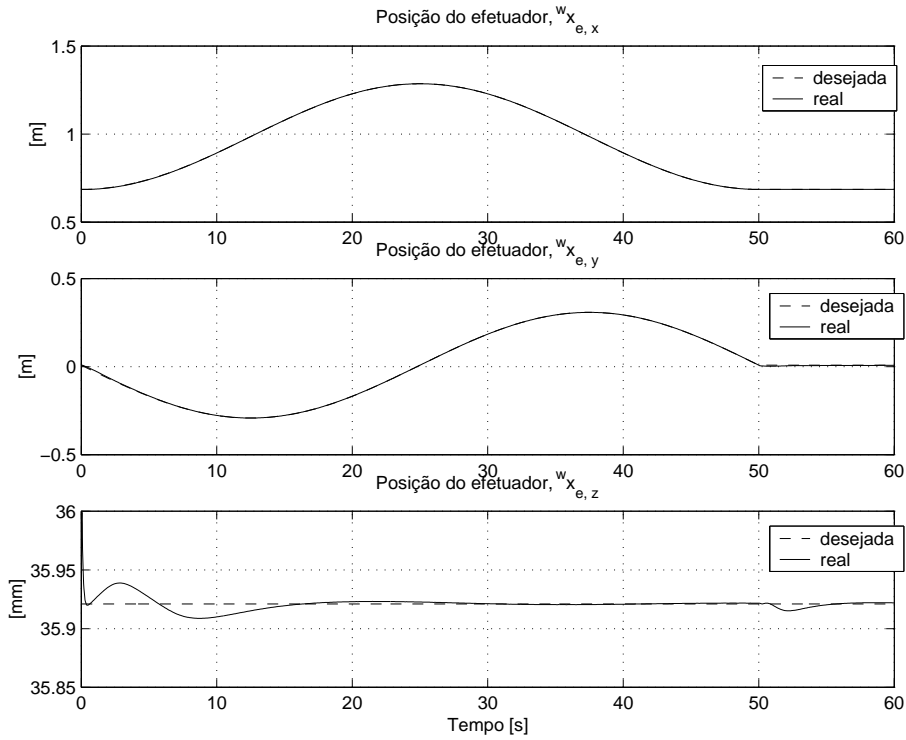


FIGURA 7.15: Posição do Efetuator, Trajetória Circular.

Nas figuras 7.17 e 7.18 se vêem os erros de posição, nos sistemas de coordenadas inerciais e do punho e o erro de força no sistema de coordenadas do punho. Se observa aqui mais claramente que há um balanço do erro entre os eixos $p\vec{x}$ e $p\vec{z}$. Como o ZENOM está mudando sua orientação a cada instante, assim o estão mudando também as contribuições dos erros aos eixos de medição, pois em qualquer instante em que a orientação do efetuator ${}^w\phi_e \neq K\frac{\pi}{2}$, $K \in \mathbb{Z}$, teremos tanto uma velocidade quanto uma

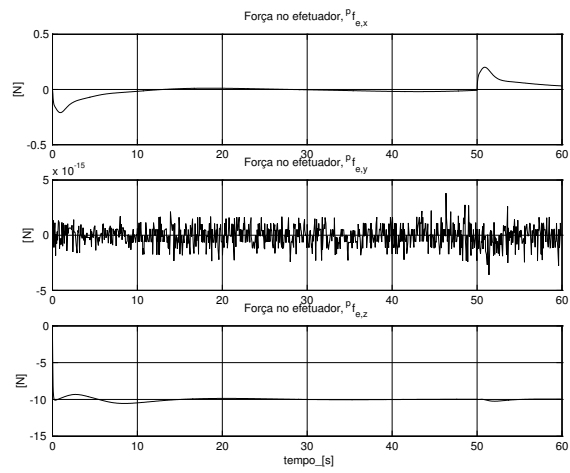


FIGURA 7.16: Força no Efetuador, Trajetória Circular.

força, ambas com componentes não nulas nos eixos $P\vec{x}$ e $P\vec{z}$.

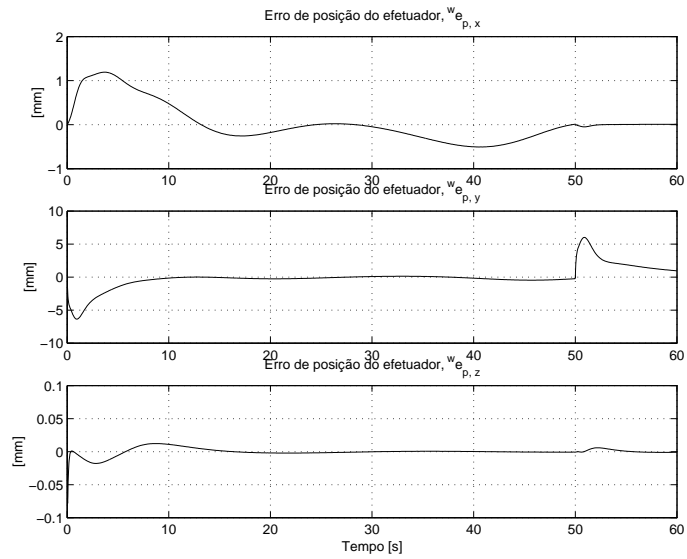


FIGURA 7.17: Erro de posição do Efetuador, Trajetória Circular.

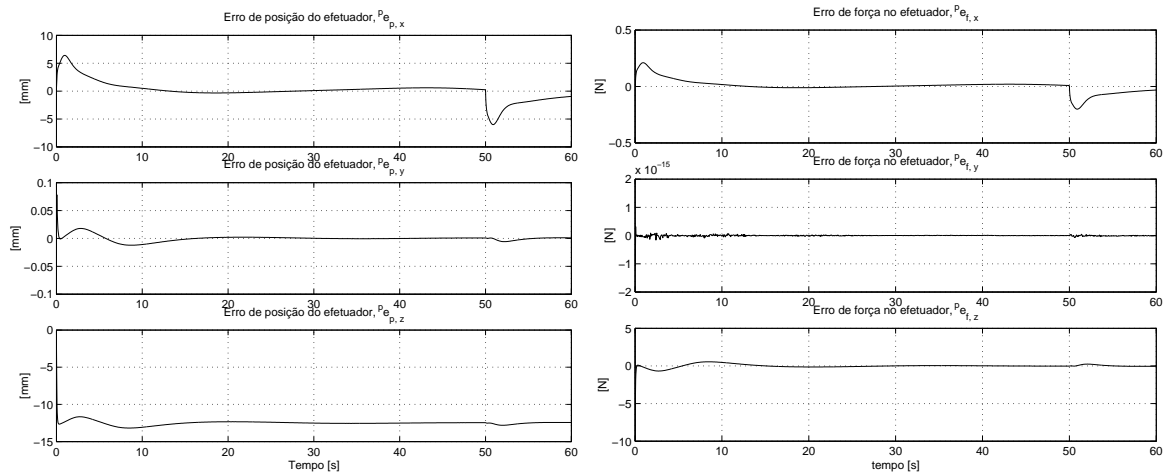


FIGURA 7.18: Erros de posição e Força do Efetuador, Trajetória Circular.

Nas figuras 7.19 e 7.20 se observa a posição do veículo no sistema inercial e no plano $x - y$ nos instantes $t = 0s$, $t = 7s$ e $t = 25s$. Aqui o veículo reage à força resultante como nos outros casos (como em $t = 7s$) mas a ação integral no controle do NOMAD faz com que este retorne à trajetória desejada para ele especificada, compensando a perturbação na posição causada pela força.

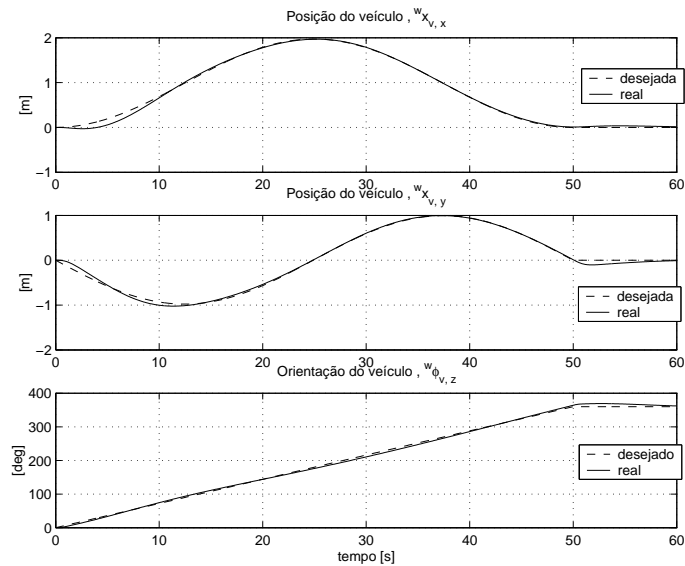


FIGURA 7.19: Posição do Veículo, Trajetória Circular.

Na figura 7.21 se observam as juntas do manipulador para este caso. Nos instantes iniciais se observa o efeito da reação à força como nas outras vezes, porém a ação

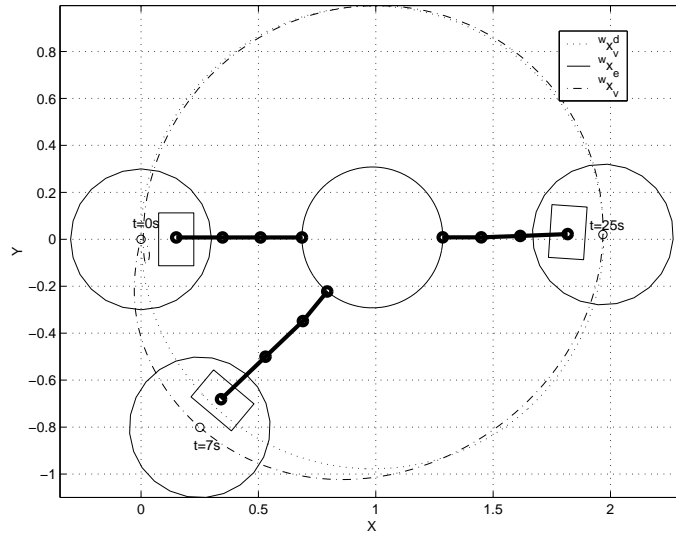


FIGURA 7.20: Posição do ZENOM no Plano $x - y$, Trajetória Circular.

de controle do veículo consegue leva-lo de volta para uma posição onde, para executar a tarefa do efetuador, este consiga ficar na posição de máxima manipulabilidade previamente definida, o que é exatamente o objetivo do controle coordenado.

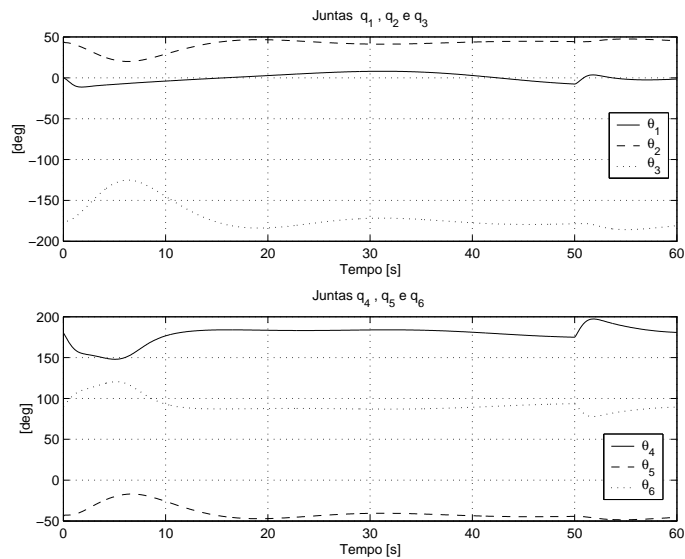


FIGURA 7.21: Juntas do Manipulador, Trajetória Circular.

Capítulo 8

Resultados Experimentais

Uma vez com o hardware preparado pode-se então dar início à realização dos experimentos com o ZENOM.

Devido ao grande número de variáveis envolvidas e restrições a serem observadas, dividiu-se as tarefas em algumas partes para que as características do controle e do comportamento do sistema fossem melhor observadas e subseqüentemente verificadas.

Assim como nas simulações, a posição inicial do NOMAD foi fixada como origem do sistema de coordenadas inerciais. A posição inicial do efetuador é mais uma vez dada pela posição do próprio NOMAD e pelas juntas do manipulador na posição preferencial q^* , conforme a equação (7.1b).

8.1 Controle Coordenado de Posição

Os primeiros testes aqui apresentados foram feitos sem o controle de força. Esta foi apenas medida e utilizada na emulação do ROV e para orientar o veículo.

8.1.1 Regulação

Inicialmente a tarefa implementada foi de que o efetuador mantivesse sua posição inicial indefinidamente, reagindo apenas a uma força externa aplicada em seu efetuador

(uma pessoa pressionando uma prancha de madeira).

Os ganhos dos controladores PID podem ser vistos na tabela 8.1. Note que o controle de posição ainda é realizado no sistema inercial, pois como não há ainda controle de força, este pode ser feito em qualquer sistema de coordenadas além do sistema do punho.

Veículo				Posição			
	Kp_v	Ki_v	Kd_v		Kp_p	Ki_p	Kd_p
${}^v\vec{x}$	100	0	2,5	${}^w\vec{x}$	15	0,14142	0
${}^v\vec{y}$	100	0	2,5	${}^w\vec{y}$	15	0,14142	0
${}^v\vec{z}$	50	0	2,5	${}^w\vec{z}$	15	0,14142	0

TABELA 8.1: Ganhos dos Controladores, Regulação.

Nas figuras 8.1 e 8.2 se vêem os gráficos de posição e erro do efetuador no sistema inercial. Veja que o efetuador mantém sua posição, com erros¹ da ordem de $1mm$, mesmo com aplicação de força.

Nas figuras 8.3 e 8.4 se vêem as forças atuando no veículo e a posição do mesmo. Note que apesar do efetuador quase não se mover o veículo por sua vez reage consideravelmente à ação desta força.

Na figura 8.5 se observa a posição do ZENOM no plano $x - y$ nos instantes $t = 0s$ e $t = 30s$. Nota-se aqui o efeito do alinhamento do NOMAD com a resultante das forças.

Finalmente, na figura 8.6 estão os valores das juntas do manipulador. Observe que o alinhamento do veículo na figura 8.4 corresponde à variável θ_1 .

¹veja que aqui tratamos por erro a diferença entre a posição desejada e a posição calculada para o efetuador com base na cinemática direta, ou seja, ${}^w x_e = {}^w x_e(q)$. Se considera aqui a hipótese de um manipulador de elos perfeitamente rígidos e sem folgas em suas juntas.

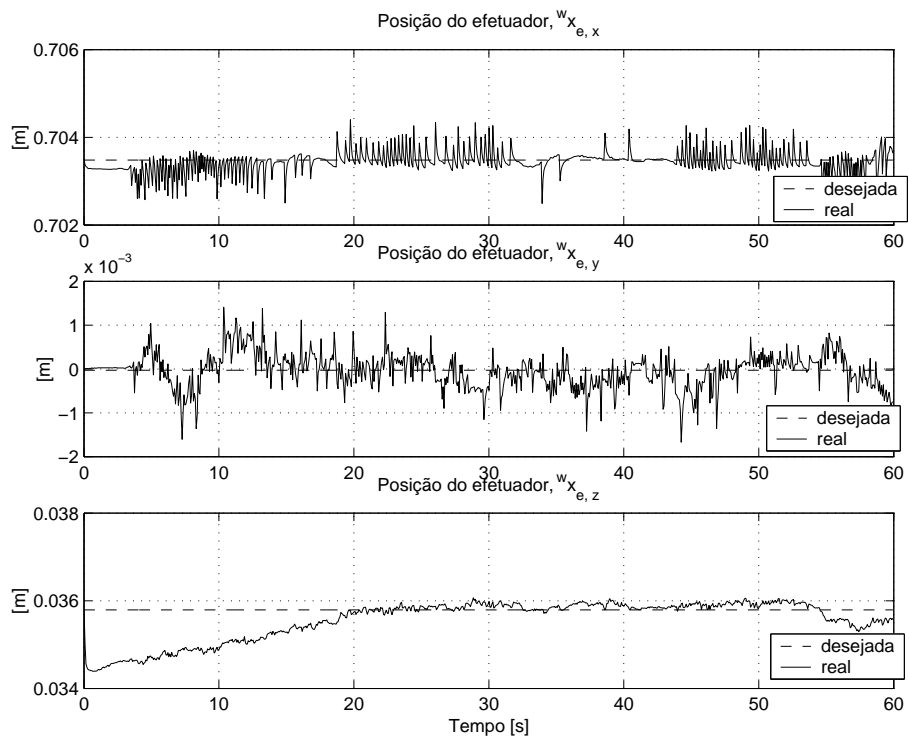


FIGURA 8.1: Posição do Efetuator, Regulação.

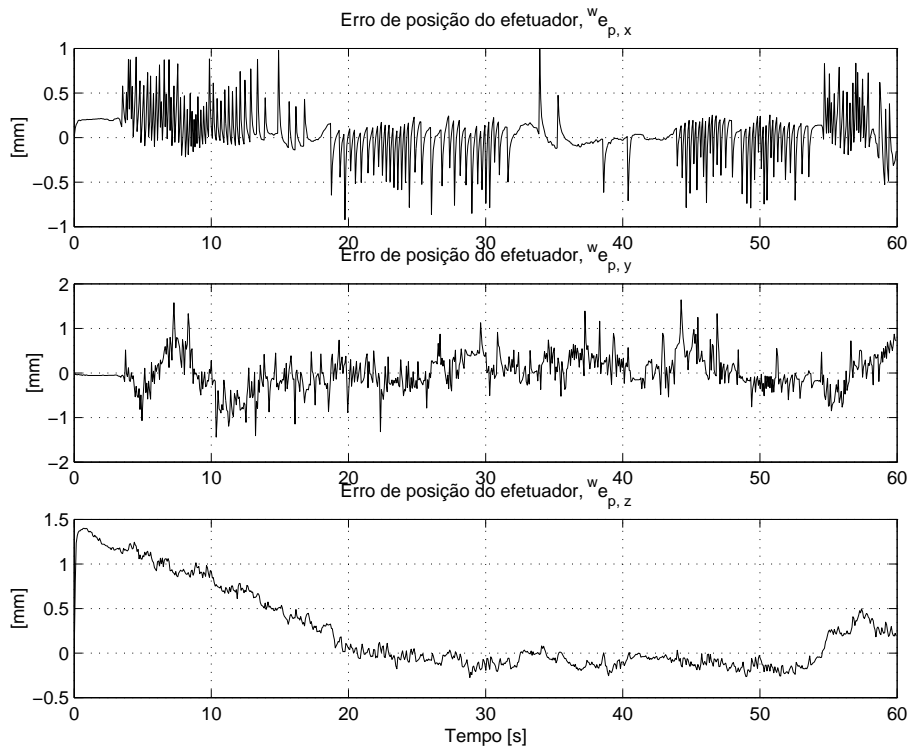


FIGURA 8.2: Erro de posição do Efetuator, Regulação.

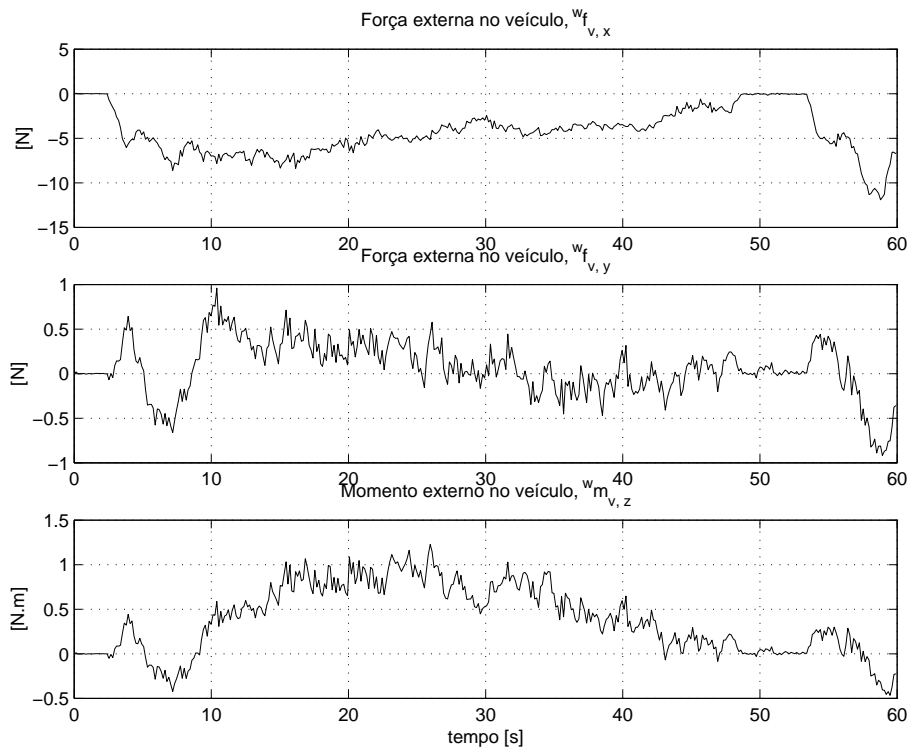


FIGURA 8.3: Força Transferida ao Veículo, Regulação.

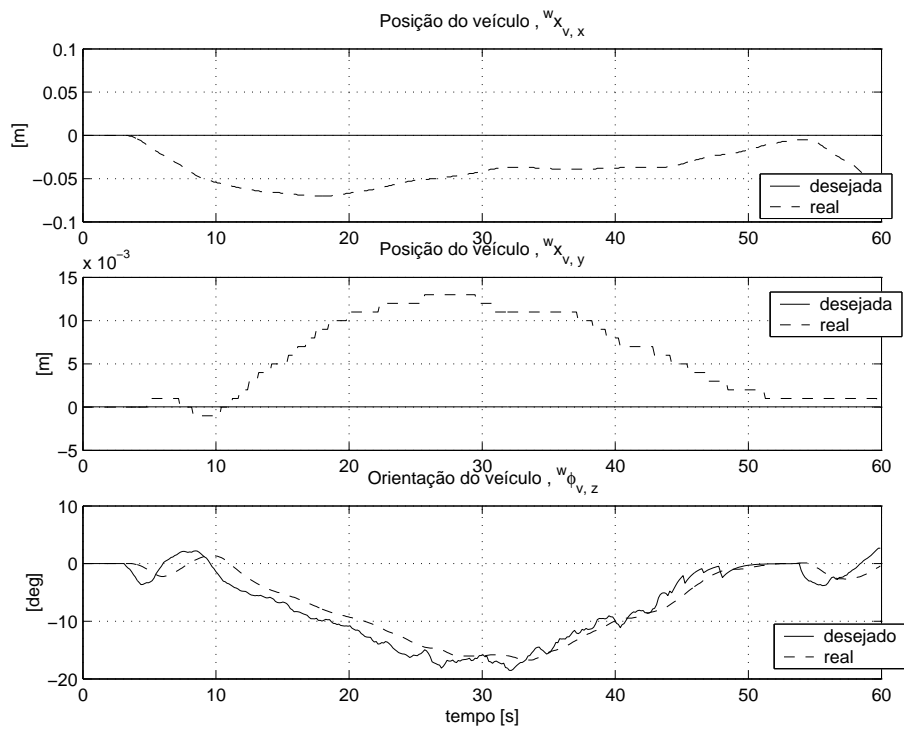


FIGURA 8.4: Posição do Veículo, Regulação.

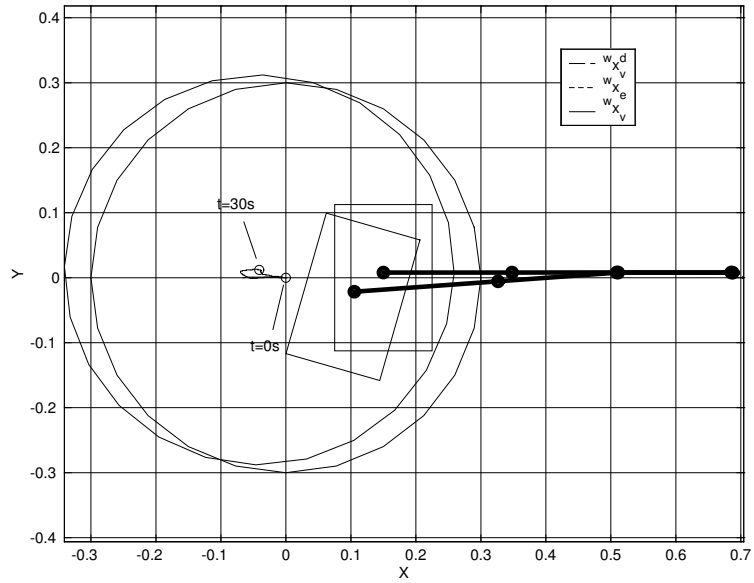


FIGURA 8.5: Posição do ZENOM no Plano $x - y$, Regulação.

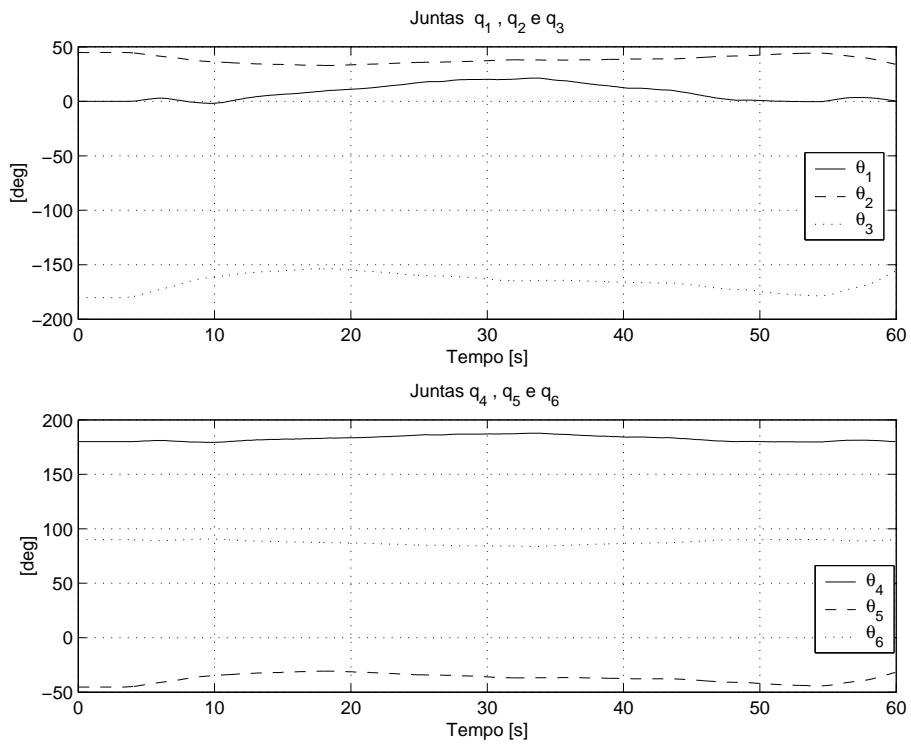


FIGURA 8.6: Juntas do Manipulador, Regulação.

8.1.2 Rastreamento

Depois uma trajetória de 100mm na direção de $-y$ foi especificada para o efetuador, ainda reagindo apenas a uma força externa, sem controle de força.

Os ganhos dos controladores PID são os mesmos da tabela 8.1.

Nas figuras 8.7 e 8.8 se vêem os gráficos de posição e erro do efetuador no sistema inercial. Veja que o efetuador acompanha a trajetória especificada, com erros da ordem de 1mm , mesmo na direção do movimento.

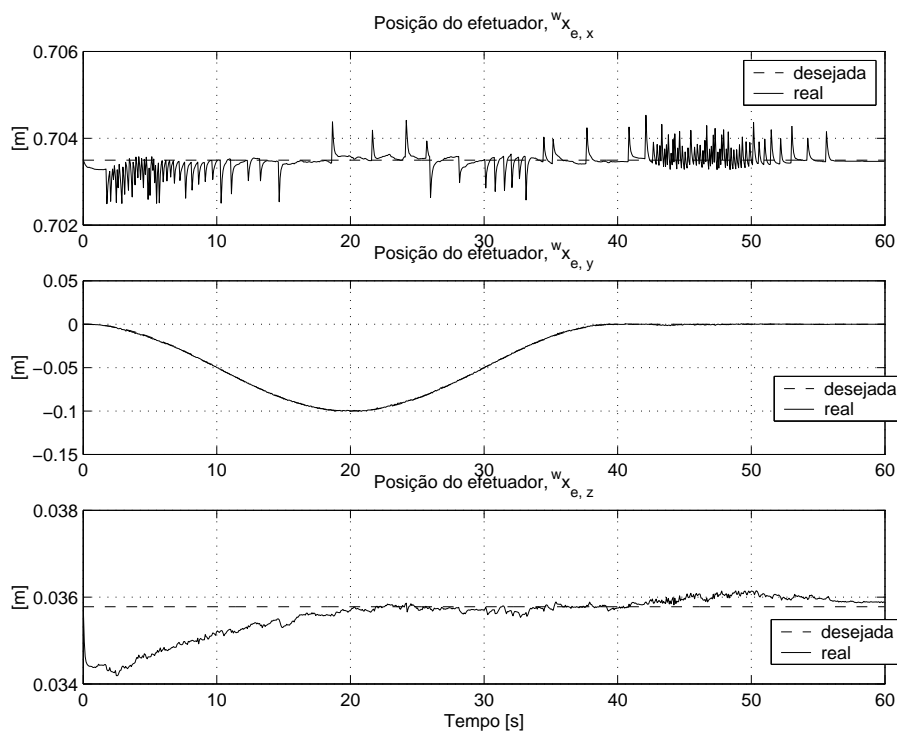


FIGURA 8.7: Posição do Efetuador, Rastreamento.

Nas figuras 8.9 e 8.10 se vêem as forças atuando no veículo e a posição do mesmo. Note que enquanto o efetuador acompanha a trajetória que lhe foi definida, o veículo por sua vez se mantém afastado da trajetória desejada, devido à ação desta força.

Na figura 8.11 se observa a posição do ZENOM no plano $x-y$ e $x-z$ nos instantes $t = 0\text{s}$ e $t = 20\text{s}$. Nota-se aqui o efeito do alinhamento do NOMAD com a resultante das forças.

Na figura 8.12 estão os valores das juntas do manipulador. Observe que para que

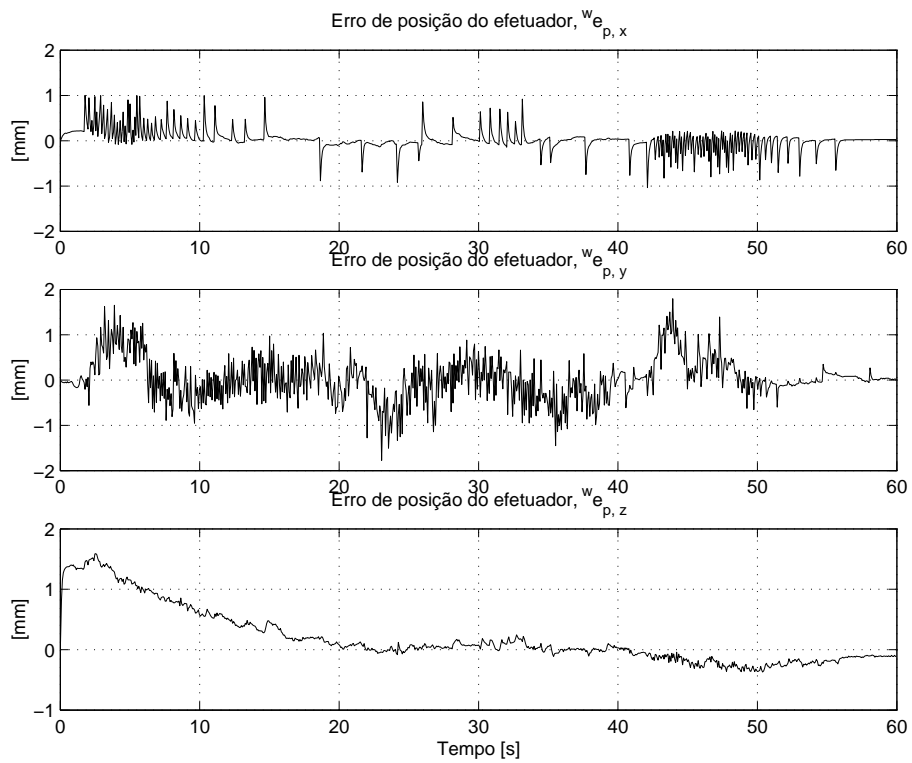


FIGURA 8.8: Erro de posição do Efetuator, Rastreamento.

o efetuator mantenha a trajetória desejada, a orientação do veículo apresentada na figura 8.10 é compensada pela variável θ_1 . Observe ainda os valores de θ_2 , θ_3 e θ_5 com o gráfico esquematizado na figura 8.11, e como estes variam para que o efetuator se mantenha no curso desejado, enquanto sua base reage a distúrbios não previstos.

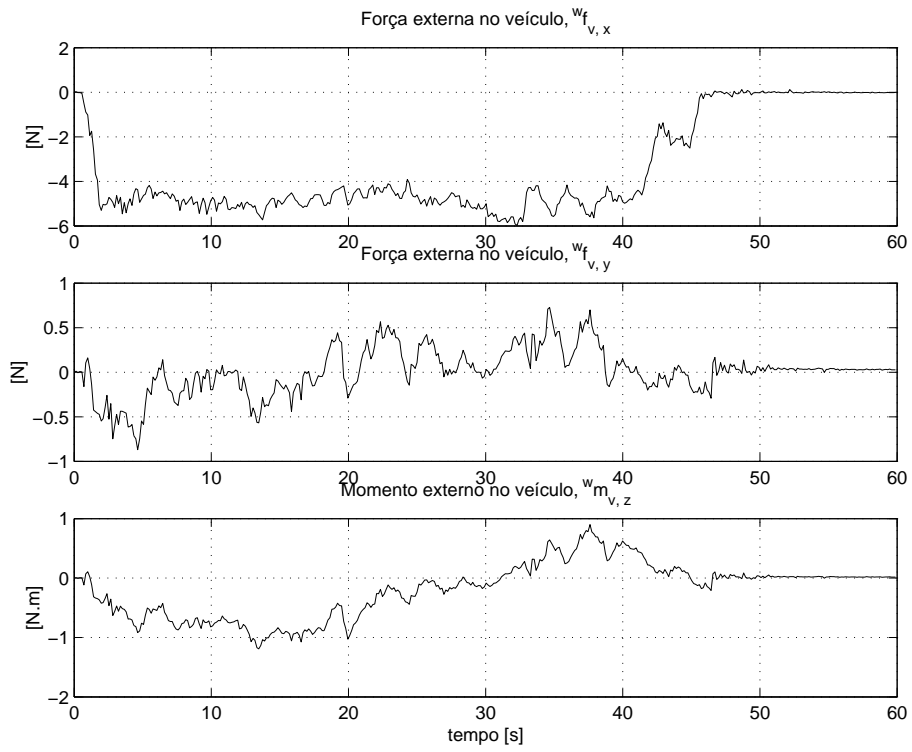


FIGURA 8.9: Força Transferida ao Veículo, Rastreamento.

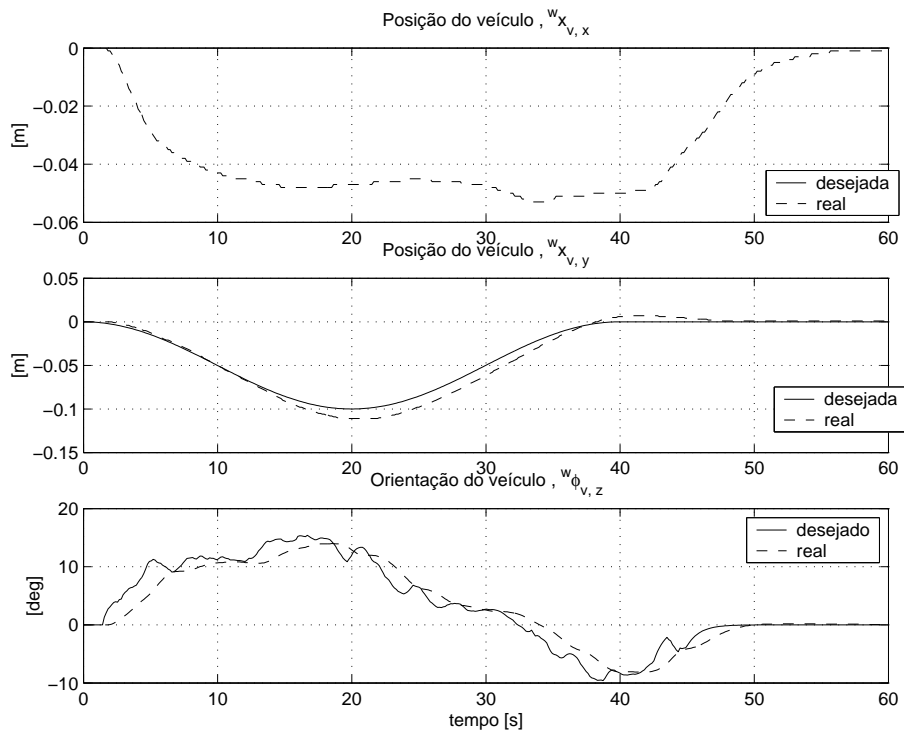


FIGURA 8.10: Posição do Veículo, Rastreamento.

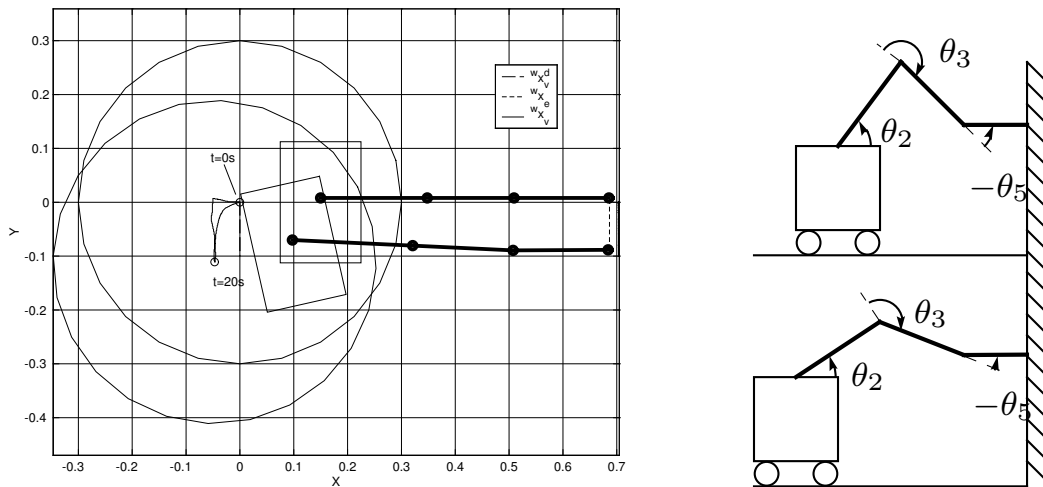


FIGURA 8.11: Posição do ZENOM no Plano $x - y$ e $x - z$, Rastreamento.

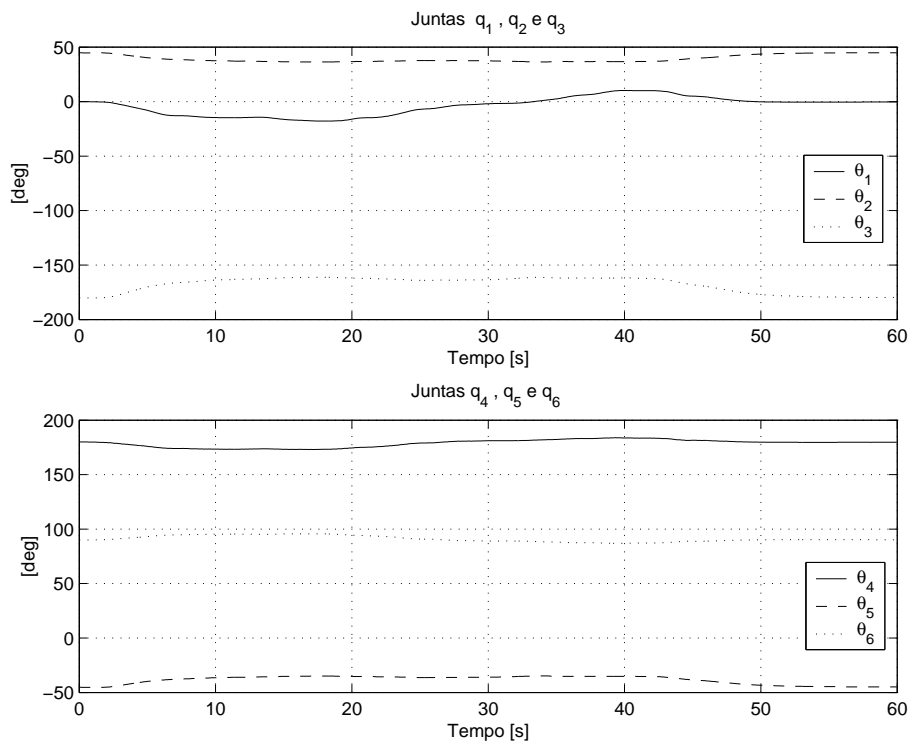


FIGURA 8.12: Juntas do Manipulador, Rastreamento.

Capítulo 9

Conclusão e Sugestões para Extensão deste Trabalho

O controle híbrido coordenado de posição-força foi desenvolvido com êxito. Notam-se na parte experimental que a integração dos dois sistemas de controle antes desenvolvidos se deu sem problemas.

A emulação do ROV no robô NOMAD também foi satisfatória, pois podemos testar as respostas dos sistemas de controle implementados fazendo uso de um veículo submarino real, que pode ter massa muitas vezes superior a equipamentos de teste terrestres como no nosso caso.

O funcionamento do controle híbrido aqui usado exige porém o pleno conhecimento da superfície onde se quer trabalhar, o que na prática pode ser um pouco difícil, sendo impossível em algumas condições de trabalho.

O pleno conhecimento da posição do veículo no sistema inercial não é necessário, se soubermos apenas a posição relativa do veículo em relação à superfície, o que pode ser conseguido através de um braço passivo, como sugerido em (Hsu et al., 1994).

Seguem agora algumas sugestões para desenvolver o trabalho realizado até aqui:

- No controle híbrido sem contato prévio, ou com força nula, poder-se-iam chavear 2 leis de controles distintas para quando houvesse contato ou não. Isso permitiria uma aproximação da superfície de forma mais suave, minimizando o impacto.
- Mudar a representação do sistema de orientação de RPY para quaternion, de

forma a eliminar o problema de singularidades.

- Através apenas da medição da força tentar estimar parâmetros da superfície, sem precisar conhecer dados prévios de sua geometria, como sugerido em (Yoshikawa & Sudou, 1993), o que está mais perto das condições reais de trabalho.
- Utilizar controle por visão para se aproximar da superfície e associa-lo aos controles já implementados aqui.
- Testar o funcionamento do controle com outros controladores além do PID utilizado aqui.

Apêndice A

O Operador $S(\cdot)$

Seja a um vetor arbitrário em \mathbb{R}^3 :

$$a = \begin{bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ a_3 \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^3 \quad (\text{A.1})$$

Definimos o operador $S(\cdot)$ aplicado ao vetor a como:

$$S(a) = \begin{bmatrix} 0 & -a_3 & a_2 \\ a_3 & 0 & -a_1 \\ -a_2 & a_1 & 0 \end{bmatrix} \in SS(3) \quad (\text{A.2})$$

onde $SS(3)$ é o espaço das matrizes antisimétricas de ordem 3, ou seja,
 $S(a) = -S(a)^T$.

De forma que, sendo $b \in \mathbb{R}^3$ um outro vetor no mesmo espaço, podemos escrever:

$$a \times b = S(a) b \quad (\text{A.3})$$

Vale lembrar ainda a seguinte propriedade, sendo R uma matriz de rotação:

$$S(Ra) = R S(a) R^T \quad (\text{A.4})$$

Apêndice B

Orientação RPY

Sejam ψ , θ e ϕ os ângulos da representação RPY, a matriz de rotação $R_{ij}(\psi, \theta, \phi)$ é calculada por:

$$R_{ij}(\psi, \theta, \phi) = R_{ij,z}(\phi)R_{ij,y}(\theta)R_{ij,x}(\psi) \quad (\text{B.1a})$$

$$R_{ij}(\psi, \theta, \phi) = \begin{bmatrix} c_\phi c_\theta & c_\phi s_\theta s_\psi - s_\phi c_\psi & c_\phi s_\theta c_\psi + s_\phi s_\psi \\ s_\phi c_\theta & s_\phi s_\theta s_\psi + c_\phi c_\psi & s_\phi s_\theta c_\psi - c_\phi s_\psi \\ -s_\theta & c_\theta s_\psi & c_\theta c_\psi \end{bmatrix} \quad (\text{B.1b})$$

Estas rotações estão representadas na figura B.1, porém deve-se atentar de que a convenção de a quais eixos correspondem as rotações da representação RPY não é única, variando se estivermos tratando de robótica, navegação náutica ou aeronáutica. Mesmo na literatura sobre robótica encontram-se diferentes convenções entre conhecidos autores, devendo-se atentar para que não se misture convenções distintas.

O problema inverso, de se calcular os ângulos da representação RPY a partir da matriz de rotação R

$$R = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} \end{bmatrix} \quad (\text{B.2})$$

pode ser obtido comparando esta matriz com (B.1b), extraíndo-se as seguintes

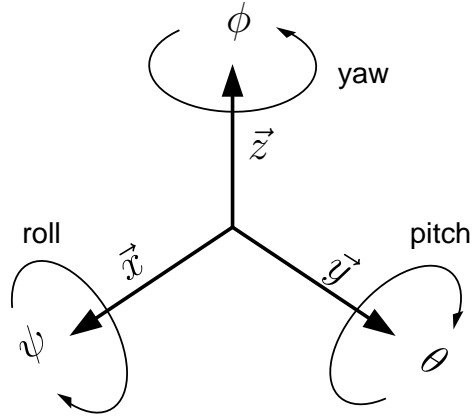


FIGURA B.1: Sistemas de Orientação RPY.

relações, admitindo que $\theta \in [-\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2}]$:

$$\psi = \text{atan2}(r_{32}, r_{33}) \quad (\text{B.3a})$$

$$\theta = \text{atan2}(-r_{31}, \sqrt{r_{32}^2 + r_{33}^2}) \quad (\text{B.3b})$$

$$\phi = \text{atan2}(r_{21}, r_{11}) \quad (\text{B.3c})$$

ou que $\theta \in [\frac{\pi}{2}, \frac{3\pi}{2}]$ então:

$$\psi = \text{atan2}(-r_{32}, -r_{33}) \quad (\text{B.4a})$$

$$\theta = \text{atan2}(-r_{31}, -\sqrt{r_{32}^2 + r_{33}^2}) \quad (\text{B.4b})$$

$$\phi = \text{atan2}(-r_{21}, -r_{11}) \quad (\text{B.4c})$$

Verifica-se que a matriz de rotação $R_{ij}(\psi, \theta, \phi)$ perde posto quando $\cos(\theta) = 0$, ou $\theta = \pm\frac{\pi}{2}$. Neste caso apenas a soma e diferença de ϕ e ψ podem ser determinados. Porém, mesmo sendo uma representação que admite pontos de singularidade, esta é ainda utilizada para veículos terrestres, marítimos e submarinos, pois em condições normais de operação θ fica geralmente aquém desses limites.

Apêndice C

Orientação por Quaternion

Seja $\mathcal{Q} = \{\delta, \epsilon\}$ o quaternion unitário onde:

$$\delta = \cos \frac{\vartheta}{2} \quad (\text{C.1a})$$

$$\epsilon = \sin \frac{\vartheta}{2} \vec{r} \quad (\text{C.1b})$$

Sendo δ a parte escalar do quaternion e $\epsilon = [\epsilon_x \epsilon_y \epsilon_z]^T$ a parte vetorial. Estas estão sujeitas à restrição

$$\delta^2 + \epsilon_x^2 + \epsilon_y^2 + \epsilon_z^2 = 1 \quad (\text{C.2})$$

daí portanto, o termo quaternion unitário¹.

O vetor \vec{r} e a rotação ϑ estão representados na figura C.1 e a matriz de rotação $R_{ij}(\delta, \epsilon)$ é calculada por: :

$$R_{ij}(\delta, \epsilon) = \begin{bmatrix} 2(\delta^2 + \epsilon_x^2) - 1 & 2(\epsilon_x \epsilon_y - \delta \epsilon_z) & 2(\epsilon_x \epsilon_z + \delta \epsilon_y) \\ 2(\epsilon_x \epsilon_y + \delta \epsilon_z) & 2(\delta^2 + \epsilon_y^2) - 1 & 2(\epsilon_y \epsilon_z - \delta \epsilon_x) \\ 2(\epsilon_x \epsilon_z - \delta \epsilon_y) & 2(\epsilon_y \epsilon_z + \delta \epsilon_x) & 2(\delta^2 + \epsilon_z^2) - 1 \end{bmatrix} \quad (\text{C.3})$$

¹Do inglês *unit quaternion*.

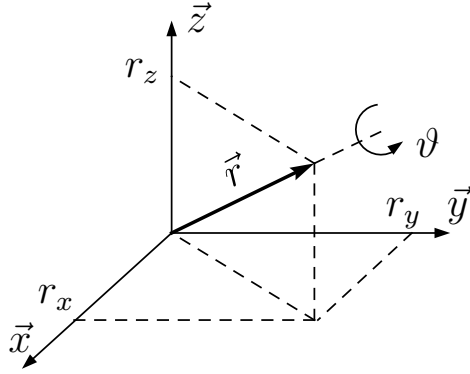


FIGURA C.1: Sistemas de Orientação por Quaternion.

O problema inverso, de se calcular os ângulos da representação por quaternion a partir da matriz de rotação R

$$R = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} \end{bmatrix} \quad (C.4)$$

pode ser obtido comparando esta matriz com (C.3), extraindo-se as seguintes relações, admitindo que $\delta \geq 0$, ou seja, que $\vartheta \in [-\pi, \pi]$, podendo portanto descrever qualquer rotação:

$$\delta = \frac{1}{2} \sqrt{r_{11} + r_{22} + r_{33} + 1} \quad (C.5a)$$

$$\epsilon = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} \text{sign}(r_{32} - r_{23}) \sqrt{r_{11} - r_{22} - r_{33} + 1} \\ \text{sign}(r_{13} - r_{31}) \sqrt{r_{22} - r_{33} - r_{11} + 1} \\ \text{sign}(r_{21} - r_{12}) \sqrt{r_{33} - r_{11} - r_{22} + 1} \end{bmatrix} \quad (C.5b)$$

Verifica-se que as soluções para δ e ϵ São livres de singularidades.

Seguem agora algumas propriedades importantes dos quaternions:

O quaternion extraído de $R^{-1} = R^T$ denota-se por \mathcal{Q}^{-1} e é dado por:

$$\mathcal{Q}^{-1} = \{\delta, -\epsilon\} \quad (C.6)$$

É comum, por esta propriedade, comparar o quaternion \mathcal{Q} a um número complexo e \mathcal{Q}^{-1} com seu conjugado.

Sejam $\mathcal{Q}_1 = \{\delta_1, \epsilon_1\}$ e $\mathcal{Q}_2 = \{\delta_2, \epsilon_2\}$ os quaternions correspondentes às rotações R_1 e R_2 respectivamente. O quaternion correspondente ao produto $R_1 R_2$ é dado por:

$$\mathcal{Q}_1 * \mathcal{Q}_2 = \{\delta_1 \delta_2 - \epsilon_1^T \epsilon_2, \delta_1 \epsilon_2 + \delta_2 \epsilon_1 + \epsilon_1 \times \epsilon_2\} \quad (\text{C.7})$$

Assim, se $\mathcal{Q}_2 = \mathcal{Q}_1^{-1}$ então $\mathcal{Q}_1 * \mathcal{Q}_2 = \{1, [0 \ 0 \ 0]\}$.

Apêndice D

Características do Hardware

D.1 NOMAD XR4000

As características básicas do NOMAD foram descritas na seção 3.3.1. Agora apresentaremos detalhes de suas dimensões e de seu sistema de coordenadas.

Como se pode ver na figura 3.2, a forma do NOMAD é cilíndrica, com cerca de 30cm de raio. Seu sistema de coordenadas é apresentado na figura D.1.

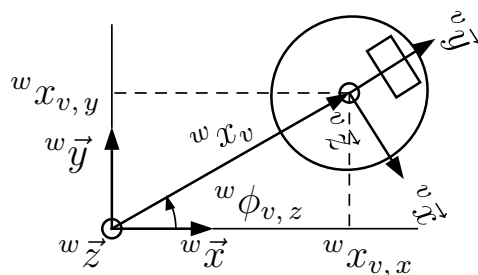


FIGURA D.1: Sistemas de Coordenadas do NOMAD.

Note que os termos ${}^w x_{v,x}$, ${}^w x_{v,y}$ e ${}^w \phi_{v,z}$ são os mesmos definidos para o espaço operacional do veículo ${}^w \eta_v$ conforme a equação (3.15).

A frente do veículo é considerada para onde este se movimenta ao aplicar-se um comando de velocidade positiva na direção ${}^v y$.

Podemos agora reescrever T_{vv} , definido na equação (2.8) como:

$$T_{wv} = \begin{bmatrix} s_{\phi_{v,z}} & c_{\phi_{v,z}} & 0 & | & {}^w x_{v,x} \\ -c_{\phi_{v,z}} & s_{\phi_{v,z}} & 0 & | & {}^w x_{v,y} \\ \hline 0 & 0 & 1 & | & 0 \\ 0 & 0 & 0 & | & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{D.1})$$

A base do manipulador ZEBRA-ZERO é fixada na parte superior do NOMAD, e indicada nas figuras D.1 e D.2 pelo pequeno retângulo. O sistema de coordenadas da base em relação ao sistema do veículo é apresentado na figura D.2.

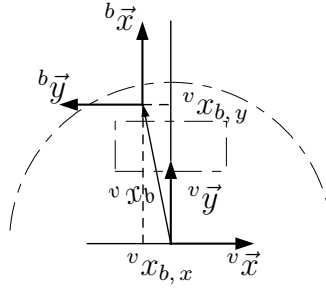


FIGURA D.2: Sistemas de Coordenadas da Base e do NOMAD.

Note que o sistema de coordenadas do NOMAD não coincide com o sistema de coordenadas da base do manipulador, que se encontra deslocado por um vetor ${}^v x_b$ e orientado por uma rotação de $\frac{\pi}{2}$ no sentido anti-horário.

Podemos agora reescrever T_{vb} , definido na equação (2.9), com o vetor ${}^v x_b$ dado em m como:

$$T_{vb} = \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 & | & -0,008 \\ 1 & 0 & 0 & | & 0,15 \\ \hline 0 & 0 & 1 & | & 0 \\ 0 & 0 & 0 & | & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{D.2})$$

D.2 Zebra-Zero

As características básicas do ZEBRA-ZERO foram descritas na seção 6.1. Agora apresentaremos detalhes de suas dimensões, sistema de coordenadas, equações de cinemática direta e jacobiano.

O ZEBRA-ZERO é formado por um braço antropomórfico e um punho esférico, fa-

cilmente encontrados na literatura técnica. Porém o sistema de orientação ligeiramente diferente do braço resulta em equações que também diferem das encontradas nos livros.

A figura D.3 mostra o sistema de orientação para as 3 primeiras juntas q_p tal como definido em (4.27).

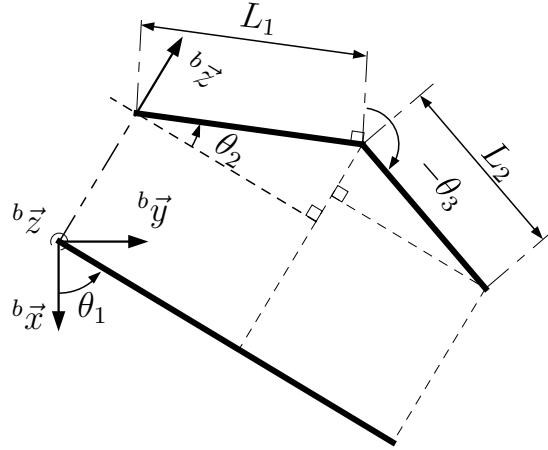


FIGURA D.3: Sistemas de Orientação do ZEBRA-ZERO (juntas $\theta_1, \theta_2, \theta_3$).

Com o comprimento dos links $L_1 = 0,2794m$ e $L_2 = 0,2286m$.

Já o punho possui um sistema de orientação comumente encontrado na literatura como se vê na figura D.4.

Os valores nominais, máximos e mínimos que as juntas podem alcançar são apresentados na tabela D.1

junta i	θ_i
1	$-180^\circ \leq \theta_1 \leq 180^\circ$
2	$-45^\circ \leq \theta_2 \leq 135^\circ$
3	$-220^\circ \leq \theta_3 \leq -90^\circ$
4	$0^\circ \leq \theta_4 \leq 360^\circ$
5	$-100^\circ \leq \theta_5 \leq 100^\circ$
6	$-180^\circ \leq \theta_6 \leq 180^\circ$

TABELA D.1: Limites de excursionamento das juntas do ZEBRA-ZERO.

Em (2.10) definimos a matriz de transformação homogênea T_{be} como uma produtória das matrizes $T_{(n-1)n}(q)$ dos n graus de liberdade de um manipulador. Podemos desenvolver exatamente da mesma forma a matriz T_{bp} , pelos 6 graus de liberdade do manipulador que terminam em seu punho.

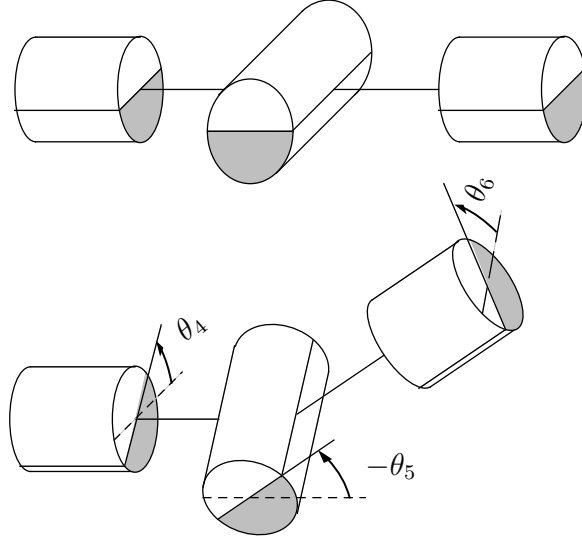


FIGURA D.4: Sistemas de Orientação do ZEBRA-ZERO (juntas θ_4 , θ_5 , θ_6).

Assim, partindo das figuras D.3 e D.4, podemos escrever:

$$\begin{aligned}
 T_{01} &= \left[\begin{array}{ccc|c} c_1 & 0 & s_1 & 0 \\ s_1 & 0 & -c_1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{array} \right]; \quad T_{12} = \left[\begin{array}{ccc|c} c_2 & -s_2 & 0 & L_1 c_2 \\ s_2 & c_2 & 0 & L_1 s_2 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{array} \right] \\
 T_{23} &= \left[\begin{array}{ccc|c} -s_3 & -c_3 & 0 & -L_2 s_3 \\ c_3 & -s_3 & 0 & L_2 c_3 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{array} \right]; \quad T_{36} = \left[\begin{array}{ccc|c} s_5 c_6 & -s_5 s_6 & c_5 & 0 \\ -(c_4 c_5 c_6 - s_4 s_6) & (c_4 c_5 s_6 + s_4 c_6) & c_4 s_5 & 0 \\ -(s_4 c_5 c_6 + c_4 s_6) & (s_4 c_5 s_6 - c_4 c_6) & s_4 s_5 & 0 \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{array} \right] \quad (D.3)
 \end{aligned}$$

que multiplicadas em cadeia formam T_{bp} :

$$T_{bp} = T_{06} = T_{01} \cdot T_{12} \cdot T_{23} \cdot T_{36} \quad (D.4a)$$

$$T_{bp} = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} & | & {}^b x_{p,x} \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} & | & {}^b x_{p,y} \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} & | & {}^b x_{p,z} \\ \hline 0 & 0 & 0 & | & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{D.4b})$$

onde,

$$\begin{aligned} r_{11} &= c_1 c_{23} (c_4 c_5 c_6 - s_4 s_6) - c_1 s_{23} s_5 c_6 - s_1 (s_4 c_5 c_6 + c_4 s_6) \\ r_{21} &= s_1 c_{23} (c_4 c_5 c_6 - s_4 s_6) - s_1 s_{23} s_5 c_6 + c_1 (s_4 c_5 c_6 + c_4 s_6) \\ r_{31} &= s_{23} (c_4 c_5 c_6 - s_4 s_6) + c_{23} s_5 c_6 \\ r_{12} &= -c_1 c_{23} (c_4 c_5 s_6 + s_4 c_6) + c_1 s_{23} s_5 s_6 + s_1 (s_4 c_5 s_6 - c_4 c_6) \\ r_{22} &= -s_1 c_{23} (c_4 c_5 s_6 + s_4 c_6) + s_1 s_{23} s_5 s_6 - c_1 (s_4 c_5 s_6 - c_4 c_6) \\ r_{32} &= -s_{23} (c_4 c_5 s_6 + s_4 c_6) - c_{23} s_5 s_6 \\ r_{13} &= -c_1 c_{23} c_4 s_5 - c_1 s_{23} c_5 + s_1 s_4 s_5 \\ r_{23} &= -s_1 c_{23} c_4 s_5 - s_1 s_{23} c_5 - c_1 s_4 s_5 \\ r_{33} &= -s_{23} c_4 s_5 + c_{23} c_5 \end{aligned}$$

e

$${}^b x_p = \begin{bmatrix} c_1 (L_1 c_2 - L_2 s_{23}) \\ s_1 (L_1 c_2 - L_2 s_{23}) \\ L_1 s_2 + L_2 c_{23} \end{bmatrix} \quad (\text{D.5})$$

que como se observa, não depende de q_o como definido em (4.27), ou seja, ${}^b x_p$ depende exclusivamente de θ_1 , θ_2 e θ_3 como se esperava.

Derivando ${}^b x_p$ no tempo, podemos então calcular o jacobiano ${}^b J_p$, procedendo como em (D.6):

$${}^b \dot{x}_p = \frac{d {}^b x_p(q)}{dt} = \frac{\partial {}^b x_p(q)}{\partial q} \dot{q} = {}^b J_p(q) \dot{q} \quad (\text{D.6})$$

$${}^b J_p = \begin{bmatrix} -s_1(L_1c_2 - L_2s_{23}) & -c_1(L_1c_2 - L_2s_{23}) & -L_2c_1c_{23} \\ c_1(L_1c_2 - L_2s_{23}) & -s_1(L_1c_2 - L_2s_{23}) & -L_2s_1c_{23} \\ 0 & L_1c_2 - L_2s_{23} & -L_2s_{23} \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{3 \times 3} \quad (\text{D.7})$$

D.3 Efetuador

O efetuador ou ferramenta foi aqui escolhido como sendo uma ponta complacente, dotada de uma mola com constante elástica $K = 800N/m$ conhecida, que se deforma na direção axial como aparece na figura D.5.

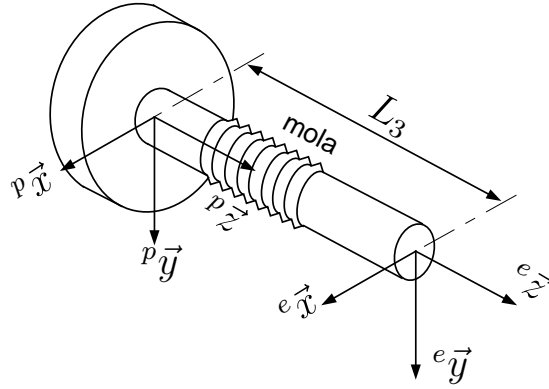


FIGURA D.5: Sistemas de Orientação do ZEBRA-ZERO (punho-efetuador).

Com o comprimento do link $L_3 = 0,1763m$.

A matriz de transformação homogênea T_{pe} pode então ser descrita como:

$$T_{pe} = \left[\begin{array}{ccc|c} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & L_3 \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{array} \right] \quad (\text{D.8})$$

onde $R_{pe} = I$, como foi dito anteriormente.

Desta forma, $T_{be} = T_{bp} \cdot T_{pe}$ e $T_{we} = T_{wv} \cdot T_{vb} \cdot T_{be}$, como definido em (2.10). Note que ${}^b x_e$ depende de apenas de q_p , θ_4 e θ_5 , pois observando-se a figura D.4 se verifica que a última junta (θ_6) não contribui para posição, apenas orientando o efetuador.

Referências Bibliográficas

- Andeleigh, P. (1990), *UNIX system architecture*, Prentice Hall, New Jersey, NJ.
- Antonelli, G., Caccavale, F., Chiaverini, S. & Villani, L. (2000), ‘Tracking control for underwater vehicle-manipulator systems with velocity estimation’, *IEEE J. Oceanic Eng.* **25**(3), 399–413.
- Antonelli, G., Chiaverini, S. & Sarkar, N. (2001), ‘External force control for underwater vehicle-manipulator systems’, *IEEE Trans. Robotics and Automation* **17**(6), 931–938.
- Bakka, E. (1999), Control of robot manipulator with moving base, Master’s thesis, Norwegian University of Science and Tecnology.
- Betoni Parodi, B., Hsu, L. & Lizarralde, F. (2002), Controle coordenado de um robô móvel sob ação de forças externas, in ‘16° Congresso Brasileiro de Automática’, Natal, RN.
- Bonfadini, A. C. G. (2001), Controle coordenado híbrido de força-posição de um manipulador móvel, Master’s thesis, COPPE/Universidade Federal do Rio de Janeiro.
- Burga Rojas, H. E., Hsu, L. & Lizarralde, F. (2000), Controle coordenado de um sistema robótico modelagem veículo-manipulador, in ‘14° Congresso Brasileiro de Automática’, Florianopolis, SC.
- Canudas de Wit, C., Olguín Díaz, E. & Perrier, M. (2000), ‘Nonlinear control of an underwater vehicle/manipulator with composite dynamics’, *IEEE Trans. Robotics and Automation* **8**(6), 948–960.
- Chiaverini, S. (1997), ‘Singularity-robust task-priority redundancy resolution for real-time kinematic control of robot manipulators’, *IEEE Trans. Robotics and Automation* **13**(3), 398–410.
- Craig, J. (1986), *Introduction to Robotics: Mechanics and Control*, Addison-Wesley.
- Cunha, J. P. V. S., Costa, R. R. & Hsu, L. (1995), ‘Design of a new high performance VS position control of ROVs’, *IEEE J. Oceanic Eng.* **20**(1), 42–55.
- de Luca, A. & Manes, C. (1994), ‘Modeling of robots in contact with a dynamic environment’, *IEEE Trans. Robotics and Automation* **10**(4), 542–548.
- Dubowsky, S. & Papadopoulos, E. (1991), Coordinated manipulator/spacecraft motion control for space robotic systems, in ‘Proc. IEEE Conf. Robotics&Automation’, Sacramento, California, pp. 1696–1701.

- Egeland, O. & Sagli, J. (1993), ‘Coordination of motion in a spacecraft/manipulator system’, *Int. J. Robotics Res.* **12**(4), 366–379.
- Fjellstad, O. & Fossen, T. (1994a), Singularity-free tracking of unmanned underwater vehicles in 6 DOF, *in* ‘33rd Conference on Decision and Control’, Lake Buena Vista - FL, USA.
- Fjellstad, O.-E. & Fossen, T. I. (1994b), ‘Position and attitude tracking of auvs: A quaternion feedback approach’, *IEEE J. Oceanic Eng.* **19**(4), 512–518.
- Foulon, G. (1998), Génération de mouvements coordonnés pour un ensemble constitué d’une plate-forme mobile à roues et d’un bras manipulateur, PhD thesis, Laboratoire d’Analyse et d’Architecture des Sys^{tes} du CNRS.
- Guenther, R., de Pieri, E. & Bier, C. C. (2000), ‘Seguimento de contornos planos utilizando controle de força em robôs industriais’, *Ciência & Engenharia* **9**(2), 70–77.
- Hosoda, K., Igarashi, K. & Asada, M. (1998), ‘Adaptive hybrid control for visual and force servoing in an unknown environment’, *IEEE Robotics and Automation Magazine* (39), 39–43.
- Hsu, L., Costa, R., Lizarralde, F., Cunha, J., Scieszko, J. & Romanov, A. (1994), Underwater vehicles dynamic positioning based on a passive arm measurement system, *in* ‘Proc. 2nd IARP Workshop on Mobile Robots for Subsea Environments’, Monterey.
- Inoue, F., Murakami, T. & Ohnishi, K. (2001), ‘A motion control of mobile manipulator with external force’, *IEEE Trans. on Mechatronics* **6**(2), 137–142.
- Integrated Motions, I. (1994), *ZEBRA-ZERO User’s Manual*, California.
- Lewis, F., Abdallah, C. & Dawson, D. (1993), *Control of Robot Manipulators*, Macmillan Publishing Co.
- Lizarralde, F., Wen, J. & Hsu, L. (1995), Quaternion-based coordinated control of a subsea mobile manipulator with only position measurements, *in* ‘Proc. IEEE Conf. Dec. and Contr.’, New Orleans, pp. 2000–2005.
- Mahesh, H., Yuh, J. & Lakshmi, R. (1991), ‘A coordinated control of underwater vehicle and robotic manipulator’, *J. of Robotics Sys.* **8**(3), 339–370.
- Murray, R., Li, Z. & Sastry, S. (1994), *A Mathematical Introduction to Robotic Manipulation*, CRC.
- Nassal, U. (1994), An approach to motion planning for mobile manipulation, *in* ‘IEEE Conf. on Intelligent Robots and Systems’, Munich, Germany.
- Nassal, U. M., Damm, M. & Lüth, T. C. (1994), A mobile platform supporting a manipulator system for an autonomous robot, *in* ‘Proc. 5th World Conference on Robotics Research’, Cambridge (MA).

- Nomadic Technologies, I. (1999), *Nomad XRDEV software manual*, California.
- Nunes, E. V. L., Lizarralde, F. & Hsu, L. (2002), Navegação de robôs móveis utilizando fusão de sensores, *in* '16° Congresso Brasileiro de Automática', Natal, RN.
- Perrier, C., Cellier, L., Dauchez, P., Fraitse, P., Dégoulangue, E. & Pierrot, F. (1996), 'Position-force control of a manipulator mounted on a vehicle', *J. of Robotics Sys.* **13**(11), 687–698.
- Raibert, M. & Craig, J. (1981), 'Hybrid position/force control of manipulators', *ASME J. of Dynamics Systems Measurem. and Contr.* **102**, 126–132.
- Rojas, H. E. B. (1999), Controle coordenado de um sistema robótico veículo-manipulador, Master's thesis, COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro.
- Sarkar, N., Yun, X. & Kumar, V. (1993), Dynamic path following; a new control algorithm for mobile robots, *in* 'Proc. 32nd Conference on Decision and Control', San Antonio, TX, pp. 2670–2675.
- Schjølberg, I. & Fossen, T. (1994), Modeling and control of underwater vehicle-manipulator systems, *in* 'Proc. 3rd Conf. on Marine Craft maneuvering and control', Southampton, UK, pp. 45–57.
- Sciavicco, L. & Siciliano, B. (1996), *Modeling and Control of Robot Manipulators*, McGraw-Hill.
- Seraji, H. (1993), An on-line approach to coordinated mobility and manipulation, *in* 'Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation', Atlanta.
- Spong, M. & Vidyasagar, M. (1989), *Robot Dynamics and Control*, John Wiley & Sons, New York, NY.
- Yamamoto, Y. & Yun, X. (1994), 'Coordinating locomotion and manipulation of a mobile manipulator', *IEEE Trans. Aut. Contr.* **39**(6), 1325–1332.
- Yoerger, D. R., Sayers, C. P., Paul, R. P. & Lisiewick, J. S. (1996), A manipulator work package for teleoperation from untethered vehicles-current feasibility and future applications, *in* 'Proc. 6th IARP Workshop on Underwater Robotics', Toulon, France.
- Yoshikawa, T. (1990), *Foundations of Robotics: Analysis and Control*, MIT Press.
- Yoshikawa, T. & Sudou, A. (1993), 'Dynamic hybrid position-force control of robot manipulators - on-line estimation of unknown constraint', *IEEE Trans. Robotics and Automation* **9**(2), 220–226.