

CONTROLE COORDENADO DE TRAJETÓRIA E REGULAÇÃO DE FORÇA PARA MANIPULADORES MÓVEIS

Carlos Francis Alfaro Huatuco

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 CIÊNCIAS EM ENGENHARIA ELÉTRICA.

Aprovada por:

Prof. Liu Hsu, Docteur d'Etat

Prof. Fernando Cesar Lizarralde, D.Sc.

Prof. Adolfo Bauchspiess, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

OUTUBRO DE 2002

ALFARO HUATUCO, CARLOS FRANCIS

Controle Coordenado de Trajetória e Regulação de Força para Manipuladores Móveis
[Rio de Janeiro] Outubro de 2002

XVI, 185 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ,
M.Sc., Engenharia Elétrica, 2002)

Tese - Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE

1. Manipulador móvel, controle coordenado, trajetória/força, compensador feedforward, controle de força implícita.

I. COPPE/UFRJ II. Título (série)

*A minha família de hoje e de amanhã que
são razão de meu esforço ...*

Agradecimentos

A meu orientador e professor Liu Hsu, por sua valiosa contribuição no desenvolvimento e revisão teórica deste trabalho.

Ao professor Amit Bhaya, pela confiança depositada desde o início deste curso da qual sempre ficarei muito reconhecido a ele.

A meus pais, Esteban e Gloria, pelo constante apoio, amor e dedicação ao longo de minha formação pessoal e profissional, que foram essenciais para superar cada uma das etapas de minha vida.

A meus irmãos, pelo apoio moral e confiança que sempre apostaram em mim para seguir estudos de pós-graduação; em especial a José e Miriam que foram os primeiros em torcer para conseguir alcançar meus sonhos.

A Carmen Torres M., que acompanhou-me ao longo da etapa de pesquisa, e sem seu apoio moral, amor e compreensão não houvesse sido possível superar momentos difíceis vividos durante o desenvolvimento deste trabalho, razão pela qual tornou-se uma pessoa muito especial em minha vida.

A meu amigo e colega Magno E. Mendoza Meza, pelo apoio incondicional proporcionado desde minha chegada ao Brasil, da qual fico sinceramente agradecido.

A meus colegas Romero Guerra de Souza, Alessandro R. Zachi, Alexandre Goés, Walter Herrera, Hever E. Burga R, Victor Collantes, José de Alencar e Enrique Chaparro, pela amizade e apoio dados ao longo deste curso.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico - CNPq e ao programa de tecnologia submarina RECOPE-TECSUB, pelo apoio econômico brindado ao longo do curso de mestrado.

E principalmente a Deus, por abençoar meus passos ao longo de minha vida e que brindou-me a tranqüilidade e perseverância para concluir este trabalho.

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 TRAJETÓRIA E REGULAÇÃO DE FORÇA PARA MANIPULADORES MÓVEIS

Carlos Francis Alfaro Huatuco

Outubro de 2002

Orientador: Liu Hsu

Programa: Engenharia Elétrica

Este trabalho considera a modelagem e estratégia de controle de um manipulador móvel constituído por um manipulador robótico montado sobre uma plataforma móvel. O problema de redundância cinemática é resolvido decompondo-se o manipulador móvel em dois subsistemas, aproveitando que suas características dinâmicas são diferentes.

O objetivo principal desta tese, é o desenvolvimento de um algoritmo de controle para rastreamento de trajetória que coordene efetivamente a manipulação do braço, com o movimento da plataforma móvel. Baseado no conceito da posição de operação preferida do manipulador e de controladores baseados no modelo de referência, desenvolveu-se um conjunto de algoritmos para coordenação e controle da posição do sistema. Para verificar o desempenho do algoritmo proposto, implementou-se simulações numéricas e testes experimentais para o manipulador móvel Zebra-Nomad. Os resultados experimentais mostram a habilidade da proposta do controle *feed-forward/feedback* para compensação cinemática do movimento do veículo, sendo o rastreamento de trajetória executado eficientemente. Finalmente, incluem-se esquemas de regulação de força que são também testados experimentalmente.

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

TRAJECTORY COORDINATED CONTROL AND FORCE REGULATION
FOR MOBILE MANIPULATORS

Carlos Francis Alfaro Huatuco

October of 2002

Advisor: Liu Hsu

Department: Electrical Engineering

This work considers the modeling and strategy control of a mobile manipulator formed by a robotic manipulator mounted on a mobile platform. The kinematic redundancy is resolved by decomposition of the mobile manipulator into two subsystems, taking advantage of its different dynamic characteristics.

The main objective of this thesis is to develop control algorithms for trajectory tracking that effectively coordinate manipulation and motion of the mobile manipulators. Based on the concept of preferred operating position and model based controllers, a set of coordination and control algorithms is developed for mobile manipulators. To verify the efficacy of the algorithms proposed, numerical simulations as well as experimental tests on a mobile manipulator Zebra-Nomad are presented. The experimental results show the ability of the proposed feedforward/feedback control to compensate for the movement of the mobile platform, with trajectory tracking tasks executed efficiently. Finally, some force regulation schemes are included which are also tested experimentally.

Sumário

Lista de Figuras	xiii
1 Introdução	1
1.1 Motivação	2
1.2 Objetivos	3
1.2.1 Tarefas e Especificações	4
1.3 Revisão bibliográfica	5
1.4 Método proposto	9
1.5 Organização da tese	10
2 Movimento dos Corpos Rígidos	13
2.1 Transformações dos Corpos Rígidos	13
2.2 Posição e Orientação de um Corpo Rígido	16
2.3 Matriz de Rotação	17
2.3.1 Rotações elementais	18
2.3.2 Composição das Matrizes de Rotação	20
2.3.3 Representação Mínima da Orientação	21
2.4 Transformações Homogêneas	23
3 Cinemática	27
3.1 Cinemática do Manipulador	27
3.1.1 Cinemática Direita	27
3.1.1.1 Convenção Denavit-Hartenberg	30
3.1.2 Espaços de Junta e Operacional	32
3.1.3 Cinemática Inversa	35
3.1.4 O Jacobiano do manipulador	36
3.1.4.1 Jacobiano geométrico	36
3.1.4.2 Jacobiano analítico	40
3.1.5 Singularidades Cinemáticas	41
3.2 Manipulador móvel	46
3.2.1 Sistemas de coordenadas	47
3.2.2 Cinemática direta do manipulador móvel	48
4 Controle coordenado de um manipulador móvel	53
4.1 Estratégia de controle	54
4.2 Controle para rastreamento de trajetória	56

4.2.1	Controle cinemático	58
4.2.2	Controle Realimentado	59
4.2.3	Compensador Antecipativo	64
4.3	Projeto para controle coordenado	65
4.3.1	Controle do Veículo	66
4.3.2	Controle do Manipulador	68
4.4	Simulação do controlador compensado	75
4.5	Conclusões	78
5	Controle coordenado do sistema robótico Zebra-Nomad	79
5.1	Sistemas de Coordenadas do Zebra-Nomad	80
5.2	A plataforma móvel Nomad XR-4000	83
5.2.1	Arquitetura do Nomad	84
5.2.2	Identificação dos parâmetros do Nomad	85
5.2.3	Cinemática direta do Nomad	87
5.2.4	Controle da posição do Nomad	89
5.3	O manipulador Zebra-Zero	90
5.3.1	Arquitetura do Zebra-Zero	91
5.3.2	Configuração cinemática	92
5.3.3	Identificação dos parâmetros do Zebra-Zero	94
5.3.4	Cinemática direta do Zebra-Zero	95
5.3.5	Jacobiano	99
5.3.5.1	Manipulabilidade	101
5.3.6	Decomposição do controle do Zebra-Zero	102
5.3.6.1	Controle da posição do manipulador Zebra-Zero . . .	103
5.3.6.2	Controle da orientação do manipulador Zebra-Zero .	106
5.4	Arquitetura do Zebra-Nomad	109
5.5	Conclusões	110
6	Implementação e resultados experimentais	111
6.1	Controle PID em tempo discreto	111
6.1.1	Integrador antireset windup	113
6.1.2	Sintonização dos controladores PD e PI	114
6.1.3	Seleção do tempo de amostragem	116
6.2	Perturbação no Zebra-Nomad	118
6.3	Implementação do software	120
6.4	Simulações do controle coordenado	122
6.5	Resultados experimentais	124
6.5.1	Movimento coordenado no plano horizontal	126
6.5.1.1	Movimento Circular	127
6.5.1.2	Movimento Elíptico	129
6.5.1.3	Movimento Linear Segmentado	132
6.5.2	Movimento coordenado no plano vertical	134
6.5.2.1	Movimento Circular	135
6.5.2.2	Movimento Elíptico	138
6.5.3	Coordenado vs. Não-coordenado	141
6.6	Conclusões	143

7	Controle Coordenado Híbrido Trajetória/Força	145
7.1	Métodos de Controle de Força	146
7.1.1	Controle de Força Explícita	147
7.1.2	Controle de Força Implícita	147
7.2	Controle Híbrido Trajetória/Força	148
7.2.1	Transformação Força/Posição	149
7.2.2	Controle Híbrido Com Matriz de Seleção	151
7.2.3	Controle Híbrido Sem Matriz de Seleção	153
7.3	Resultados experimentais	155
8	Conclusões gerais	161
8.1	Trabalhos futuros	165
	Apêndices	166
A	Dados técnicos do Zebra-Nomad	167
A.1	Dados gerais do Zebra-Zero	167
A.1.1	Dados técnicos	168
A.1.2	Limites das juntas	168
A.1.3	Jacobiano global	169
A.2	Dados gerais do Nomad XR-4000	169
A.2.1	Dados técnicos	171
A.2.2	Estruturas utilizadas no <i>software</i> do Nomad	171
A.3	Filtro de 1^a Ordem	172
A.4	Método do Ziegler-Nichols	173
B	Exemplo complementar	177
	Referências Bibliográficas	181

Lista de Figuras

2.1	Transformações de um corpo rígido.	14
2.2	Posição e orientação de um corpo rígido.	16
2.3	Rotação do sistema O-xyz de um ângulo ϕ entorno ao eixo z	18
2.4	Representação do ponto P em dois diferentes sistemas coordenados	19
2.5	Representação dos ângulos RPY (<i>Roll, Pitch e Yaw</i>).	22
2.6	Representação do ponto P em diferentes sistemas coordenados	24
3.1	Manipulador robótico formado por juntas e elos.	28
3.2	Posição e orientação do sistema coordenado do efetuador	29
3.3	Braço planar de dois elos	30
3.4	Convenção de Denavit-Hartenberg	31
3.5	Manipulador planar de três elos	34
3.6	Caracterização de um elo genérico de um manipulador	38
3.7	Singularidade de um manipulador planar de dois elos	42
3.8	Singularidade do punho	44
3.9	Singularidade do braço	45
3.10	Sistema de coordenadas de um manipulador móvel	47
3.11	Transformações homogêneas de um manipulador móvel.	50
4.1	Controlador baseado no modelo da planta	57
4.2	Diagrama de um controle com <i>feedback</i>	59
4.3	Resposta em freqüência de um sistema de segunda ordem.	60
4.4	Estrutura de controle realimentado e compensador antecipativo	64
4.5	Diagrama de blocos do controle do veículo	67
4.6	Controle no espaço de junta do manipulador	69
4.7	Controle no espaço cartesiano do manipulador	70
4.8	Diagrama de blocos do controle do manipulador	71
4.9	Diagrama de blocos do sistema coordenado	74
4.10	Diagrama de blocos do controlador compensado.	75
4.11	Resultados da simulação do controlador compensado.	76
4.12	Posição de entrada, saída e erro do sistema com perturbação e filtro.	77
4.13	Sinal de controle antes e depois do filtro do sistema com perturbação.	78
5.1	Sistema robótico móvel Zebra-Nomad.	79
5.2	Sistema de coordenadas reais do Zebra-Nomad	80
5.3	Sistema de coordenadas definidas para o Zebra-Nomad	82

5.4	A plataforma móvel, Nomad XR-4000.	83
5.5	Arquitetura do Nomad XR-4000.	84
5.6	Resposta ao degrau dos motores do Nomad	86
5.7	Sistema de coordenadas do Nomad XR-4000	88
5.8	Diagrama de blocos do controle da posição do Nomad	89
5.9	O manipulador Zebra-Zero	90
5.10	Arquitetura do Zebra-Zero	92
5.11	Configuração cinemática do Zebra-Zero	93
5.12	Resposta dos motores das três primeiras juntas do Zebra	94
5.13	Valores da manipulabilidade do Zebra-Zero	101
5.14	Subcontroles de posição e orientação do manipulador Zebra-Zero. . .	102
5.15	Controlador da posição do manipulador Zebra-Zero.	105
5.16	Orientação do braço e do punho do manipulador Zebra-Zero.	106
5.17	Controlador da orientação do punho do Zebra-Zero.	108
5.18	Arquitetura do Zebra-Nomad	109
6.1	Resposta de um controlador com anti-reset windup	113
6.2	Resposta da equação de erro do Nomad para uma condição inicial. . .	115
6.3	Resposta da equação de erro do Zebra para uma condição inicial. . .	116
6.4	Veículo de intervenção submarina ROV/Manipulador	119
6.5	Diagrama de blocos do Nomad com perturbação	119
6.6	Resposta em frequência do controlador para a perturbação	120
6.7	Intercambio de dados entre programas do Zebra-Nomad	121
6.8	Erro da posição do efetuador do Zebra na simulação	122
6.9	Sinal de controle do Zebra na simulação	123
6.10	Trajetória do Zebra-Nomad na simulação	123
6.11	Condições iniciais de movimento do Zebra-Nomad.	124
6.12	Sinais do Nomad para movimento SP/CP	126
6.13	Erro de posição do efetuador no movimento circular	128
6.14	Ângulo das juntas do Zebra no movimento circular	128
6.15	Sinal de controle do Zebra no movimento circular	129
6.16	Trajetória do Nomad e do Zebra no movimento circular	130
6.17	Erro de posição do Zebra no movimento elíptico	130
6.18	Ângulo das juntas do Zebra no movimento elíptico	131
6.19	Sinal de controle do Zebra no movimento elíptico	131
6.20	Trajetória do Nomad e do Zebra no movimento elíptico	132
6.21	Erro de posição do Zebra no movimento linear segmentado	133
6.22	Ângulo das juntas do Zebra no movimento linear segmentado	134
6.23	Sinal de controle do Zebra no movimento linear segmentado	134
6.24	Trajetória do Zebra no movimento linear segmentado	135
6.25	Condições de movimento no plano vertical	136
6.26	Erro de posição do efetuador no movimento circular	136
6.27	Ângulo das juntas do Zebra no movimento circular	137
6.28	Sinal de controle do Zebra no movimento circular	137
6.29	Trajetória em 3-D do Zebra no movimento circular	138
6.30	Condições de movimento no plano inclinado	139
6.31	Erro de posição do Zebra no movimento elíptico	139

6.32	Ângulo das juntas do Zebra no movimento elíptico	140
6.33	Sinal de controle do Zebra no movimento elíptico	140
6.34	Trajectoria 3-D do Zebra no movimento elíptico	141
6.35	Trajectoria do Zebra no movimento circular NC	141
6.36	Trajectoria 3-D do Zebra no movimento circular NC	142
6.37	Trajectoria do Zebra no movimento elíptico NC	142
6.38	Trajectoria do Zebra no movimento elíptico NC	143
7.1	Força sobre superfícies de contato	145
7.2	Controlador de força explícita	147
7.3	Controlador de força implícita	148
7.4	Transformação de força de contato a erro de posição	150
7.5	Controlador híbrido de trajetória/força com matriz de seleção	151
7.6	Controlador híbrido trajetória/força sem matriz de seleção	153
7.7	Erro de posição / Híbrido com matriz de seleção	155
7.8	Erro de força / Híbrido com matriz de seleção aplicado pelo efetuador	156
7.9	Sinais de controle / Híbrido com matriz de seleção	156
7.10	Trajectoria do efetuador / Híbrido com matriz de seleção	157
7.11	Erro de posição / Híbrido sem matriz de seleção	157
7.12	Erro de força / Híbrido sem matriz de seleção aplicado pelo efetuador	158
7.13	Sinais de controle / Híbrido sem matriz de seleção	158
7.14	Trajectoria do efetuador / Híbrido sem matriz de seleção	159
A.1	Resposta em frequência do modelo do Nomad	170
A.2	Resposta no tempo do modelo do Nomad	170
A.3	Modelo do filtro de primer ordem	172
A.4	Resposta no tempo do filtro de primer ordem.	173
A.5	Sintonía pelo método do degrau unitario	174
B.1	Erro de posição do Zebra com perturbação nos eixos XY	178
B.2	Ângulo das juntas do Zebra com perturbação nos eixos XY	178
B.3	Sinal de controle do Zebra com perturbação nos eixos	179
B.4	Trajectoria do Nomad e do Zebra com perturbação nos eixos	180

Capítulo 1

Introdução

A Robótica pode ser definida como a ciência que estuda a conexão inteligente entre a percepção e a ação através de um sistema denominado robô¹. O robô é um sistema complexo formado por dispositivos mecânicos, sensoriais e de controle de movimento que interagem ativamente para realizar uma tarefa específica (Sciavicco & Siciliano 1996).

A motivação urgente de um avançado conhecimento deste tipo de sistemas é múltipla, desde a variedade de necessidades de autômatas em ambientes hostis (espaço, águas profundas, nuclear, militares, etc) até aplicações em produtos para melhorar a qualidade de vida (domésticas, médicas, industriais, etc.)

Dentro desta variedade, os manipuladores robóticos industriais tem ganhado uma ampla popularidade como componente para a realização de sistemas automáticos de fabricação, reduzindo custos, incrementando a produtividade e melhorando os padrões de qualidade do produto.

Mas na maioria das aplicações neste sentido, a operação destes robôs é executado tendo a base fixa a terra, limitando deste modo o espaço de trabalho para realizar uma tarefa determinada. Esta limitação, trouxe como conseqüência o desenvolvimento de manipuladores robóticos móveis, abrindo assim a possibilidade de novas aplicações terrestres e não terrestres para este sistema.

Um manipulador móvel típico é composto de um manipulador e uma plataforma ou veículo móvel, combinando desta forma a destreza da capacidade de manipulação

¹ termo introduzido pelo russo Isaac Asimov

oferecida pelo manipulador de base fixa e a mobilidade dada pela plataforma móvel. Este tipo de configuração amplia consideravelmente o espaço de trabalho que uma de base fixa oferece.

Ao mesmo tempo, um manipulador móvel introduz muitos desafios a serem considerados e explorados. De modo geral o estudo deste tipo de sistemas podem ser classificados em duas áreas (Yamamoto & Yun 1994):

- Navegação evitando obstáculos.
- Coordenação da plataforma móvel com o manipulador.

A primeira área tem sido estudada na década passada (Barraquand & Latombe 1991), (Koditschek 1987), mas os trabalhos nesta área são liderados com robos móveis ou plataformas móveis desprovidos do manipulador.

A segunda área foi estudada em (Papadopoulos & Poulakakis 2000), (Yamamoto & Yun 1994), (Liu & Lewis 1992), (Joshi & Desrochres 1986) sendo a área de pesquisa deste trabalho de tese.

1.1 Motivação

Em anos recentes tem-se presenciado um amplo interesse no crescimento de tecnologia em robótica para exploração submarina, executando tarefas específicas tais como posicionamento de sensores, manipulação de ferramentas, etc., além de aplicações em inspeção de barragens, operações de salvamento, aplicações militares, etc., onde a intervenção de mergulhadores é perigosa ou impossível (Goheen & Jefferys 1990), (Caiti, Garulli, Livide & Prattichizzo 2002). Veículos de Operação Remota Manipulados (ROV's) unido por um cabo umbilical a uma embarcação de apoio são hoje em dia um tipo de tecnologia de rotina na indústria *off-shore*.

A principal dificuldade na operação deste tipo de sistemas é a complexidade do comportamento dinâmico do ROV. Em geral, seus seis graus de liberdade são altamente interativos, o que dificulta ao operador a coordenação do comando do veículo. Além dessa característica intrínseca do veículo, perturbações ambientais estão sempre presentes, tais como correntes marinhas, turbulências na proximidade das estruturas submersas dificultam a localização da mesma (Cunha 1992).

Com esse objetivo, o Grupo de Simulação e Controle em Automação e Robótica (GSCAR) do Programa de Engenharia Elétrica COPPE/UFRJ em coodenação com a Rede Cooperativa de Pesquisa em Tecnologia Submarina (RECOPE-TECSUB) vem desenvolvendo e executando ativamente projetos que conduzam à estabilização, controle de contato e automação de ROV's/Manipuladores.

Como parte da pesquisa e desenvolvimento na qual estes projetos estão envolvidos, o presente trabalho de tese, desenvolve o controle coordenado trajetória e força de um veículo manipulador para executar operações de seguimento de contorno, onde em geral o uso de alguma ferramenta mecânica, envolve a interação do braço do manipulador com seu entorno, precisando portanto uma técnica de controle de força para o manipulador. Assim, o objetivo do esquema de controle de trajetória/força, é satisfazer simultâneamente as especificações e restrições de posição e força.

O controle coordenado deste tipo de sistemas é importante por várias razões. Primeiro, combina uma plataforma móvel e um manipulador de múltiplos elos a qual gera redundância, ou seja, um ponto particular no espaço de trabalho pode ser atingido pelo movimento do manipulador, pelo movimento da plataforma móvel ou pela combinação dos dois movimentos. Segundo, a resposta dinâmica do manipulador é, em geral, mais rápida que da plataforma móvel. Terceiro, o movimento típico de uma plataforma móvel com rodas é geralmente não holonômico enquanto o manipulador não. Quarto, a necessidade de automação de certas tarefas requerem precisão no controle de posição e força do sistema permitindo assim a interação entre o manipulador e o entorno. Por último, a plataforma móvel e o manipulador interagem dinamicamente entre si.

1.2 Objetivos

O objetivo do presente trabalho está orientado ao desenvolvimento, análise e implementação do controle coordenado de um sistema robótico manipulador móvel para intervenção submarina, tal que permita realizar tarefas de rastreamento de trajetória sobre superfícies curvas e regulação de força. Do mesmo modo, este trabalho tenta

contribuir e complementar aos esforços do grupo GSCAR dados em (Burga 1999), (Bakka 1999).

O método proposto, deve garantir um controle de posição e orientação do efetuador eficiente, assim como um adequado controle força devido à diversidade de aplicações para este sistema (p.e. soldagem, furação, inspeção) ainda quando o sistema em conjunto esteja sujeito a perturbações inerentes a este tipo de operações em águas profundas.

Com estas considerações, deverá considerar-se um sistema de controle para operar a um veículo/manipulador em seus seis graus de liberdade de movimento. Com a finalidade de verificar a validade deste algoritmo de controle, a implementação experimental desta proposta de controle, será executada num manipulador móvel terrestre Zebra-Nomad do Grupo de Simulação, Controle e Automação Robótica - *GSCAR* do Programa de Engenharia Elétrica da COPPE/UFRJ.

A seguir, detalhe-se as tarefas propostas que terão que ser executadas pelo manipulador móvel baixo as especificações técnicas proporcionadas pelo CENPES parceiro industrial do projeto RECOPE/TECSUB.

1.2.1 Tarefas e Especificações

- (1) Movimento vertical (ascendente e descendente) acompanhando uma geratriz pré-determinada do tubo tronco.
- (2) Movimento inclinado (ascendente e descendente) acompanhando uma geratriz pré-determinada do tubo secundário.
- (3) Movimento circular, com cota fixa, em setor de circunferência do tubo tronco.
- (4) Movimento composto, em cota fixa, com transição de setor de circunferência para setor de elipse.
- (5) Movimentos lineares, com orientação variável (normal às geratrizes) e cota definida. A verificação de carga pontual é desejável para análise de reação do composto.

Nos movimentos descritos nas tarefas de 1 a 4, podem estabelecer como aceitável uma precisão de $\pm 5.0mm$. Uma pressão de contato, ou seja, um acoplamento corresponde a 200g (de peso) é suficiente. Para a tarefa 5, deveremos buscar uma precisão maior, algo em torno de $\pm 2.5mm$. A pressão de contato também aumenta a faixa de 5 a 10Kg é suficiente.

1.3 Revisão bibliográfica

Controlar um sistema manipulador móvel, abre uma grande variedade de métodos e estratégias para as diferentes aplicações e áreas onde este tipo de sistemas intervinem. Nesse sentido, a seguir citamos cronologicamente os principais trabalhos publicados que servem de referência para o desenvolvimento deste trabalho; tomamos maior interesse nas publicações de controle coordenado trajetória e força de manipuladores móveis terrestres assim como controle com veículos ROV's.

Em (Joshi & Desrochres 1986) apresentou os resultados do movimento de um manipulador móvel, com braço de dois elos, sujeita a uma perturbação angular no movimento do veículo. Neste trabalho considerou-se os efeitos do movimento do veículo sobre o controle do manipulador, mas o controle do veículo foi excluído.

Em (Dubowsky & Tanner 1987) estudou-se a compensação dinâmica de uma perturbação gerada pelo movimento do veículo no manipulador, derivando um conjunto de equações linearizadas de movimento para um manipulador planar 3-DOF, verificando-se sua eficiência através de simulações e resultados experimentais.

No trabalho (Wiens 1989), estuda-se um manipulador de um elo, montado sobre uma plataforma móvel, e apresentou uma técnica para determinar o efeito do acoplamento dinâmico entre a plataforma móvel e o braço do manipulador robótico. Em (Jang & Wiens 1994) estudou um modelo similar, e desenvolveu um sistema de controle passivo (varios combinações de mola-amortecedor) com o objetivo de reduzir o acoplamento dinâmico entre os dois sistemas.

Em (Egeland & Sagli 1990), o manipulador com alta largura de banda é comandada para manter o rastreamento da trajetória desejada enquanto o satélite com menor largura de banda é controlado tal que o manipulador sempre fique perto do

centro de seu espaço de trabalho.

Em (Dubowsky & Papadopoulos 1991) estuda-se o controle coordenado de um veículo manipulado para operação no espaço. O esquema de controle é desenvolvida tal que permite o planejamento do movimento do veículo, mantendo uma favorável configuração do manipulador. Esta técnica tem como requerimento o controle da posição e orientação do veículo como do manipulador. Um controlador tipo transposta do jacobiano com realimentação inercial é aplicado.

No trabalho de (Miksch & Schroeder 1992), propõe um controlador para manipuladores móveis. O controlador consiste de uma parte *feedforward* a qual executa uma otimização *off-line* ao longo da trajetória desejada e uma parte *feedback* a qual realiza o desacoplamento e compensação do erro de rastreamento.

Em (Liu & Lewis 1992) desenvolveu um controlador robusto para um manipulador móvel considerando a plataforma móvel e o manipulador como dois subsistemas. Mas, esta considerava só movimento de translação da plataforma móvel.

Em (Yamamoto & Yun 1994), estudou-se um manipulador móvel composto de um braço de dois elos planares e uma base sujeita a restrições não holonômicas. Baseado sob o conceito de uma região preferida de operação, desenvolveu-se um algoritmo de coordenação para este sistema. Em (Seraji 1993) propõe-se um método semelhante de simples proximidade *on-line* para o controle coordenado.

Em (Seraji 1995) apresenta-se um simples método para posicionamento de um manipulador móvel. Aqui utiliza-se um critério de alcançabilidade do braço para posicionar a base tal que o alvo sempre fique dentro da configuração confortável do manipulador. Mas, neste trabalho só é considerado o controle de posição, e não de orientação.

Em (Lizarralde, Wen & Hsu 1995), é apresentado um esquema de controle PD para o controle coordenado de um sistema ROV/Manipulador, para o caso em que as velocidades do veículo e das juntas não sejam disponíveis; são apresentados resultados das simulações do controle projetado utilizando um ROV comercial e um manipulador PUMA.

Do mesmo modo, em (Yoerger, Sayers, Paul & Lisiewick 1996), foram realizadas pesquisas sobre o controle coordenado do sistema ROV/Manipulador com verificação experimental. Aqui os autores usam uma *compensação cinemática* para realizar o

controle coordenado de um sistema ROV/Manipulador, onde apenas o manipulador é considerado cinemático. O veículo (ROV) é visto como uma base móvel com movimentos residuais não modelados.

Em (Bakka 1999), estudou-se o controle de posição de um manipulador robótico com o objetivo de manter fixo uma posição definido num sistema de coordenadas inerciais, ainda quando esteja sujeita a movimentos em sua base; para isto, é utilizada uma compensação cinemática.

No trabalho de (Burga 1999), é estudado o controle coordenado de posição de um manipulador móvel. Utilizando uma estratégia de região de operação preferida, é implementada a coordenação entre o manipulador e o móvel para executar um movimento linear sobre uma superfície plana.

Em (Papadopoulos & Poulakakis 2000) estuda-se o planejamento de trajetória e controle de um manipulador móvel. Neste, apresenta-se um método para calcular sinais de controle que permitem o seguimento de trajetória do efetuador e da plataforma sem violar as restrições não holonômicas do sistema.

Devido ao controle simultâneo de posição e força ser necessário para executar tarefas práticas, muitos trabalhos foram realizados nessa direção, a seguir apresentamos os mais relevantes utilizados como referência para nosso trabalho.

Um controlador híbrido posição/força para um manipulador é proposto em (Raibert & Craig 1981), este método usa um controlador *PID* com ganhos fixos para a posição e um controlador *PI* para o controle de força explícita. A força é controlada na direção restringida, enquanto a posição é controlada nas direções ortogonais não restringidas; para implementar este método se define uma matriz de seleção.

Em (An & Hollerbach 1987), mostrou que este método é instável para certo tipo de configurações de manipuladores, mas no trabalho de (Fisher & Mujtaba 1992) resolve esse problema causado por uma inapropriada transformação no uso do jacobiano inverso.

Outra técnica denominada Aproximação Paralela (*Parallel Approach*), foi apresentado por (Chiaverini & Sciavicco 1993), onde os controladores de força e posição atuam em todas as dimensões do espaço sem a presença de uma matriz de seleção. Conflitos entre os controladores de posição e força são regulados por uma regra

baseada na prioridade de estratégia. Controladores híbridos deste tipo tem sido reportados utilizando controle de força explícito e implícito.

Em (Whiting 1996), (Liu & Daley 1999) estudou-se com sucesso o controle híbrido de força/posição usando controladores *PID* onde foi considerado as não linearidades dos atuadores eletro-hidráulicos, como são observados em manipuladores de intervenção submarinha. A posição do efetuador e a força aplicada são controladas simultaneamente em direções ortogonais no espaço cartesiano.

Outro tipo de abordagem no método de controle é proposto em (Lanzon & Richards 1999); usando modos deslizantes e controle adaptivo propõe-se um controle de trajetória/força para um manipulador rígido não redundante de n graus de liberdade, numa direção com restrições e entorno desconhecido.

Um trabalho similar, foi proposto por (Chen & Chang 1999), a estratégia usada consiste em duas malhas de controle. A posição controlada na malha interna e a força na externa a qual muda a referência da trajetória desejada.

Em (Siciliano & Villani 2000), o problema da interação de um manipulador com elos flexíveis num ambiente complacente é considerado. A ponta do manipulador é controlado para manter contato com uma superfície para aplicar uma força constante mantendo uma posição desejada tracejada sobre a superfície. Usando a teoria perturbação singular, o sistema é decomposto num subsistema lento associado com o movimento rígido e um subsistema rápido associado com a dinâmica do elo flexível, para este sistema propõe um controle paralelo de posição e força.

Um controle híbrido posição/força para manipuladores múltiplos é apresentado em (Zhang, Ferch & Knoll 2000) com objetivo de carregar um objeto pesado. Baseado num controle inteligente *B-spline network*, cada robô é treinado para aprender encontrar os parâmetros de controle ótimo usando o sinal de força realimentada *on-line*.

Finalmente, em (Tan, Xi & Wang 2002) apresenta-se um esquema de controle de controle de força para um manipulador móvel redundante. Baseado sob um modelo dinâmico desacoplado e linearizado para a plataforma móvel e o manipulador, são executados tarefas que envolvem controle de posição e força simultaneamente.

1.4 Método proposto

Muitos dos métodos de controle propostos para manipuladores móveis, apontam um movimento da base e do manipulador simultaneamente para atingir tarefas específicas. Em muitas aplicações, tal como nas estações espaciais, os movimentos simultâneos não são possíveis devido a restrições operacionais, adicionado assim complexidade do controle e segurança.

No caso de um ROV/Manipulado, tanto o veículo como o manipulador, em geral, sempre estarão sujeitas a movimentos (desejados ou perturbações) com dinâmicas marcadamente diferentes, onde o veículo apresenta uma resposta dinâmica lenta em comparação com o movimento do manipulador. Assim, aproveitando este comportamento no sistema e utilizando os resultados dados em (Egeland & Sagli 1990), (Dubowsky & Papadopoulos 1991) e (Liu & Lewis 1992), o ROV/Manipulador será decomposto em dois subsistemas com controladores independentes. Deste modo, resolve-se o problema da redundância cinemática apresentada neste tipo de estruturas.

A estratégia seguida para realizar o controle coordenado do sistema, estará baseado no conceito de posição preferida de operação do manipulador, tal como foi proposta em (Burga 1999), (Yamamoto & Yun 1994), (Seraji 1993) assim como de uma *compensação cinemática* no manipulador devido ao movimento do veículo (Miksch & Schroeder 1992), (Yoerger et al. 1996). Segundo esta proposta, o movimento do veículo será determinado como resposta ao movimento do manipulador tal que este último sempre mantenha uma configuração ótima em termos de medida da manipulabilidade.

Projetar um controlador para uma planta complexa, tal como é caso do veículo e do manipulador, é necessário conhecer detalhes de sua estrutura. Se os parâmetros e características destes subsistemas são conhecidas, a implementação de um compensador antecipativo baseado no modelo da planta (*feedforward*) com um controlador *PID* da realimentação negativa (*feedback*) pode ser usado satisfatoriamente para executar tarefas tal como rastreamento de trajetória (Sciavicco & Siciliano 1996), (Armito & Miyazaki 1984) (Dunnigan, Lane, Clegg & Edwards 1996).

Utilizar um controlador *PID*, para corrigir erros de regulação ou rastreamento,

foi devido a que este provê uma rápida resposta, boa estabilidade no sistema e pequenos erros de estado estacionário em sistemas lineares com parâmetros conhecidos.

Neste trabalho, para os controladores secundários propõe-se dois controladores lineares *PD* e *PI* para o veículo e para o manipulador respectivamente.

No caso do veículo ROV, o controlador de posição em cada coordenada de interesse, será projetado para comportar-se semelhante aos atualmente empregados em embarcações dotadas de posicionamento dinâmico, os quais possuem capacidade de rejeitar ou atenuar perturbações (Hallset 1991).

No caso do manipulador, para implementar o controle de posição existem numerosas técnicas apresentadas no espaço de junta (Sciavicco & Siciliano 1996), destas pode-se distinguir entre esquemas de controle descentralizado i.e., quando uma junta do manipulador é controlado independentemente das outras, e o esquema de controle centralizado, quando o efeito da interação dinâmica entre juntas são tomadas em consideração. Finalmente, existe um abordagem do controle no espaço cartesiano, que será utilizado neste trabalho devido a que este inclui o problema de controle com interação entre juntas presente no movimento do manipulador.

Para o controle de híbrido de trajetória/força implementamos dois métodos de controle, na primeira usaremos um controle clássico utilizando uma matriz de seleção para a força e a posição tal como foi proposto em (Tan et al. 2002), (Raibert & Craig 1981); e na segunda, propõe-se um controle híbrido sem matriz de seleção. Neste esquema de controle uma malha externa de controle de força encerra um controle de posição interno do manipulador. O erro de força é convertido num conveniente erro de posição que modifica a trajetória desejada no controlador de posição. Em ambos métodos emprega-se uma mola no eixo do efetador como dispositivo de complacência passiva necessário para assegurar um bom comportamento desta estratégia (Chen & Chang 1999).

1.5 Organização da tese

O presente trabalho de tese foi organização da maneira seguinte.

Capítulo 2 Descreve-se as ferramentas matemáticas usadas em robótica, a finali-

dade deste capítulo é adaptar-se à nomenclatura proposta neste trabalho de tese.

Capítulo 3 Desenvolve-se a cinemática direta de um manipulador com n graus de liberdade, para logo estender este conceito a um sistema manipulador móvel.

Capítulo 4 Desenvolve-se o controle coordenado para um manipulador móvel, descrevendo-se as estratégias utilizadas para implementar a coordenação entre o veículo e o manipulador. assim como do projeto de controle para ambos sistemas.

Capítulo 5 É estudado o manipulador móvel terrestre Zebra-Nomad, utilizado nos testes experimentais. Desenvolve-se suas equações de movimento e controle segundo o método proposto no capítulo 4.

Capítulo 6 É apresentado a implementação e resultados experimentais obtidos do controle coordenado para rastreamento de trajetória do manipulador móvel Zebra-Nomad.

Capítulo 7 Desenvolve-se o controle de trajetória/força para o sistema Zebra-Nomad, mostrando resultados experimentais de duas estratégias para o controle híbrido.

Capítulo 8 São apresentadas as conclusões e as recomendações finais.

Apêndice A Apresenta-se os dados técnicos do Zebra e do Nomad, assim como dados complementares destes sistemas..

Apêndice B Apresenta-se um exemplo complementar para rastreamento de trajetória considerando uma perturbação radial..

Capítulo 2

Movimento dos Corpos Rígidos

O movimento rígido de um corpo é uma característica essencial dentro do modelagem da mecânica dos corpos; assim o estudo cinemático e dinâmico dos sistemas robóticos estão inerentemente ligados neste tipo de movimento.

O objetivo deste capítulo é prover os conhecimentos básicos acerca do movimento dos corpos rígidos, assim como de sua representação matemática da posição e da orientação com referência a um sistema de coordenadas inerciais. Para obter uma forma compacta das equações que governam este tipo de movimento fazemos uso das ferramentas da álgebra matricial.

2.1 Transformações dos Corpos Rígidos

O movimento de uma partícula movimentando-se no espaço euclidiano é descrito pela localização da partícula em cada instante do tempo relativo a um sistema de coordenadas inerciais. Especificamente, nós escolhemos um conjunto de três eixos ortonormais $O-xyz$ cujos vetores unitários são u_x, u_y, u_z assim como se apresenta na figura 2.1 onde cada coordenada de um ponto neste sistema, está dada pela projeção da localização da partícula sob cada um dos eixos correspondentes. Portanto, a trajetória de uma partícula no tempo será representado por uma curva parametrizada em R^3 tal como se apresenta a continuação

$$p(t) = [x(t), y(t), z(t)] \quad (2.1)$$

Em robótica, nós freqüentemente ficaremos interessados não só no movimento individual das partículas, senão também no movimento coletivo de um conjunto de partículas tal como os elos de um robô manipulador (Murray, Li & Sastry 1994). Mais formalmente, um corpo rígido é uma coleção de partículas tais que a distância entre qualquer uma delas sempre é fixo. Seja então p e q dois pontos do corpo rígido; quando o corpo está movimentando-se ao longo do tempo deve cumprir-se

$$\| p(t) - q(t) \| = \| p(0) - q(0) \| = \textit{constante}$$

Deste modo o movimento rígido de um corpo é o movimento das partículas que formam o objeto tal que a distância entre eles mantêm-se fixas durante todo o tempo. O movimento conjunto de pontos de um corpo rígido desde uma posição a outra via um movimento rígido é chamado *deslocamento rígido*. Em geral, um deslocamento rígido pode consistir de ambos movimentos translação e rotação do objeto.

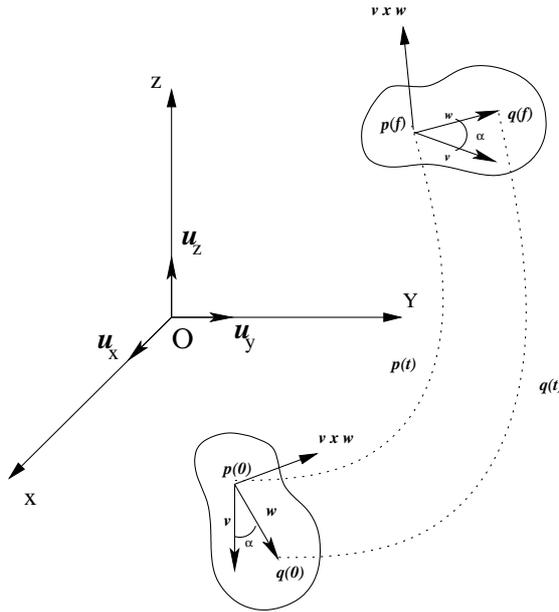


FIGURA 2.1: Transformações de um corpo rígido.

Dado um corpo, descrevemos um subconjunto \wp em R^3 , um movimento rígido de um objeto é representado por uma família contínua de mapas $g(t) : \wp \rightarrow R^3$ a qual descreve os pontos individuais de um corpo em movimento como uma função do tempo, relativo a um sistema de coordenadas cartesianas fixas. Isto é, se nós

movimentamos o corpo de uma trajetória, $g(t)$ mapeia as coordenadas iniciais de um ponto sob o corpo às coordenadas desse mesmo ponto no tempo t . Um deslocamento rígido é representado por um simples mapeamento $g : \wp \rightarrow R^3$ a qual mapeia as coordenadas dos pontos do corpo rígido desde sua configuração inicial ao final.

Dados dois pontos $p, q \in \wp$, o vetor $v \in R^3$ conectando p a q está definido pela direção do segmento de linha que vai desde p até q . Em sistemas de coordenadas, este pode ser expressado como

$$v = q - p \tag{2.2}$$

com $p, q \in R^3$. Sem embargo ambos pontos e vetores são representados por uma tripla de números, e que conceitualmente são bastante diferentes. A ação de uma transformação rígida sob pontos induz logicamente uma ação sob vetores. Se $g(t) : \wp \rightarrow R^3$ representa um deslocamento rígido então o vetor transformado está expressado por

$$g(v) = g(q) - g(p) ,$$

note que na última expressão, no lado direito, a diferença entre dois pontos é também um vetor. Portanto, a condição que a distância entre pontos sob um corpo rígido seja preservada não é condição suficiente para descrever o movimento rígido de um corpo, para isto é preciso fazer seguinte definição.

Definição 1 *Um mapeamento $g : R^3 \rightarrow R^3$ é uma transformação rígida que satisfaz as seguintes propriedades :*

1. *Distância é conservada : $\| g(p) - g(q) \| = \| p - q \|$ para todos os pontos $p, q \in \wp$.*
2. *O produto vetorial é conservado : $g(v \times \omega) = g(v) \times g(\omega)$ para todos os vetores $v, \omega \in \wp$.*

Portanto pode-se dizer que um movimento rígido conserva a distância entre pontos assim como o ângulo entre vetores do subconjunto \wp , ver figura 2.1.

Nesta tese consideramos que todas as transformações entre sistemas de coordenadas são transformações para corpos rígidos.

2.2 Posição e Orientação de um Corpo Rígido

Um corpo rígido está completamente descrito no espaço por sua posição e orientação com respeito a um sistema coordenado inercial de referência (Sciavicco & Siciliano 1996). Como se apresenta na figura 2.2, $O-xyz$ é o sistema de coordenadas ortonormal de referência e u_x, u_y, u_z os vetores unitários dos eixos deste sistema. A posição de um ponto O' , sob corpo rígido com respeito ao sistema de coordenadas $O-xyz$ é expressa por

$$p = p_x u_x + p_y u_y + p_z u_z$$

onde p_x, p_y e p_z são as componentes do vetor p ao longo dos eixos do sistema $O-xyz$. Com a finalidade de descrever a orientação de um corpo rígido, é necessário definir um sistema ortonormal de eixos cartesianos fixo ao corpo rígido e expressar seus vetores unitários com respeito ao sistema de referência.

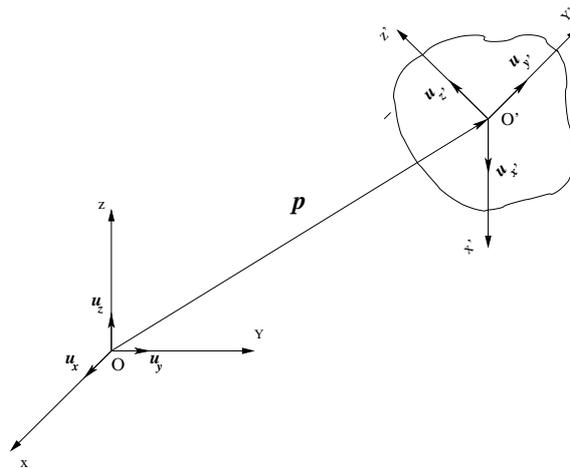


FIGURA 2.2: Posição e orientação de um corpo rígido.

Seja $O'-x'y'z'$ o sistema com origem em O' , e u_x', u_y' e u_z' seus vetores unitários dos eixos. Portanto estes vetores podem-se expressar com respeito ao sistema de referência da seguinte maneira

$$\begin{aligned} u_{x'} &= u_{xx'}u_x + u_{yx'}u_y + u_{zx'}u_z \\ u_{y'} &= u_{xy'}u_x + u_{yy'}u_y + u_{zy'}u_z \\ u_{z'} &= u_{xz'}u_x + u_{yz'}u_y + u_{zz'}u_z \end{aligned} \tag{2.3}$$

onde as componentes de cada vetor unitário são os cossenos dos ângulos que forma este vetor com cada um dos eixos do sistema de referência $O-xyz$. Então nós descrevemos a orientação de um corpo pela orientação entre o sistema de eixos fixo no corpo e o sistema de referência inercial.

2.3 Matriz de Rotação

Para adotar uma notação mais compacta, os três vetores dados em (2.3) e que descrevem a orientação do corpo, podem ser combinados na matriz :

$$R = \begin{bmatrix} u_{xx'} & u_{xy'} & u_{xz'} \\ u_{yx'} & u_{yy'} & u_{yz'} \\ u_{zx'} & u_{zy'} & u_{zz'} \end{bmatrix}, \quad (2.4)$$

que será chamada *matriz de rotação* $\in R^{3 \times 3}$. A matriz de rotação tem propriedades que seguem desde sua construção as quais são essenciais descrever.

Seja R nossa matriz de rotação e $r_1, r_2, r_3 \in R^3$ suas colunas. Então as colunas de R são mutuamente ortonormais, isto é

$$r_i^T \cdot r_j = \begin{cases} 0 & \text{Se } i \neq j \\ 1 & \text{Se } i = j \end{cases}$$

onde $i, j = 1, 2$ ou 3 . Com estas condições pode-se obter as seguintes equações

$$R R^T = R^T R = I, \quad (2.5)$$

ademais, pode-se observar que

$$\det(R) = r_1^T(r_2 \times r_3) = 1.$$

Da equação (2.5), se multiplicamos pela inversa da matriz R obtemos

$$\boxed{R^T = R^{-1}} \quad (2.6)$$

isto é, a trasposta da matriz de rotação é igual a sua inversa; este importante resultado será utilizado em capítulos posteriores.

2.3.1 Rotações elementais

Considere um sistema de coordenadas o qual é obtido via uma *rotação elementar* entorno a um de seus eixos do sistema de referência . Essa rotação será positivo se é feita no sentido contrario às agujas do relógio.

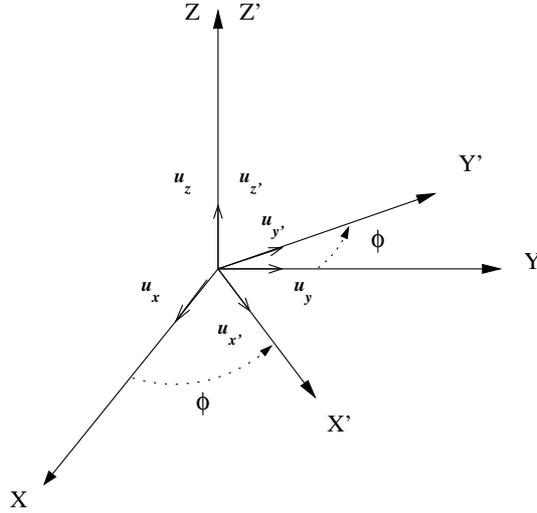


FIGURA 2.3: Rotação do sistema O-xyz de um ângulo ϕ entorno ao eixo z

Suponha que o sistema $O-xyz$ de referência é rotado um ângulo ϕ entorno ao eixo OZ , figura 2.3, e seja $O-x'y'z'$ o sistema rotado. Segundo a equação (2.4) a matriz de rotação pode ser expressado como

$$R(z, \phi) = \begin{bmatrix} \cos \phi & -\sin \phi & 0 \\ \sin \phi & \cos \phi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (2.7)$$

Similarmente, as matrizes de rotação com referência ao eixo OY com ângulo θ , e com referência ao eixo OZ com ângulo ϕ , são respectivamente

$$R(y, \theta) = \begin{bmatrix} \cos \theta & 0 & -\sin \theta \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin \theta & 0 & \cos \theta \end{bmatrix}, \quad (2.8)$$

$$R(x, \psi) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \psi & -\sin \psi \\ 0 & \sin \psi & \cos \psi \end{bmatrix}. \quad (2.9)$$

As matrizes $R(x, \psi)$, $R(y, \theta)$ e $R(z, \phi)$ são chamados *matrizes de rotação básicas*, as quais podem ser multiplicadas para representar uma seqüência finita de rotações em torno os eixos do sistema coordenado de referência $O-xyz$. Estas matrizes não comutam, a ordem ou a seqüência das rotações é importante.

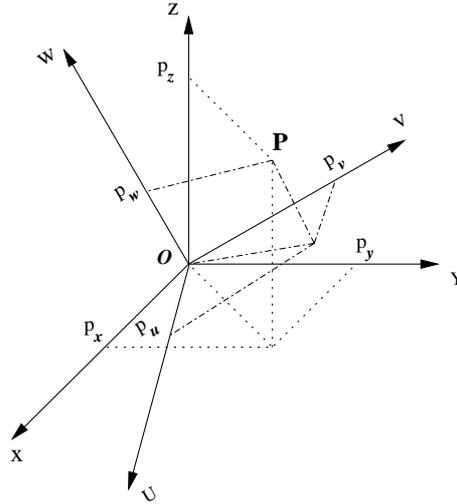


FIGURA 2.4: Representação do ponto P em dois diferentes sistemas coordenados

É fácil verificar que para cada rotação elementar dadas em (2.7)-(2.9) tem-se a seguinte propriedade

$$R(k, -\vartheta) = R^T(k, \vartheta) \quad k = x, y, z. \quad (2.10)$$

Com a finalidade de que entenda-se melhor o significado geométrico da matriz de rotação e sua aplicação, consideramos o caso quando o origem dos sistemas coincidem no mesmo ponto. Agora nosso interesse é encontrar esa matriz de transformação que represente a rotação do sistema de coordenadas $O-uvw$ em torno de cada um dos três eixos principais do sistema de coordenadas de referência $O-xyz$.

Seja P um ponto no espaço como é mostrado na figura 2.4, se o sistema de coordenadas $O-uvw$ é rotado um ângulo ψ em torno ao eixo OX , então o ponto P tem coordenadas (p_u, p_v, p_w) com referência ao sistema $O-uvw$, e com coordenadas (p_x, p_y, p_z) com referência ao sistema $O-xyz$; assim o ponto P pode ser representado

como

$$p_{xyz} = \begin{bmatrix} p_x \\ p_y \\ p_z \end{bmatrix} \quad e \quad p_{uvw} = \begin{bmatrix} p_u \\ p_v \\ p_w \end{bmatrix}. \quad (2.11)$$

Com estes dados podemos obter a seguinte equação que expressa a relação entre os dois sistemas de coordenadas para o ponto P e a matriz de rotação R

$$p_{xyz} = R_{x,\psi} \cdot p_{uvw}. \quad (2.12)$$

Em vista à propriedade da ortogonalidade em (2.6) obtemos a seguinte relação

$$p_{uvw} = R_{x,\psi}^T \cdot p_{xyz} \quad (2.13)$$

que expressa as coordenadas do ponto P com referência ao sistema $O-uvw$ sendo conhecida a orientação do sistema.

Em resumo, uma matriz de rotação contém três significados geométricos equivalentes

- Esta descreve a orientação mútua entre dois sistemas de coordenadas; seus vetores coluna são os cossenos da direção dos eixos do sistema rotado com referência ao sistema original.
- Representa a transformação de coordenadas entre as coordenadas de um ponto expressado em dois sistemas diferentes (com origem comum).
- Este é o operador que permite rotar um vetor no mesmo sistema de coordenadas.

2.3.2 Composição das Matrizes de Rotação

É necessário definir uma regra geral de composição das matrizes de rotação para um vetor tendo dois diferentes sistemas coordenados de referência. Seja $O-x_0y_0z_0$, $O-x_1y_1z_1$, $O-x_2y_2z_2$ três sistemas coordenados com origem comum O . O vetor p descreve a posição de um ponto genérico no espaço que pode ser expressado em cada um dos sistemas acima mencionados. Seja p_0 , p_1 e p_2 os vetores que definem o ponto

P em cada um dos três sistemas coordenados¹

Primeiro, consideramos a relação entre a expressão p_2 do vetor p no sistema 2 e a expressão p_1 do mesmo vetor no sistema 1. Se R_{ji} denota a matriz de rotação do sistema i com respeito a sistema j , isto é

$$p_1 = R_{12} \cdot p_2 . \quad (2.14)$$

Similarmente podemos obter

$$p_0 = R_{01} \cdot p_1 \quad (2.15)$$

$$p_0 = R_{02} \cdot p_2 \quad (2.16)$$

Agora substituindo (2.14) em (2.15) e usando (2.16) obtemos

$$R_{02} = R_{01} \cdot R_{12} , \quad (2.17)$$

esta equação pode ser interpretada como a composição sucessiva de rotações. De um modo mais geral a equação (2.17) pode ser aplicada numa seqüência de rotações.

2.3.3 Representação Mínima da Orientação

A representação matricial para a rotação de um corpo rígido simplifica muito as operações matemáticas, mas esta precisa de nove elementos para descrever a orientação. Estes elementos não são totalmente independentes devido as equações (2.5) e (2.6), assim que o número de parâmetros que descrevem a orientação de um corpo rígido são 3, que constitui uma *representação mínima*.

O problema deste tipo de representações é que admite diferentes soluções. A representação mínima mais utilizada é a expressada em termos dos *ângulos de Euler* (ϕ, θ, ψ) que correspondem às três rotações básicas (x, y, z) com referência a um de

¹O subíndice de um vetor denota o sistema coordenado na qual seus componentes são expressados.

seus eixos; portanto definimos o *vetor* Θ_{RPY} como

$$\Theta_{RPY} = \begin{bmatrix} \psi \\ \theta \\ \phi \end{bmatrix}. \quad (2.18)$$

A representação dos ângulos de Euler será chamada RPY (Roll, Pitch e Yaw) se a rotação tem como referência aos três eixos fixos de um sistema de referência inercial tal como é mostrado na figura 2.5.

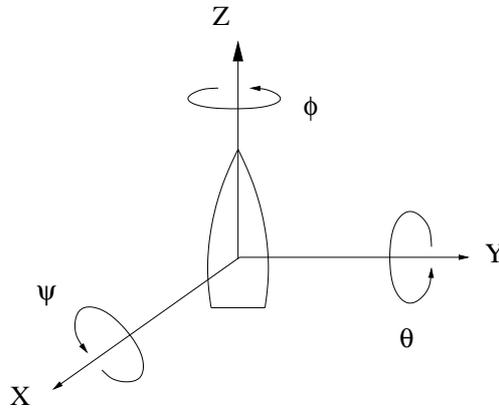


FIGURA 2.5: Representação dos ângulos RPY (*Roll, Pitch e Yaw*).

Por tanto, se expressamos as três rotações em uma só matriz obtemos a seguinte equação²

$$R_{RPY} = R_{z,\phi} R_{y,\theta} R_{x,\psi} = \begin{bmatrix} c\phi c\theta & -s\phi c\psi + c\phi s\theta s\psi & s\phi s\psi + c\phi c\psi s\theta \\ s\phi c\theta & c\phi c\psi + s\psi s\theta s\phi & -c\psi s\psi + s\theta s\phi c\psi \\ -s\theta & c\theta s\psi & c\theta c\psi \end{bmatrix}. \quad (2.19)$$

Notar que (2.19) é equivalente à matriz de rotação que pode-se obter ao considerar uma representação dos ângulos de Euler com os eixos fixos em ZYX assim como se mostra na figura 2.5.

Agora a solução inversa, para calcular os ângulos de Euler Θ_{RPY} , dado uma matriz

²A notação $c\phi$, $s\phi$, $c\psi$, $s\psi$, $c\theta$ e $s\theta$ são abreviaturas para $\cos \phi$, $\sin \phi$, $\cos \psi$, $\sin \psi$, $\cos \theta$ e $\sin \theta$ respectivamente, esta notação será utilizado ao longe deste trabalho.

de rotação arbitrária R como a seguinte

$$R = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} \end{bmatrix}, \quad (2.20)$$

pode ser obtido por comparação desta matriz com a expressão de R_{RPY} dada em (2.19). A solução para θ na faixa $(-\pi/2, \pi/2)$ está determinada por ³

$$\begin{aligned} \psi &= \text{Atan2}(r_{32}, r_{33}) \\ \theta &= \text{Atan2}(-r_{31}, \sqrt{r_{32}^2 + r_{33}^2}) \\ \phi &= \text{Atan2}(r_{21}, r_{11}). \end{aligned} \quad (2.21)$$

Na faixa de $(\pi/2, 3\pi/2)$ está determinado por

$$\begin{aligned} \psi &= \text{Atan2}(-r_{32}, -r_{33}) \\ \theta &= \text{Atan2}(-r_{31}, -\sqrt{r_{32}^2 + r_{33}^2}) \\ \phi &= \text{Atan2}(-r_{21}, -r_{11}) \end{aligned} \quad (2.22)$$

As equações (2.21) e (2.22) são degeneradas quando $\theta = 0$; neste caso, este ângulo pode ser determinado como soma e a diferença dos ângulos ψ e ϕ .

2.4 Transformações Homogêneas

Até agora, a posição e orientação de um corpo rígido foram estudadas independentemente uma da outra. No primeiro caso consideramos o análise de um ponto do corpo com referência a um sistema de eixos coordenados, como se fosse um único movimento de translação; no segundo caso analisamos a orientação em termos das componentes dos vetores de um sistema de coordenadas fixado sob o corpo com origem comum a outro sistema coordenado de referência, rotação. Mas na realidade o movimento de um corpo rígido esta composto pelos dois efeitos.

Na figura 2.6 considera-se um ponto arbitrário P no espaço. Seja p_0 o vetor de

³ $\text{Atan2}(y, x)$ é a função arco tangente e é calculado como o arco tangente de (y/x)

coordenadas de P em relação ao sistema de coordenadas $O_0-x_0y_0z_0$, e seja p' o vetor do ponto p com referência ao segundo sistema de coordenadas $O_1-x_1y_1z_1$. O vetor o_{01} descreve o origem do sistema de coordenadas 1 respeito ao sistema 0, e R_{01} é a matriz de rotação do sistema 1 com respeito ao sistema 0. Assim também temos o vetor p_1 com respeito ao sistema 1.

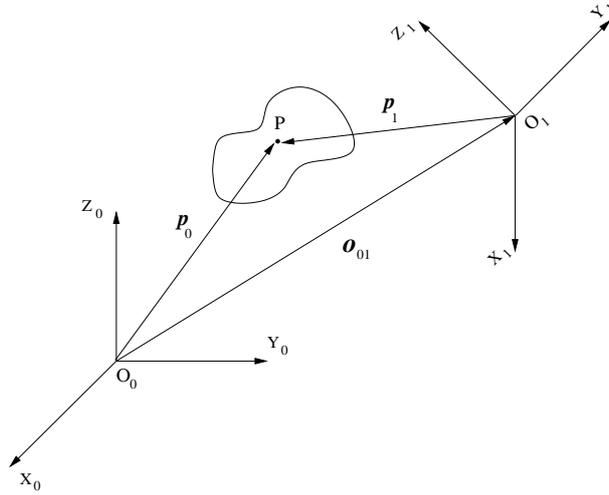


FIGURA 2.6: Representação do ponto P em diferentes sistemas coordenados

Sob a base da geometria básica, a posição do ponto P com respeito ao sistema de referência 0, pode ser expressado como

$$p_0 = o_{01} + R_{01} p_1. \quad (2.23)$$

Portanto, a equação (2.23) representa a transformação de coordenadas (translação e rotação) de um vetor respeito a dois sistemas coordenados. A transformação inversa pode ser obtida multiplicando ambos lados da equação (2.23) pela matriz R_{01}^{-1} , agora se aproveita-se o resultado da equação (2.6) obtemos

$$p_1 = -R_{01}^T o_{01} + R_{01}^T p_0. \quad (2.24)$$

Com a finalidade de ter uma representação compacta entre as coordenadas de um mesmo ponto em dois sistemas coordenados diferentes, a *representação homogênea* de um vetor genérico p , pode ser introduz um vetor \tilde{p} (Sciavicco & Siciliano 1996), a qual é formada pelo vetor p mais um quarto componente unitário assim como

apresenta-se a continuação

$$\tilde{p} = \begin{bmatrix} p \\ 1 \end{bmatrix}_{4 \times 1} . \quad (2.25)$$

Se adotamos esta representação na equação (2.23) para os vetores p^0 e p^1 , a transformação de coordenadas pode ser escrita em termos da matriz (4x4) como

$$A_{01} = \begin{bmatrix} R_{01} & o_{01} \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix} , \quad (2.26)$$

a qual é denominada *matriz de transformação homogênea*. Como pode-se observar de (2.26), a transformação de um vetor do sistema 1 no sistema 0 é expressa por uma matriz simples, contendo a matriz de rotação do sistema 1 em relação ao sistema 0, e o vetor de translação da origem do sistema 0 à origem do sistema 1⁴. Portanto, a transformação de coordenadas (2.23) pode ser escrita em forma compacta como

$$\tilde{p}_0 = A_{01}\tilde{p}_1 . \quad (2.27)$$

Deste resultado \tilde{p}_0 e A_{01} são dados com referência ao sistema inercial, e sendo preciso calcular \tilde{p}_1 definimos a matriz de transformação homogênea A_{10} a qual satisfaz a seguinte relação

$$\tilde{p}_1 = A_{10} \tilde{p}_0 = (A_{01})^{-1}\tilde{p}_0 , \quad (2.28)$$

onde esta última matriz pode ser expressada como

$$A_{10} = \begin{bmatrix} (R_{01})^T & -(R_{01})^T o_{01} \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix} . \quad (2.29)$$

a qual é a representação homogênea para os resultados obtidos em (2.24) e (2.28). Note-se que para a matriz de transformação homogênea, a propriedade de ortogonalidade não é mantida, em geral, isto é

$$(A_{01})^{-1} \neq (A_{01})^T \quad (2.30)$$

⁴Isto pode ser mostrado que em (2.26) os valores não nulos dos primeiros três elementos da quarta coluna de A produz uma efeito perspectiva, enquanto os outros valores unitários para o quarto elemento da um efeito escala.

Em resumo, a matriz de transformação homogênea expressa a transformação de coordenadas entre dois sistemas em forma compacta. Analogamente como foi visto para a matriz de rotação, é fácil verificar que uma seqüência de transformações de coordenadas pode ser composta pelo produto

$$\tilde{p}_0 = A_{01}A_{12}\dots A_{n-1} \tilde{p}_n , \quad (2.31)$$

onde A_{i-1i} denota as transformações homogêneas relacionadas à descrição de um ponto no sistema i e à descrição do mesmo ponto no sistema $(i - 1)$.

Capítulo 3

Cinemática

Neste capítulo estudaremos as relações da cinemática direta de um sistema veículo-manipulador geral com n graus de liberdade. Na primeira parte deste capítulo analisaremos a cinemática do manipulador com referência ao sistema de coordenadas fixada na base do manipulador, logo expressaremos tais equações com referência a um sistema de coordenadas inerciais, tendo em consideração que o manipulador será montado sobre uma plataforma móvel.

3.1 Cinemática do Manipulador

A cinemática de um manipulador é a função que descreve a relação entre o movimento das juntas do manipulador e o movimento resultante dos corpos rígidos que formam parte do robô. Estas relações podem ser expressas como equações que permitem determinar a posição e orientação do efetuador como função das variáveis do manipulador com respeito ao sistema de coordenadas de referência. Nesta seção também discutiremos os problemas apresentados na solução da *cinemática inversa*.

3.1.1 Cinemática Direita

Um manipulador robótico pode ser representado esquematicamente desde o ponto de vista mecânico como uma cadeia aberta de corpos rígidos chamados elos, conectados por *juntas*, assim como se apresenta na figura 3.1 . Cada par elo-junta constitui um grau de liberdade do manipulador.

As juntas podem essencialmente ser de dois tipos : *revolução e prismáticas*. A junta de revolução permite a rotação do elo ao redor do eixo da junta, enquanto que a junta prismática é aquele que permite o movimento do elo ao longo da junta assim como se fosse um movimento telescópico, vide figura 3.1.

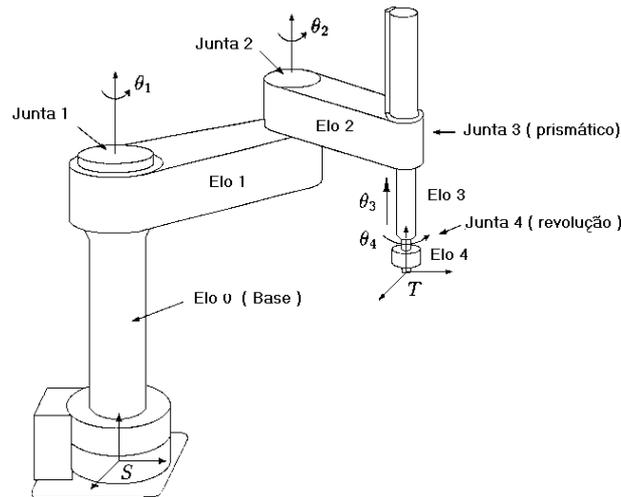


FIGURA 3.1: Manipulador robótico formado por juntas e elos.

A estrutura inteira forma uma cadeia cinemática aberta onde um dos extremos da cadeia vai fixada como base, e outro é conectado ao *efetuador* que permite o contato ou manipulação de objetos no espaço. Este efetuador pode ser conformado por uma garra ou por alguma ferramenta para um trabalho específico.

Consideremos um manipulador constituído por $n + 1$ elos conetados por n juntas. O propósito da *cinemática direita* é determinar a posição e orientação da ponta do efetuador como função das variáveis das juntas. A posição está determinada pela posição da origem do sistema coordenado fixo na ponta do efetuador e sua orientação pelos vetores unitários fixos ‘a mesma com referência ao sistema fixado no plano da base do manipulador (vide figura 3.1).

Seja então, um manipulador de n juntas e $n + 1$ elos como apresenta-se na figura 3.2; e seja $O-x_0y_0z_0$ o sistema coordenado de referência fixado no plano da base do manipulador a qual denotaremos como *sistema da base do manipulador*. A função de cinemática direita do sistema geral é expressa pela matriz de transformação

homogênea

$$T_n(q) = \begin{bmatrix} u_{x_n}(q) & u_{y_n}(q) & u_{z_n}(q) & p_n(q) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_n(q) & p_n(q) \\ 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (3.1)$$

onde $q(n \times 1)$ é o vetor das variáveis das juntas, e u_{x_n} , u_{y_n} , u_{z_n} são os vetores unitários do sistema coordenado $O-x_n y_n z_n$, que denotaremos como *sistema do efetuador*, fixado na ponta do efetuador e expressado com referência ao sistema da base. Notar que u_{x_n} , u_{y_n} , u_{z_n} e p são funções do vetor q , as quais para o caso das juntas de revolução as variáveis são ângulos e para o caso das juntas prismáticos são longitudes.

Assim, os vetores unitários do sistema do efetuador são os que determinam a orientação do sistema e sua posição estará determinada pelo ponto p que é origem de coordenadas deste mesmo sistema.

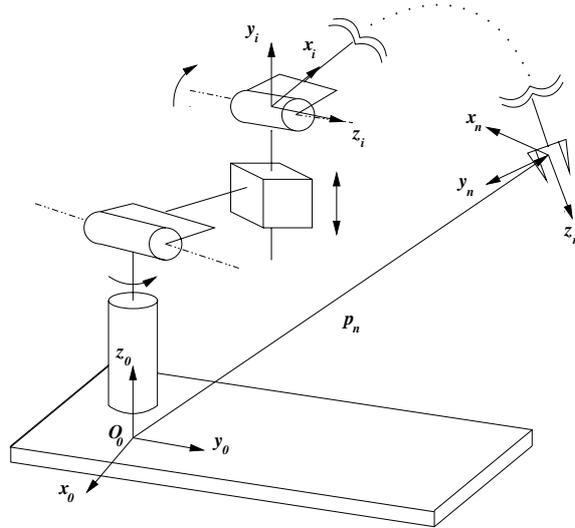


FIGURA 3.2: Posição e orientação do sistema coordenado do efetuador

Portanto, é importante que o sistema do efetuador seja convenientemente escolhido de acordo com a geometria particular de trabalho que irá-se realizar. Por exemplo se o efetuador é uma garra, a origem do sistema é escolhida no centro da garra, o vetor u_{z_n} é escolhido na direção da aproximação ao objeto, o vetor unitário u_{y_n} é escolhido normal ao vetor u_{z_n} e na direção do plano de deslizamento das garras, e o vetor unitário u_{x_n} é escolhido normal aos vetores u_{z_n} e u_{y_n} , de modo que o sistema obedeça à regra da mão direita, como é observado na figura 3.2. Deste

modo, o primeiro passo para calcular a função da cinemática direita T_n é analisar geometricamente a estrutura do manipulador.

Exemplo 3.1 Consideremos uma estrutura plana de dois elos (a_1, a_2) assim como se apresenta na figura 3.3.

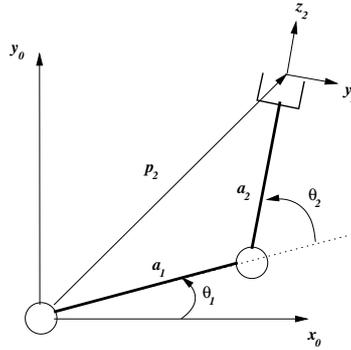


FIGURA 3.3: Braço planar de dois elos

Sob a base da simples trigonometria e escolhendo a $q = [\theta_1 \ \theta_2]^T$ como variáveis das juntas, podemos obter a equação de transformação homogênea.

$$T_2(q) = \begin{bmatrix} u_{x_2}(q) & u_{y_2}(q) & u_{z_2}(q) & p_2(q) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & s_{12} & c_{12} & a_1 c_1 + a_2 c_{12} \\ 0 & -c_{12} & s_{12} & a_1 + a_2 s_{12} \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (3.2)$$

Mas algumas vezes não é possível achar diretamente a matriz de transformação devido à geometria complexa ou ao aumento do número de juntas do manipulador. Neste caso é melhor adotar uma solução menos direta mas baseada num procedimento geral que detalhamos a continuação.

3.1.1.1 Convenção Denavit-Hartenberg

O procedimento de construção para o cálculo da cinemática direta é derivado naturalmente desde uma cadeia cinemática aberta da estrutura do manipulador. Cada junta dela conecta dois e só dois elos consecutivos, e é razoável primeiro considerar a relação entre dois elos consecutivos para logo obter uma descrição total do sistema

em forma recursiva. Para isto consideramos dois elos consecutivos genéricos como se apresenta na seguinte figura.

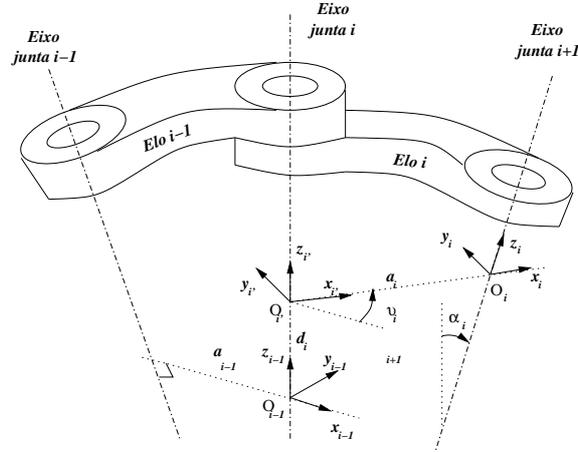


FIGURA 3.4: Convenção de Denavit-Hartenberg

Deste gráfico observamos que é preciso determinar a posição e orientação relativa dos dois elos consecutivos do manipulador, o problema é determinar dois sistemas de coordenadas adjunto aos elos e calcular a transformação de coordenadas entre eles. Em geral, os sistemas de coordenadas podem ser escolhidos arbitrariamente, sem embargo é conveniente estabelecer um conjunto de regras para a definição dos sistemas de coordenadas de cada elo. Para a figura 3.4, seja o eixo da junta i que conecta o elo $i - 1$ com o elo i , a chamada *Convenção de Denavit-Hartenberg* define o sistema para o elo i como segue

- Escolhe o eixo z_i ao longo do eixo da junta $i + 1$.
- Aloca o origem O_i na interseção do eixo z_i e o segmento de distância mínima entre z_{i-1} e z_i . O'_i é o outro extremo do segmento alocado no eixo z_{i-1} .
- Escolher o eixo x_i na mesma direção e sentido do ponto O'_i a O_i .
- Escolher o eixo y_i seguindo a regra da mão direita.

Uma vez os sistemas de coordenadas dos elos foram estabelecidos, a posição e orientação do sistema do elo i com respeito ao elo $i - 1$ está completamente especificado pelos seguintes parâmetros :

a_i distância entre O_i e O'_i .

d_i coordenada de O_i ao longo de z_{i-1} .

α_i ângulo entre os eixos z_{i-1} e z_i .

ϑ_i ângulo entre eixos x_{i-1} e x_i .

Dois dos quatro parâmetros (a_i e α_i) são sempre constantes e somente dependem da geometria da conexão entre juntas consecutivas estabelecidas pelo elo i . Deste modo é possível formalizar a seguinte expressão¹

$$A_{i-1,i}(q_i) = \begin{bmatrix} R_{i-1,i}(q_i) & p_{i-1,i}(q_i) \\ 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (3.3)$$

que representa a matriz de transformação relativa $A_{i-1,i}(q_i)$ entre os elos i com referência a $i-1$, desta modo conseguimos determinar a relação cinemática entre os dois sistemas que estão fixos em cada elo do manipulador. Notar que a matriz de transformação somente é função da variável da junta i , que segundo a figura 3.4, esta seria θ_i se for uma junta de revolução ou d_i se for uma junta prismática. Tendo definido um sistema de coordenadas para cada elo, como observa-se na figura 3.2, a transformação de coordenadas descrevendo a posição e a orientação do sistema n em relação ao sistema na base é dada por

$$T_n(q) = T_{0n}(q) = A_{01}(q_1)A_{12}(q_2)\dots A_{n-1,n}(q_n). \quad (3.4)$$

O cálculo da função de cinemática direta é recursivo, sendo obtida de maneira sistemática pelos simples produtos das contribuições de cada grau de liberdade. O procedimento pode ser aplicado para qualquer cadeia cinemática aberta.

3.1.2 Espaços de Junta e Operacional

As equações de cinemática direta de um manipulador permitem expressar a posição e orientação do sistema do efetuador como função das variáveis das juntas com referência ao sistema da base.

¹onde q_i é a variável da junta i do manipulador.

Se a tarefa é especificar uma trajetória para o efetuador, é necessário pôr a posição e orientação do efetuador como função do tempo. Isto é bastante fácil para a posição; mas para o caso da orientação, especificar os três vetores unitários $(u_{x_n}, u_{y_n}, u_{z_n})$ como função do tempo é bastante difícil, devido a que seus nove componentes devem satisfazer a ortonormalidade imposta pela equação (2.5). Mas este problema admite uma solução natural se adotamos uma representação mínima apresentada em (2.3.3), onde as variáveis dos ângulos de Euler $(\psi, \theta$ e $\phi)$ também são funções das variáveis dos ângulos das juntas (q) como se apresenta a seguir

$$p(q) = \begin{bmatrix} p_x(q) \\ p_y(q) \\ p_z(q) \end{bmatrix}, \quad \varphi(q) = \begin{bmatrix} \psi(q) \\ \theta(q) \\ \phi(q) \end{bmatrix}, \quad (3.5)$$

onde p_x, p_y e p_z são as coordenadas do efetuador em relação ao sistema da base, e onde ψ, θ e ϕ são os ângulos da representação RPY da orientação em relação ao sistema da base.

Portanto, a posição pode ser dada por um número mínimo de coordenadas com referência à geometria da estrutura, e a orientação em termos da representação mínima, de tal jeito que é possível descrever a pose do manipulador mediante o vetor $\eta_{m \times 1}$ ($m < n$)

$$\eta(q) = \begin{bmatrix} p(q) \\ \varphi(q) \end{bmatrix}, \quad (3.6)$$

onde p descreve a posição do efetuador e ϕ sua orientação. Esta representação da posição e orientação permite a descrição das tarefas do efetuador em termos de um número de parâmetros inerentemente independentes. O vetor η é definido no espaço na qual são especificadas as tarefas do manipulador; portanto, este espaço é tipicamente chamado *espaço operacional*.

Agora, o *espaço de junta*, denota o espaço na qual o vetor $(n \times 1)$ de variáveis de junta é definido como

$$q = \begin{bmatrix} q_1 \\ \vdots \\ q_n \end{bmatrix}, \quad (3.7)$$

onde $q_i = \theta_i$ para uma junta de revolução e $q_i = d_i$ para uma junta prismática. Com a finalidade de entender estes conceitos apresentamos o seguinte exemplo.

Exemplo 3.2 Seja um manipulador planar de três elos apresentada na figura 3.5.

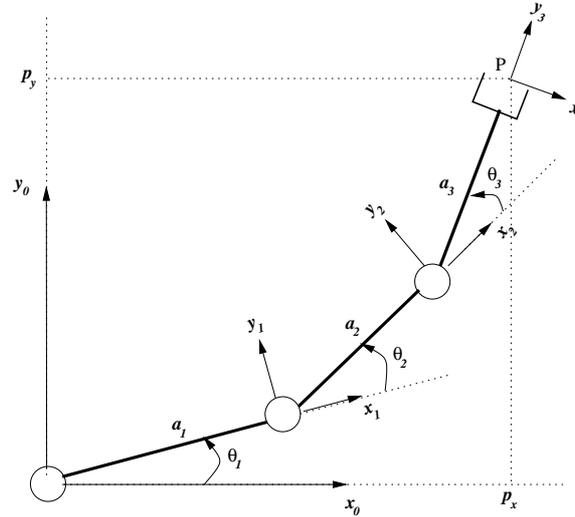


FIGURA 3.5: Manipulador planar de três elos

A geometria da estrutura sugere que a posição do efetuador é determinada por duas coordenadas p_x e p_y , enquanto sua orientação é determinada pelo ângulo ϕ formado entre os eixos x_3 e x_0 . Portanto a equação (3.6) é dada por

$$\eta(q) = \begin{bmatrix} p_x \\ p_y \\ \phi \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_1 c_1 + a_2 c_{12} + a_3 c_{123} \\ a_1 s_1 + a_2 s_{12} + a_3 s_{123} \\ \theta_1 + \theta_2 + \theta_3 \end{bmatrix}. \quad (3.8)$$

Com referência ao espaço operacional, também é chamado de *espaço de trabalho*; esta é a região descrita pelo origem das coordenadas do sistema do efetuador quando todas as juntas do manipulador executam todos os possíveis movimentos. O espaço de trabalho é caracterizado pela geometria do manipulador e pelos limites mecânicos das juntas. Portanto, o espaço de trabalho para um manipulador de n graus de liberdade, considerando só a posição é dado por

$$p = p(q), \quad q_{im} \leq q_i \leq q_{iM}, \quad i = 1, 2, \dots, n, \quad (3.9)$$

onde $q_{im}(q_{iM})$ denota o mínimo(máximo) limite da junta i . Este espaço é finito, fechado e contínuo.

3.1.3 Cinemática Inversa

A equação de cinemática direta dada em (3.4) estabelece a relação entre as variáveis das juntas e a posição e orientação do efetuador. O problema da *cinemática inversa* consiste na determinação das variáveis das juntas do vetor q que correspondem a uma posição e orientação do efetuador dada pela matriz T . A solução deste problema, é de fundamental importância para transformar as especificações de movimento do efetuador definidos em seu espaço de trabalho para o correspondente movimento das juntas, permitindo a execução de um movimento desejado do efetuador.

Como pode-se observar na equação (3.4), uma vez que o valor das variáveis das juntas são conhecidas, a posição e a matriz de rotação do sistema no efetuador só têm um valor, que é calculado da cinemática direta; mas no problema da cinemática inversa isto é muito mais complexo pelas seguintes razões² :

- As equações a resolver são em geral não-lineares e nem sempre é possível calcular uma solução em forma fechada.
- Podem existir múltiplas soluções.
- Podem existir infinitas soluções, por exemplo, no caso de um manipulador redundante cinematicamente.
- Pode existir soluções não admissíveis, devido à estrutura cinemática do manipulador.

Com referência ao primeiro ponto, para evitar esse problema é necessário encontrar um ponto sobre a estrutura com respeito à qual é conveniente expressar a posição e/ou orientação como uma função de um número reduzido de variáveis.

Com referência ao problema de múltiplas soluções, esta não só depende do número de graus de mobilidade do manipulador, senão também do número de

²conferir as equações (2.21) e (2.22)

parâmetros Denavit-Hartenberg não-nulos; em geral a maior quantidade de parâmetros não nulos maior o número de soluções admissíveis. A existência de limites mecânicos nas juntas pode eventualmente reduzir o número de soluções admissíveis, deste modo, é possível achar expressões matemáticas que permitem calcular cada uma das variáveis das juntas para as diferentes geometrias dos manipuladores, vide (Sciavicco & Siciliano 1996).

Além disso, na cinemática inversa de um manipulador é possível desacoplar o sistema enfocando como dois problemas, uma de posição e outro de orientação. Isto é possível implementar quando os três últimos eixos do manipulador se interceptam em um ponto, assim estes três eixos se conseguem controlar a orientação e com os outros restantes a posição do efetuador. Para uma discussão mais detalhada da cinemática inversa, vide (Spong & Vidyasagar 1989).

Mas esta proposta resolve o problema da cinemática inversa para um tipo de controle por posição a qual será explorado e apresentado em capítulos posteriores; mas nosso interesse também está em obter equações que possam trabalhar com um tipo de controle cinemático. Levando em consideração isto último, a seguir apresenta-se as ferramentas que permitem ajudar-nos nessa direção, como é o caso do Jacobiano.

3.1.4 O Jacobiano do manipulador

Até agora estudou-se as equações para a cinemática direta e inversa que estabelecem a relação entre as variáveis das juntas e a posição e orientação do efetuador; agora o objetivo de estudar a cinemática diferencial, é expressar as relações entre as velocidades das juntas e suas correspondentes velocidades lineares e angulares. Com este fim apresentamos dois métodos, um geométrico e outro analítico, que serão de utilidade neste trabalho.

3.1.4.1 Jacobiano geométrico

O Jacobiano geométrico, é uma matriz que relaciona as velocidades lineares do efetuador com as velocidades angulares das juntas. A lei de formação desta matriz depende da configuração cinemática e física do manipulador .

Considere um manipulador de n graus de liberdade. A equação de cinemática direita pode ser escrita da seguinte forma

$$T(q) = \begin{bmatrix} R(q) & p(q) \\ 0^T & 1 \end{bmatrix}, \quad (3.10)$$

onde $q = [q_1 \dots q_n]^T$ é o vetor das variáveis das juntas. Tanto a posição como a orientação do efetuador variam quando q varia. O objetivo é expressar a velocidade linear \dot{p} e a velocidade angular ω como função das velocidade das juntas \dot{q} como se expressa a seguir

$$\dot{p} = J_P(q)\dot{q}, \quad (3.11)$$

$$\omega = J_O(q)\dot{q}, \quad (3.12)$$

notar que \dot{p} e ω são vetores livres, além que suas direções no espaço são determinados pelos pontos de aplicação.

Na equação (3.11) J_P é a matriz ($3 \times n$) que relaciona a contribuição da velocidade das juntas \dot{q} à velocidade linear do efetuador \dot{p} , enquanto na equação (3.12) J_O é a matriz ($3 \times n$) que relaciona a contribuição de \dot{q} à velocidade angular ω do efetuador. Uma forma compacta das equações (3.11) e (3.12) pode ser escrito como³

$$v(q) = \begin{bmatrix} \dot{p} \\ \omega \end{bmatrix} = J(q)\dot{q}, \quad (3.13)$$

a qual representa a *equação cinemática diferencial* do manipulador; desta última equação, a matriz $J_{6 \times n}$ é chamado como *Jacobiano geométrico* do manipulador e está definido por

$$J = \begin{bmatrix} J_P \\ J_O \end{bmatrix}. \quad (3.14)$$

Agora considere-se a figura 3.6 onde se apresenta um elo genérico i de um manipulador com cinemática aberta. De acordo com a convenção Denavit-Hartenberg

³Da equação (3.6) e deste resultado pode-se concluir que $\omega = \dot{\varphi}$

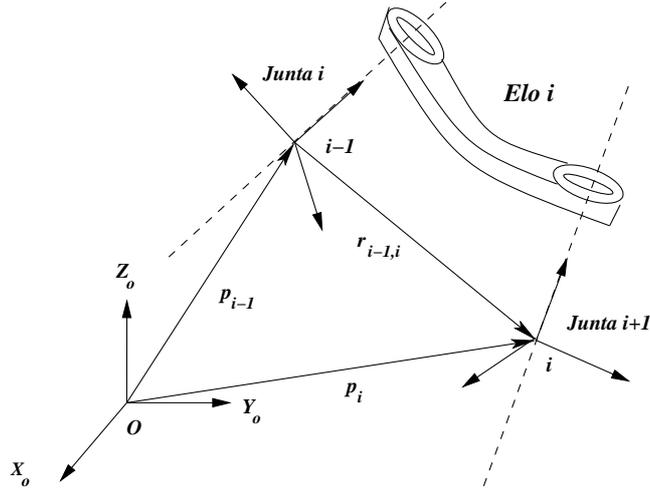


FIGURA 3.6: Caracterização de um elo genérico de um manipulador

adotada nas seções anteriores, o elo i conecta as juntas i e $i + 1$; o sistema coordenado i fixo no elo i tem origem ao longo do eixo da junta $i + 1$ enquanto que o sistema coordenado $i - 1$ tem origem ao longo do eixo da junta i . Deste sistema e utilizando a equação (2.23) pode-se obter a seguinte equação

$$p_i = p_{i-1} + R_{i-1} r_{i-1,i} , \quad (3.15)$$

derivando esta equação com respeito ao tempo, pode-se obter as equações de velocidade do elo, vide (Sciavicco & Siciliano 1996).

Assim o Jacobiano da equação (3.14) pode ser particionado em vetores coluna (3×1) como

$$J = \begin{bmatrix} J_{P1} & & J_{Pn} \\ & \dots & \\ J_{O1} & & J_{On} \end{bmatrix} , \quad (3.16)$$

onde o termo $\dot{q}_i J_{P_i}$ representa a contribuição da junta i à velocidade linear do efetuador, enquanto que o termo $\dot{q}_i J_{O_i}$ representa a contribuição da junta i à velocidade angular do mesmo. Com a finalidade de distinguir a contribuição de cada junta no movimento do efetuador e utilizando as derivadas calculadas da equação (3.15), o jacobiano geométrico pode ser expresso como

$$\begin{bmatrix} J_{Pi} \\ J_{Oi} \end{bmatrix} = \begin{cases} \begin{bmatrix} z_{i-1} \\ 0_{3 \times 1} \end{bmatrix} & : \text{ Se for junta prismática} \\ \begin{bmatrix} z_{i-1} \times (p - p_{i-1}) \\ z_{i-1} \end{bmatrix} & : \text{ Se for junta de revolução} \end{cases} \quad (3.17)$$

onde

z_{i-1} vetor unitário no eixo da junta i .

p vetor do efetuador com referência ao sistema inercial de coordenadas.

p_{i-1} vetor da junta i com referência ao sistema inercial de coordenadas.

Além, o vetor z_{i-1} pode ser calculado por

$$z_{i-1} = R_{01}(q_1) \dots R_{i-2,i-1}(q_{i-1})z_0 ; \quad (3.18)$$

portanto, a equação (3.17) apresenta-se como uma ferramenta que pode nos permitir calcular o Jacobiano para os diferentes tipos de manipuladores.

Com a finalidade de entender melhor este conceito, seja o caso do manipulador planar de três elos dado no exemplo 3.2 o jacobiano deste é determinado por

$$J(p) = \begin{bmatrix} z_0 \times (p - p_0) & z_1 \times (p - p_1) & z_2 \times (p - p_2) \\ z_0 & z_1 & z_2 \end{bmatrix}, \quad (3.19)$$

onde

$$p_0 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T; \quad p_1 = \begin{bmatrix} a_1 c_1 & a_1 s_1 & 0 \end{bmatrix}^T,$$

$$p_2 = \begin{bmatrix} a_1 c_1 + a_2 c_{12} & a_1 s_1 + a_2 s_{12} & 0 \end{bmatrix}^T,$$

$$p = \begin{bmatrix} a_1 c_1 + a_2 c_{12} + a_3 c_{123} & a_1 s_1 + a_2 s_{12} + a_3 s_{123} & 0 \end{bmatrix}^T,$$

$$z_0 = z_1 = z_2 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}^T.$$

Assim o jacobiano do sistema pode ser expressa como

$$J_p = \begin{bmatrix} -a_1 s_1 - a_2 s_{12} - a_3 s_{123} & -a_2 s_{12} - a_3 s_{123} & -a_3 s_{123} \\ a_1 c_1 + a_2 c_{12} + a_3 c_{123} & a_2 c_{12} + a_3 c_{123} & a_3 c_{123} \end{bmatrix}. \quad (3.20)$$

que é uma matriz (2×3) que representa o Jacobiano só para a posição. As outras linhas são relevantes em nosso caso (a dimensão máxima da matriz é 3).

3.1.4.2 Jacobiano analítico

Na seção anterior mostrou-se um caminho para calcular a contribuição da velocidade de cada junta às componentes de velocidade linear e angular do efetuador. Alternativamente, se conseguimos expressar a localização do efetuador com referência a sua representação mínima no espaço operacional, é possível calcular a matriz jacobiano derivando diretamente as funções cinemáticos com referência às variáveis das juntas. O jacobiano resultante é definido como *jacobiano analítico*.

O *jacobiano analítico* é usado quando a configuração do efetuador é expressa em relação a sua representação no espaço operacional $\eta(q)$, ver equação (3.6), desta forma

$$\eta(q) = \begin{bmatrix} p(q) \\ \varphi(q) \end{bmatrix}, \quad (3.21)$$

onde os vetores $p(q)$ e $\varphi(q)$ estão definidos como na equação (3.5) que são funções do vetor das variáveis das juntas (q). Portanto, a velocidade de translação do efetuador pode ser expressa como a derivada no tempo do vetor $p(q)$

$$\dot{p}(q) = \frac{\partial p(q)}{\partial q} \dot{q} = J_p(q) \dot{q}. \quad (3.22)$$

Agora em relação à velocidade de rotação do efetuador, a representação mínima da orientação é dada em termos dos três elementos do vetor $\varphi(q)$, onde sua derivada no tempo $\dot{\varphi}(q)$ é denominada como a velocidade rotacional, que é diferente da velocidade angular ω . Esta velocidade ω , é a resultante da soma vetorial das componentes da velocidade rotacional, expressas em relação ao sistema da base (Sciavicco & Siciliano 1996). Em qualquer caso, assim que uma função $\varphi(q)$ for conhecida, pode-se calcular o jacobiano da orientação da seguinte relação

$$\dot{\varphi}(q) = \frac{\partial \varphi(q)}{\partial q} \dot{q} = J_{\varphi}(q) \dot{q}. \quad (3.23)$$

Calcular o jacobiano $J_{\varphi}(q)$ deste modo, não é direto já que a função $\varphi(q)$ usualmente não é disponível em forma direta. Considerando todas estas premissas, a equação cinemática diferencial pode ser obtida como a derivada no tempo da equação (3.21) dada por

$$\dot{\eta}(q) = \begin{bmatrix} \dot{p}(q) \\ \dot{\varphi}(q) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_p(q) \\ J_{\varphi}(q) \end{bmatrix} \dot{q} = J_A(q) \dot{q}, \quad (3.24)$$

onde

$$J_A(q) = \frac{\partial \eta(q)}{\partial q}, \quad (3.25)$$

é o *Jacobiano analítico*; este valor em geral é diferente do jacobiano geométrico, desde que a velocidade angular ω com referência à base não é dada por $\dot{\varphi}(q)$. Mas para certas geometrias do manipulador, é possível estabelecer uma substancial equivalência entre o Jacobiano geométrico e o analítico. De fato, quando todos os graus de movimento que causam a rotação do efetuador tem seus eixos na mesma direção, os dois Jacobianos são os mesmos. Este é o caso para o exemplo 3.2 de um braço planar com 3 elos onde todas suas rotações estão no eixo z_o .

Na seguinte seção analisamos as singularidades no cálculo do jacobiano para determinadas configurações de manipuladores.

3.1.5 Singularidades Cinemáticas

O jacobiano na equação da cinemática diferencial de um manipulador, define um mapeamento linear

$$v = J(q) \dot{q} \quad (3.26)$$

entre o vetor \dot{q} da junta de velocidade e o vetor $v = [\dot{p} \ \omega]^T$ velocidade da ponta do efetuador. O jacobiano é em geral, uma função da configuração q ; a dimensão das configurações nas quais J é indeterminado são chamados de *singularidades cinemáticas*. Encontrar as singularidades de um manipulador é de muito interesse pelas seguintes razões

- (a) Uma Singularidade representa a configuração na qual a mobilidade da estrutura é reduzida, e portanto não é possível dar um movimento arbitrário ao efetuador.
- (b) Quando a estrutura está numa singularidade, podem existir infinitas soluções quando utilizamos a cinemática inversa.
- (c) No entorno de uma singularidade, pequenas velocidades no espaço operacional pode causar grandes velocidades no espaço das juntas.

Todas estas observações devem ser consideradas para ter um bom desempenho do manipulador. As singularidades podem ser clasificados como

- **Singularidades de limite** que ocorrem quando o manipulador está estendido ou contraído. Isto pode ser entendido que estas singularidades não representam uma verdadeiro inconveniente, assim que eles podem ser evitados sob a condição que o manipulador não será conduzido aos limites de seu espaço de trabalho.
- **Singularidades internas** que ocorrem dentro do espaço de trabalho e geralmente por causa de alinhamento de dois ou mais eixos de movimento ou pela configuração particular do efetuador. A diferença do caso anterior, esta singularidade constitui um sério problema, já que pode encontrar-se em qualquer lugar dentro do espaço de trabalho do manipulador.

Exemplo 3.3 Seja o sistema mostrado na figura 3.7, onde se apresenta um braço planar de dois elos

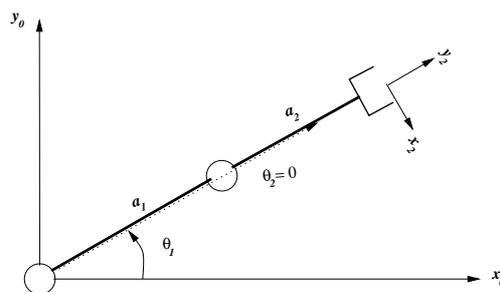


FIGURA 3.7: Singularidade de um manipulador planar de dois elos

neste caso, o jacobiano geométrico é igual ao analítico e pode ser derivado simplesmente diferenciando as componentes p_x e p_y obtidas da cinemática direta do efetuador. Portanto o jacobiano está dado por

$$J = \begin{bmatrix} -a_1 s_1 - a_2 s_{12} & -a_2 s_{12} \\ a_1 c_1 + a_2 c_{12} & a_2 c_{12} \end{bmatrix} \quad (3.27)$$

para analisar o dimensão da matriz, consideramos sua determinante dada por

$$\det(J) = a_1 a_2 s_2 \quad (3.28)$$

portanto, para $a_1, a_2 \neq 0$, é fácil achar que a determinante em (3.28) anula-se quando

$$\theta_2 = 0 \quad \theta_2 = \pi$$

pode-se observar que θ_1 é irrelevante para a determinação da configuração singular do sistema. Quando $\theta_2 = 0$ e $\theta_2 = \pi$ atingimos a primeira classificação, já que nessa postura o manipulador fica no limite interno e externo de seu espaço de trabalho.

Desacoplamento da Singularidade

O cálculo da singularidade interna via a determinante do jacobiano pode ser tedioso e de difícil solução para estruturas complexas. Mas existem uma extensa variedade de manipuladores cujos três últimos elos constituem o chamado punho esférico, similar ao punho humano, e que por analogia com a cinemática inversa, é possível dividir o problema da singularidade em dois problemas separados

- cálculo das singularidades do braço, resultante do movimento dos três ou mais primeiros elos.
- cálculo das singularidades do punho, resultante do movimento das três últimas juntas do manipulador.

Por motivo de simplicidade, consideramos o caso quando o número de elos é 6; o jacobiano pode ser dividido blocos de (3×3) como segue

$$J = \begin{bmatrix} J_{11} & J_{12} \\ J_{21} & J_{22} \end{bmatrix} \quad (3.29)$$

sendo que as últimas 3 juntas são todas de revolução, as expressões dos dois blocos da direita são respectivamente

$$J_{12} = \begin{bmatrix} z_3 \times (p - p_3) & z_4 \times (p - p_4) & z_5 \times (p - p_5) \end{bmatrix} \quad (3.30)$$

$$J_{22} = \begin{bmatrix} z_3 & z_4 & z_5 \end{bmatrix}. \quad (3.31)$$

Como as singularidades são típicas da estrutura mecânica e faz que não dependa dos sistemas coordenados que descrevem a cinemática, é conveniente escolher a origem de coordenadas do efetuador na interseção dos eixos do punho. Esta escolha faz com que a equação (3.30) fique como

$$J_{12} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}. \quad (3.32)$$

Portanto, o determinante do jacobiano fica como

$$\det(J) = \det(J_{11}) \det(J_{22}), \quad (3.33)$$

deste resultado pode-se afirmar que a singularidade foi desacoplada, já que quando $\det(J_{11}) = 0$ a singularidade está determinada pelo braço e , quando $\det(J_{22}) = 0$ a singularidade é determinado pelo punho do manipulador.

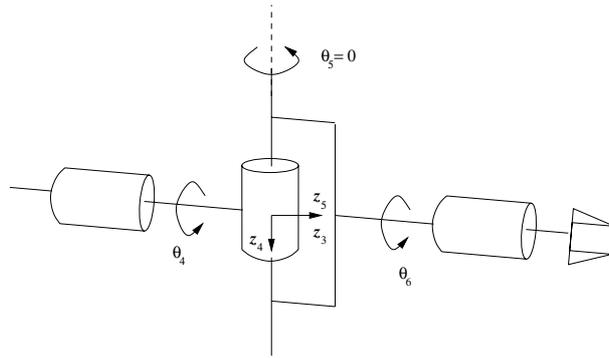


FIGURA 3.8: Singularidade do punho

Sob esta base, pode ser determinado a singularidade do punho analisando a matriz J_{12} da equação (3.31), neste caso pode-se dizer que o punho está em uma configuração singular quando os vetores z_3, z_4 e z_5 são linealmente dependentes. A estrutura mostrada na figura 3.8 revela que a singularidade ocorre quando z_3 e z_5

ficam alinhados, portanto

$$\theta_5 = 0 \quad \theta_5 = \pi.$$

Agora, no caso do braço, a singularidade é característica específica da estrutura do manipulador; para ilustrar sua determinação consideramos o caso de um braço antropomórfico, como se apresenta na figura 3.9. O determinante do jacobiano é dado por

$$\det(J_{11}) = -a_2 a_3 s_3 (a_2 c_2 + a_3 c_{23}), \quad (3.34)$$

onde este valor não depende da primeira junta. Para $a_2, a_3 \neq 0$, o determinante anula-se se $s_3 = 0$ e/ou $(a_2 c_2 + a_3 c_{23}) = 0$. A primeira situação ocorre quando

$$\theta_3 = 0 \quad \theta_3 = \pi$$

o que significa que o cotovelo da junta 3 está estendida ou está contraída. No segundo caso ocorre quando o extremo do braço aponta à base do manipulador.

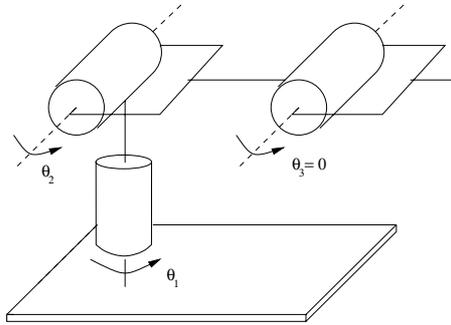


FIGURA 3.9: Singularidade do braço

Medida da Manipulabilidade

A medida da manipulabilidade (Yoshikawa 1990) é definida como

$$m(q) = \sqrt{\det(J(q)J^T(q))}, \quad (3.35)$$

onde q representa o vetor dos ângulos das juntas do manipulador, e J o Jacobiano analítico do manipulador.

Para o caso de um manipulador redundante, a medida da manipulabilidade é determinada por

$$m(q) = | \det(J(q)) | \quad (3.36)$$

A medida da manipulabilidade dada na última equação pode ser vista como a distância da configuração do manipulador de sua singularidade, onde a manipulabilidade é zero. Ao maximizar $m(q)$ em (3.35), mantém-se o manipulador tão longe como seja possível das singularidades.

3.2 Manipulador móvel

Um manipulador móvel é um sistema constituído por um manipulador robótico, montado sobre uma base móvel. Pode-se considerar dentro deste tipo os sistemas terrestres (plataforma), como os não terrestres (p.e. ROV's)⁴. A finalidade de utilizar este tipo de sistemas é aumentar significativamente o espaço de trabalho do manipulador.

Portanto, a posição como a orientação do efetuador é também função da orientação e posição do veículo, sendo preciso agora escolher a melhor estratégia para coordenar o movimento do veículo quando temos um movimento desejado para o efetuador com referência a um sistema inercial de coordenadas.

Também é preciso fazer uma extensão das equações cinemáticas revisadas na seção (3.1), para o caso de um manipulador móvel, de tal modo que possamos ter as ferramentas necessárias para poder desenvolver o controle para o manipulador móvel.

Antes de iniciar este estudo, é preciso definir e determinar todos os sistemas de eixos coordenados que temos neste tipo de sistema, para poder expressar as equações com referência a cada um deles.

⁴ROV é sigla de Veículo de Operação Remota

3.2.1 Sistemas de coordenadas

Num manipulador móvel pode-se observar quatro sistemas básicos de coordenadas; o primeiro, é o *sistema inercial* denotado pelos eixos $X_w Y_w Z_w$ e que tem como origem de coordenadas ao ponto arbitrário O fixo no espaço; o segundo, o *sistema do veículo* denotado pelos eixos $X_v Y_v Z_v$ com origem no ponto arbitrário P_v fixo sobre o veículo; o terceiro, o *sistema da base* que está denotado pelos eixos $X_b Y_b Z_b$ e com origem no ponto P_b fixo sobre a base do manipulador e quarto, o *sistema do efetuador* denotado pelos eixos $X_e Y_e Z_e$ e com origem no ponto P_e fixo na ponta do efetuador do manipulador, tal como é apresentado na figura 3.10..

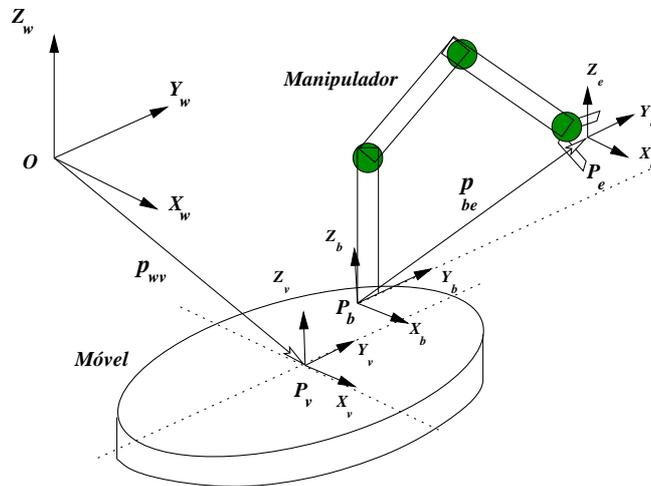


FIGURA 3.10: Sistema de coordenadas de um manipulador móvel

A notação aqui definida, será utilizada ao longo deste trabalho; portanto, daqui para frente, o índice w indicará uma medida com relação ao sistema inercial, o índice v indicará uma medida em relação ao sistema do veículo, o mesmo acontece com o índice b para o sistema da base do manipulador e o índice e para o sistema do efetuador.

Assim, para representar o vetor posição de um ponto P do sistema j com referência ao sistema i usaremos a seguinte notação: p_{ij} ; do mesmo modo, em relação à figura 3.10, o vetor posição da origem do sistema do efetuador e com referência ao sistema da base b é expressado como p_{be} .

Agora, para representar as matrizes de rotação R e a matriz de transformação homogênea T de um sistema j com referência a outro sistema i definiremos a seguinte

notação R_{ij} e T_{ij} ; assim, se desejamos representar a matriz de rotação do efetuador com referência à base, este pode ser expresso como R_{be} e no caso se for a matriz de transformação seria T_{be} .

3.2.2 Cinemática direta do manipulador móvel

O estudo da cinemática direta do manipulador móvel pode ser visto como uma seqüência das matrizes de transformação, desde o sistema do veículo até chegar ao sistema do efetuador, assim como se apresenta na figura 3.11.

Iniciamos nosso estudo expressando as equações cinemáticas do veículo com respeito ao sistema inercial, para isto fazemos uso da notação explicada anteriormente, assim como das definições apresentadas na seção (3.1.1).

Seja $X_v Y_v Z_v$ sistema do veículo, P_v o origem de coordenadas deste sistema, que em geral, é escolhido ao centro de gravidade do veículo, devido a que neste ponto possam-se refletir algumas propriedades físicas inerentes ao mesmo (Fossen 1994). Portanto, o movimento de rotação e translação do veículo com referência ao sistema inercial, pode ser expressa pela matriz de transformação

$$T_{wv} = \begin{bmatrix} R_{wv} & p_{wv} \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}, \quad (3.37)$$

onde R_{wv} é a matriz de rotação, e p_{wv} o vetor que representa a translação da posição do veículo. A orientação do veículo pode ser representada de diferentes modos; mas para a ampla variedade de casos, como as de um ROV, são preferidos os ângulos da representação mínima RPY de orientação e os chamados quaternions (Sciavicco & Siciliano 1996, Fossen 1994). Neste trabalho faremos uso da representação mínima RPY.

O seguinte passo é encontrar a matriz de transformação homogênea do sistema da base com referência ao sistema do veículo T_{vb} . Como pode-se observar na figura 3.11, o sistema de coordenadas da base é fixada numa posição e orientação determinada sobre o veículo; portanto esta matriz é constante e seu significado em termos físicos é informar como foi montado o manipulador sobre o veículo. Assumindo que T_{vb} é

conhecido, pode-se representá-lo como

$$T_{vb} = \begin{bmatrix} R_{vb} & p_{vb} \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}, \quad (3.38)$$

onde R_{vb} é a parte rotacional e p_{vb} a parte translacional. Portanto, agora é possível expressar o sistema da base com referência ao sistema inercial T_{wb} como

$$T_{wb} = T_{wv} \cdot T_{vb} = \begin{bmatrix} R_{wv}R_{vb} & p_{wv} + R_{wv} p_{vb} \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{wb} & p_{wb} \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}, \quad (3.39)$$

Por outro lado a matriz de transformação para o sistema do efetuador com referência ao sistema da base pode ser expressa como

$$T_{be}(q) = \begin{bmatrix} R_{be}(q) & p_{be}(q) \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}, \quad (3.40)$$

onde R_{be} e p_{be} representam a matriz de rotação e o vetor de posição do efetuador em relação ao sistema da base, as quais são função do vetor das variáveis das juntas q do manipulador. Note-se que p_{be} é igual a $p(q)$ na equação (3.5), isto é

$$p_{be} = p(q). \quad (3.41)$$

Se multiplicamos a matriz de transformação T_{wb} calculada em (3.39) pela matriz de transformação do efetuador T_{be} encontrada em (3.40), podemos achar a matriz de transformação para o manipulador móvel T_{we} como

$$T_{we} = T_{wb} \cdot T_{be} = \begin{bmatrix} R_{wb}R_{be}(q) & p_{wb} + R_{wb} p_{be}(q) \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{we} & p_{we} \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}, \quad (3.42)$$

portanto, T_{we} proporciona as equações da cinemática direta do sistema manipulador móvel. Deste modo, p_{we} e R_{we} expressam a posição e a orientação do efetuador em coordenadas inerciais. Na figura 3.11 são ilustrados alguns dos vetores de posição, assim como as matrizes de transformação homogênea calculados anteriormente, onde

o vetor p_{wv} representa a posição do sistema do veículo em relação ao sistema inercial e R_{wv} sua orientação.

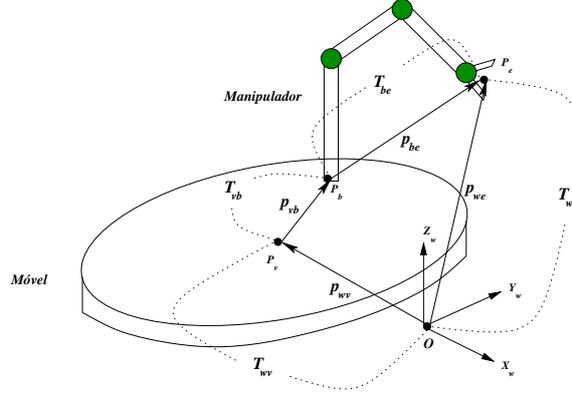


FIGURA 3.11: Transformações homogêneas de um manipulador móvel.

Da equação (3.42), a posição do efetuador no sistema inercial p_{we} pode ser expressa como

$$p_{we} = p_{wb} + R_{wb} p_{be} , \quad (3.43)$$

substituindo o valor de p_{wb} e de R_{wb} da equação (3.39) em (3.43) temos

$$p_{we} = p_{wv} + R_{wv} (p_{vb} + R_{vb} p_{be}). \quad (3.44)$$

Este último resultado expressa uma equação importante, já que permite calcular a posição do efetuador de um sistema manipulador móvel no sistema inercial de referência. Se derivamos esta equação com respeito ao tempo teremos

$$\dot{p}_{we} = \dot{p}_{wv} + \dot{R}_{wv} (p_{vb} + R_{vb} p_{be}) + R_{wv} (\dot{p}_{vb} + \dot{R}_{vb} p_{be} + R_{vb} \dot{p}_{be}) , \quad (3.45)$$

a qual expressa as relações entre as velocidades do sistema manipulador móvel. Considerando que a posição e orientação do sistema da base é constante com referência ao sistema do veículo ($\dot{p}_{vb} = 0, \dot{R}_{vb} = 0$), que $R_{wb} = R_{wv} R_{vb}$, e substituindo o valor de $p_{vb} + R_{vb} p_{be}$ por p_{ve} , obtemos

$$\dot{p}_{we} = \dot{p}_{wv} + \dot{R}_{wv} p_{ve} + R_{wb} \dot{p}_{be} . \quad (3.46)$$

Além, a matriz \dot{R}_{wv} pode ser calculado como $\omega_v \times R_{wv}$ (Sciavicco & Siciliano 1996), onde ω_v é o vetor da velocidade angular do veículo no sistema inercial; assim, substituindo este valor na equação (3.42) obtemos

$$\dot{p}_{we} = \dot{p}_{wv} + \omega_v \times (R_{wv} p_{ve}) + R_{wb} \dot{p}_{be} \quad (3.47)$$

Esta equação permite calcular a velocidade do efetuador com referência ao sistema inercial, onde pode-se identificar que os dois primeiros termos representam a velocidade do efetuador devido ao movimento linear (\dot{p}_{wv}) e angular (ω_v) do veículo. Portanto, com a finalidade de representar a contribuição da velocidade do movimento do veículo na velocidade do efetuador, definimos uma velocidade de realimentação direta, denotada por \dot{p}_{ff} e determinada segundo a seguinte expressão

$$\dot{p}_{ff} = \dot{p}_{wv} + \omega_v \times (R_{wv} p_{ve}) . \quad (3.48)$$

a qual será denominado neste trabalho como *compensador cinemático*. Este último resultado foi utilizado em (Bakka 1999) para compensar o movimento do manipulador devido ao movimento de sua base móvel. Substituindo esta expressão na equação (3.47), temos

$$\dot{p}_{we} = \dot{p}_{ff} + R_{wb} \dot{p}_{be} , \quad (3.49)$$

que expressa a velocidade do efetuador no sistema inercial como função da velocidade \dot{p}_{ff} e de \dot{p}_{be} no sistema da base. Este resultado, é muito importante quando tem-se que configurar as velocidades do manipulador para um controle cinemático que é o método utilizado neste trabalho e que será apresentado no seguinte capítulo.

Capítulo 4

Controle coordenado de um manipulador móvel

Define-se controle coordenado, como o método de controle que nos permite coordenar sistematicamente o movimento de vários subsistemas de um sistema complexo com a finalidade de realizar uma tarefa específica.

No caso de um manipulador móvel, em geral pode-se identificar dois subsistemas: o primeiro, é um manipulador robótico com n graus de liberdade; e segundo, uma plataforma móvel com m graus de liberdade ($1 \leq m \leq 6$) sobre a qual foi montado o manipulador¹.

O objetivo específico deste trabalho é controlar o movimento destes dois subsistemas, tal que a ponta do efetuador possa realizar o rastreamento da trajetória sobre uma superfície curva conhecida e mantendo sua orientação numa configuração desejada com respeito a dita superfície ainda quando a plataforma móvel está sujeita as incertezas do movimento devido a perturbações.

Dado que a posição a ser atingida pelo efetuador pode não ser conseguida só pelo movimento do manipulador, devido a que para determinados pontos na trajetória desejada, o manipulador pode alcançar singularidades nos limites de seu espaço de trabalho, um movimento coordenado entre o manipulador e o veículo deve ser implementado. Para isto, é preciso escolher uma estratégia de controle que possa definir claramente o comportamento de cada um dos subsistemas.

¹Notar que existem sistemas robóticos com múltiplos manipuladores cujo análise está fora do alcance deste trabalho.

4.1 Estratégia de controle

Levando em consideração os trabalhos publicados para o controle coordenado de um manipulador móvel apresentadas na seção (1.3), dois trabalhos servirão de referência para a estratégia de controle :

- **Controle de posição do efetuador.** (Dubowsky & Papadopoulos 1991)
Neste trabalho, o objetivo do estudo é projetar um controlador de posição de precisão para o efetuador do manipulador sujeito a incertezas no movimento do móvel devido às perturbações.
- **Manter configuração preferida do manipulador.** (Yamamoto & Yun 1994)
Nesta proposta, o algoritmo de controle do móvel deixa ao manipulador sempre numa configuração preferida q^* definida como

$$q^* = [\theta_1^* \ \theta_2^* \ \dots \ \theta_n^*]^T \quad (4.1)$$

onde θ_i^* é o ângulo da junta $i = 1, \dots, n$ do braço.

Assim, sendo o objetivo deste trabalho, controlar a ponta do efetuador tal que percorra uma trajetória desejada sobre uma superfície conhecida a qual está definida num sistema inercial de coordenadas, definimos p_{we}^d como o vetor de posição do efetuador que descreve cada um dos pontos da trajetória desejada no tempo, e p_{we} como o vetor da posição real do efetuador no sistema inercial.

Portanto, é preciso projetar um controlador de rastreamento de trajetória, tal que a posição real do efetuador siga a posição desejada em todo instante do tempo, é dizer

$$p_{we} \rightarrow p_{we}^d . \quad (4.2)$$

Do mesmo modo, outro objetivo é controlar a orientação do efetuador com referência ao sistema inercial R_{we} , tendo em consideração a orientação desejada, determinada pela normal à superfície, e denotada por R_{we}^d , tal que possa cumprir-se a seguinte relação

$$R_{we} \rightarrow R_{we}^d . \quad (4.3)$$

Com estes critérios, a seguir apresenta-se a estratégia de controle utilizado neste trabalho para o manipulador móvel :

- **No caso do manipulador**, para realizar a tarefa de rastreamento de trajetória (equação 4.2), a estratégia a seguir é dar à ponta do efetuador a posição da trajetória desejada definida no sistema de coordenadas inerciais. A posição real do efetuador será calculado utilizando a equação (3.44) para a cinemática direta do manipulador móvel, dado por

$$p_{we} = p_{wv} + R_{wv} p_{vb} + R_{wb} p_{be} \quad (4.4)$$

onde R_{vb} e p_{vb} são constantes, e $R_{wb} = R_{wv} R_{vb}$. Disto, pode-se observar que a posição do manipulador será calculada tendo como dado, a posição e matriz de orientação real do veículo com respeito ao sistema inercial, sendo isto parte da estratégia para a coordenação entre estes subsistemas.

- **No caso do veículo** a estratégia a seguir é deixar o braço do manipulador numa configuração preferida q^* de máxima manipulabilidade, de tal modo que para o sistema de controle do veículo, a posição apropriada do efetuador com respeito a sua base p_{be}^* , sempre será calculada por

$$p_{be}^* = p(q^*) , \quad (4.5)$$

a qual está associada a uma orientação apropriada R_{be}^* que é função de q^* , e portanto tem-se que

$$R_{be}^* = R_{be}(q^*). \quad (4.6)$$

Com estas considerações, agora é possível calcular a posição desejada do veículo p_{wv}^d com respeito ao sistema inercial; utilizando a equação cinemática do manipulador móvel dada em (3.44), e substituindo p_{be} , p_{we} e R_{wv} por p_{be}^* , p_{we}^d e R_{wv}^d , se obtém

$$p_{wv}^d = p_{we}^d - R_{wv}^d (p_{vb} + R_{vb} p_{be}^*) \quad (4.7)$$

Assim, a tarefa do veículo será manter ao manipulador numa configuração ótima com capacidade de rastrear a trajetória desejada, ainda quando esteja sujeita a perturbações no sistema.

Além, sendo conhecida a configuração preferida do manipulador q^* , assim como a matriz $R_{be}(q^*)$ e a orientação desejada R_{we}^d , pode-se determinar a equação para a orientação desejada do veículo, dada por

$$R_{wv}^d = R_{we}^d R_{be}^T(q^*) R_{vb}^T \quad (4.8)$$

onde R_{vb}^T é constante e conhecida.

Esta estratégia para o controle coordenado foi implementada em (Burga 1999), baseado no trabalho de (Yamamoto & Yun 1994). Mas sua aplicação foi apenas para trajetórias lineares numa superfície plana. Neste trabalho de tese, procuramos verificar sua validade num caso geral, tendo como objetivo principal as tarefas dadas na seção (1.2.1).

4.2 Controle para rastreamento de trajetória

Distintos métodos podem ser utilizados para controlar um manipulador móvel (Papadopoulos & Poulakakis 2000),(Egeland & Sagli 1990). A técnica empregada, assim como sua implementação pode influenciar significativamente na performance do sistema. Os *drivers* de controle disponíveis em cada um dos subsistemas também são parte dos parâmetros que devemos considerar para projetar o tipo de controlador. Finalmente, o controlador deve garantir que o efeito da perturbação na entrada da planta sobre a variável de saída, seja reduzida significativamente (Sciavicco & Siciliano 1996)(pag 199).

Controladores *PID* com ganhos fixos são amplamente utilizados no controle de manipuladores. Um controlador proporcional derivativo é uma estrutura ideal para controle puro da inercia, desde que o sistema resultante em malha fechada seja de segunda ordem com seus polos determinados pelos ganhos do controlador. Entretanto, os efeitos da força centrífuga, coriolis, gravitacional e de atrito também

estão presentes na dinâmica do manipulador. Um termo integral é com frequência usado para melhorar a resposta em estado estacionário devido a estes efeitos; mas os efeitos dinâmicos são mais difíceis de compensar, assim o controlador terá que ser sintonizado na pior situação de operação do sistema (Dunnigan et al. 1996).

Se um controlador é projetado conhecendo a dinâmica do sistema, então as variações nas condições de operação podem ser compensadas de modo que possam manter a resposta desejada. Este método é referido como *controlador baseado no modelo*, e pode estender-se desde uma simples compensação da gravidade à linearização por realimentação da dinâmica completa do manipulador (Dunnigan et al. 1996). Claramente a conveniência deste método depende de um conhecimento amplo do sistema a ser controlado.

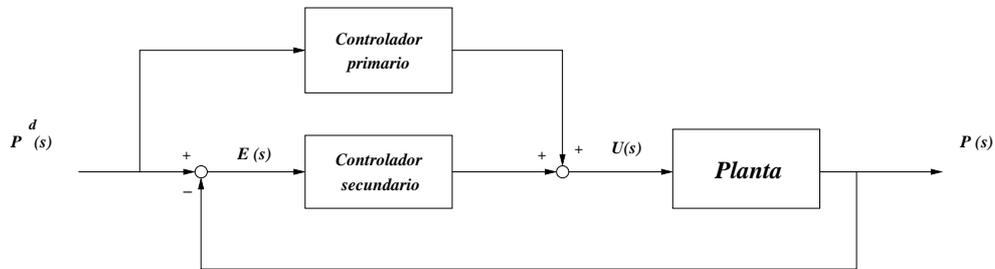


FIGURA 4.1: Controlador baseado no modelo da planta

Um controlador baseado no modelo do sistema consiste na inversa do sistema dinâmico, usado como pré-compensador no sistema atual. O sinal de controle de entrada requerido para atingir uma posição, velocidade e aceleração desejadas pode ser calculado diretamente desde a inversa do modelo do sistema. Portanto, o sistema poderia ser controlado em malha aberta devido a um cancelamento perfeito entre a dinâmica inversa e o sistema real.

Obviamente isto é impraticável devido ao fato que um sistema real não é conhecido perfeitamente, e portanto algum efeito não modelado não poderia ser compensado. Uma realimentação no sistema de controle permite fazer isto, e pode ser introduzido um controlador *PID* com ganhos fixos para melhorar o modelo do sistema em malha aberta com o controlador baseado no modelo. Estes dois controladores comumente são referidos como *controlador primário* para a parte baseado no modelo, e *controlador secundário* aquele usado para manter o rastreamento do sinal de referência na presença do erros no modelamento do sistema e perturbações

não modelados. Este controlador é ilustrado na figura 4.1.

Para o presente trabalho, o modelo acima descrito será utilizado como método de controle, tanto para o manipulador, como para o veículo. Na seção (4.2) faremos um estudo analítico deste método onde denominaremos o controlador primário de *compensador feedforward*.

Para a análise geral do controle proposto, considera-se que as propriedades dinâmicas do manipulador e do veículo não afetam o movimento do efetuador (Nassal, Damm & Lüth 1994), devido à baixa dinâmica apresentada nas tarefas a realizar pelo manipulador móvel; portanto, o controle projetado para o sistema veículo/manipulador será do tipo cinemático, é dizer controle por velocidade.

4.2.1 Controle cinemático

Com o objetivo de apresentar o conceito por de trás do controle cinemático, considera-se a seguinte função

$$G(s) = \frac{P(s)}{U(s)}, \quad (4.9)$$

onde $U(s)$ é um comando de controle de velocidade, $P(s)$ o sinal da posição na saída do sistema e $G(s)$ como a função de transferência da planta, que em geral, representa um conjunto de dispositivos do sistemas tais como motores, *drivers*, etc.

Utilizando este conceito, $G(s)$ pode ser modelado por uma função do tipo integrador. Sendo assim, é possível expressar a seguinte relação

$$G(s) = \frac{k_m}{s}, \quad (4.10)$$

onde k_m é conhecido como o ganho da planta. Desta última equação pode-se deduzir que no domínio do tempo, tem-se que

$$u(t) = \frac{\dot{p}(t)}{k_m}. \quad (4.11)$$

Considerando que para alguns tipos de atuadores de movimento, como motores elétricos DC, o modelo de um integrador proposto não é o mais exato devido a um retardo em sua resposta no tempo, propõe-se um modelo de sua função de

transferência de entrada/saída tal como segue

$$G(s) = \frac{k_m}{s(\tau s + 1)}, \quad (4.12)$$

onde, além de k_m definido anteriormente, temos τ que é a constante de tempo do motor. Este último parâmetro é de muita importância quando estamos trabalhando com uma sinal de entrada variante no tempo; considerar isto será determinante na resposta do sistema quando τ não é muito menor que 1.

4.2.2 Controle Realimentado

O diagrama de blocos mostrado na figura 4.2, mostra um controlador clássico com realimentação negativa (*feedback*) para um sistema de uma entrada e uma saída (SISO)

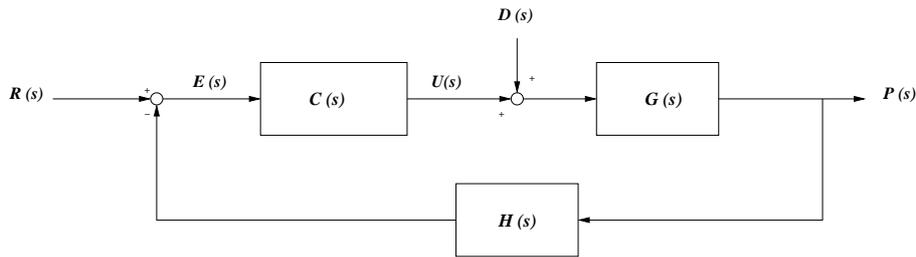


FIGURA 4.2: Diagrama de um controle com *feedback*

onde $D(s)$ é o sinal de perturbação do sistema, $R(s)$ o sinal de referência da trajetória a seguir e $P(s)$ é a posição da saída do efetuator.

O problema básico de projetar o controlador é determinar uma ação $C(s)$ com a qual o sistema seja estável assintoticamente. Da figura 4.2 pode-se obter a seguinte função de transferência em malha fechada

$$P(s) = W(s)R(s) + W_D(s)D(s), \quad (4.13)$$

onde

$$W(s) = \frac{C(s)G(s)}{1 + C(s)G(s)H(s)} \quad (4.14)$$

é a função de transferência da entrada/saída e

$$W_D(s) = \frac{G(s)}{1 + C(s)G(s)H(s)} \quad (4.15)$$

é a função de transferência da perturbação/saída. Se o sistema em malha fechada é assintoticamente estável, a resposta do estado para uma entrada senoidal $r(t)$ com $d(t) = 0$, é também senoidal. Neste caso, a função $W(s)$, avaliada para $s = jw$, é denominada *função da resposta em frequência*; a função de resposta em frequência de um sistema com realimentação negativa pode ser assemelhado a um filtro passa baixa com a possibilidade de ocorrência de um pico de ressonância dentro de sua banda passante, assim como se apresenta na figura 4.3.

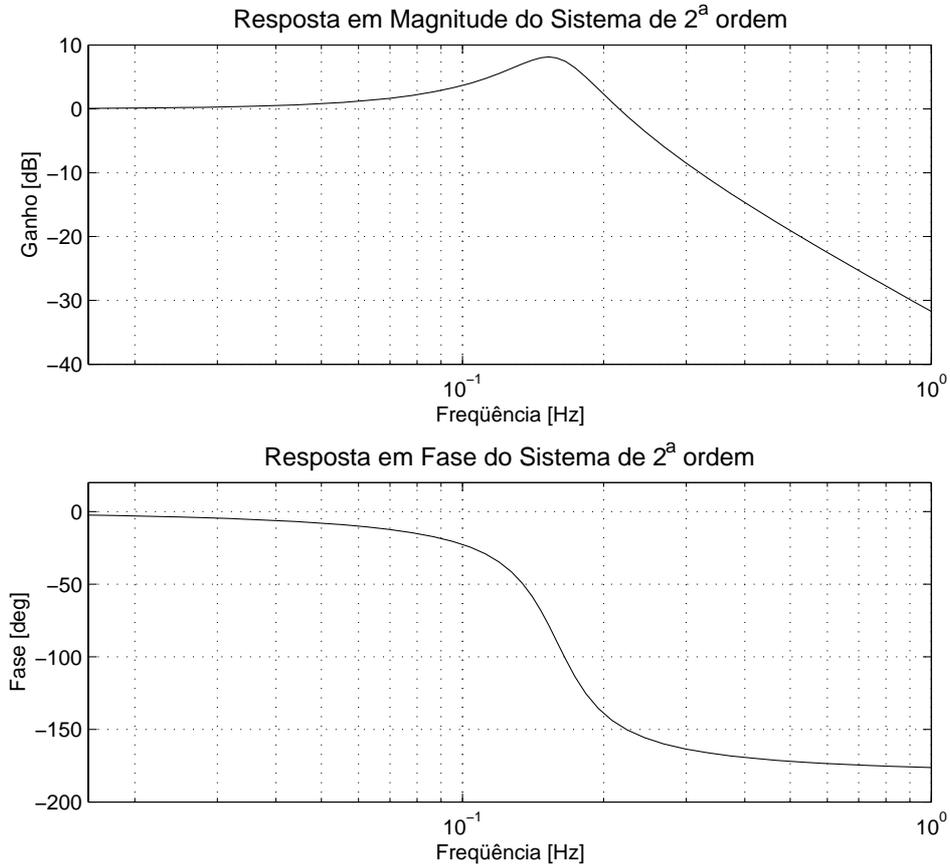


FIGURA 4.3: Resposta em frequência de um sistema de segunda ordem.

Portanto, escolhendo o valor de $H(jw) \approx H_O$ e considerando que o ganho de malha aberta é dado por $|C(jw)G(jw)H_O| \gg 1$ na mesma banda passante, a

equação (4.13) para $s = jw$ pode-se aproximar como

$$P(jw) \approx \frac{R(jw)}{H_O} + \frac{D(jw)}{C(jw)H_O} . \quad (4.16)$$

Agora se fizermos com que $R(jw) = H_O P^d(jw)$, então obtemos a seguinte equação principal do sistema

$$P(jw) \approx P^d(jw) + \frac{D(jw)}{C(jw)H_O} , \quad (4.17)$$

onde pode-se observar que a saída $P(jw)$ posição real, é função da posição desejada $P^d(jw)$ e da perturbação $D(jw)$ na banda passante de $W(jw)$, que pode ter seu efeito reduzido incrementando o termo $|C(jw)H_O|$. Além disso, se a perturbação na entrada é constante, a saída em estado estacionário não será influenciado pela perturbação desde que $C(s)$ tenha ao menos um polo na origem.

Portanto, um sistema de controle com realimentação negativa pode estabelecer uma relação proporcional (P) entre a saída desejada e a saída atual, tal como é apresentado na equação (4.17). Mas esta equação, entretanto, requer que a frequência da saída desejada fique dentro do faixa de frequência para a qual a malha de realimentação é maior que 1, como pode-se observar na equação (4.16), vide (Sciavicco & Siciliano 1996).

Esta consideração preliminar, mostra a vantagem de incluir uma ação proporcional (P) e uma ação integral (I) no controlador $C(s)$ cuja função de transferência é dada por

$$C(s) = K_p \left(1 + \frac{1}{T_i s} \right) ; \quad (4.18)$$

esta expressão é denominado controlador proporcional-integral PI, onde T_i é a constante de ação integral ou tempo de integração, e K_p é chamado sensibilidade proporcional ou ganho proporcional.

Adotar um controlador PI é efetivo para sistemas de resposta de baixa frequência, mas isto pode envolver a redução das margens de estabilidade e/ou reduzir a banda passante do sistema em malha fechada. Para evitar este inconveniente, uma ação derivativa D pode ser acrescentada à ação proporcional e integral, passando a ter

como função de transferência

$$C(s) = K_p \left(1 + \frac{1}{T_i s} + T_d s \right), \quad (4.19)$$

que é denominada de controlador PID, onde T_d denota a constante de ação derivativa. Notar que implementar (4.19) demanda introduzir um pólo de alta frequência e dois zeros que melhoram a estabilidade, porém aumenta a largura de banda no sistema em malha fechada. Isto implica que o tempo de resposta do sistema é menor ainda.

Portanto, resumindo todos os pontos acima descritos, escolher um controlador PI ou PID para um manipulador móvel seria viável pelas seguintes razões :

- (a) Como indica a equação (4.17), é possível obter um sistema de rastreamento de trajetória usando um controlador proporcional P; mas isto pode acarretar erros de estado estacionário na saída do sistema, devido de dinâmicas não modeladas do sistema (tal como a componente da gravidade na saída) e que poderia ser cancelado com uma parte integral (I) no controlador.
- (b) O fato de não utilizar um controlador derivativo (D) em todos os casos é para evitar um esforço desnecessário nos sinais de controle do sistema o que pode levar ao deterioramento dos componentes do robô (Ogata 1997).
- (c) A função de transferência do sistema em malha fechada pode ser aproximada por um sistema de segunda ordem, e portanto o cálculo dos parâmetros para um controlador PI pode ser realizado diretamente a partir dos parâmetros da planta.
- (d) A equação (4.17) mostra que a perturbação pode ser minimizada alocando os pólos do controlador PI ou PID adequadamente.
- (e) Um controlador proporcional derivativo PD é uma estrutura ideal para controle puro da inercia (Clegg 2000).
- (f) A implementação do controlador PI ou PID num programa computacional é totalmente viável.

Deste modo, se fazemos uso do diagrama de blocos da figura 4.2 e de um controlador PID padrão, o sinal de controle $u(t)$ no tempo será dado por

$$u(t) = K_p \left(e(t) + \frac{1}{T_i} \int e(v)dv + T_d \frac{de(t)}{dt} \right) \quad (4.20)$$

onde $e(t)$ é o erro entre o sinal desejado e o de saída do sistema em malha fechada.

Como foi exposto anteriormente, os sistemas com realimentação negativa sob certas condições, têm um comportamento que pode ser aproximado ao de um sistema de segunda ordem. Ainda, se fosse um sistema de ordem maior, como o caso quando usamos um controlador PID, é possível identificar um par de pólos conjugados cuja parte real absoluta é menor que o valor real absoluto dos outros pólos. Este par de pólos denominados *pólos dominantes* serão os responsáveis pela contribuição mais significativa na resposta do sistema.

Portanto, a equação (4.14) pode ser expressa como

$$W(s) = \frac{k_W}{1 + \frac{2\zeta s}{\omega_n} + \frac{s^2}{\omega_n^2}}, \quad (4.21)$$

onde ω_n é a frequência natural, e ζ é o fator de amortecimento do sistema. A constante k_W representa o ganho de entrada/saída que é igual a $1/H_0$ se $C(s)G(s)H_0$ tem como mínimo um pólo no origem. A frequência natural ω_n é o módulo complexo dos pólos conjugados, cuja parte real é dada por $-\zeta\omega_n$.

Assim, para um sinal degrau unitário usado tipicamente para caracterizar a resposta transitória no domínio do tempo, podemos avaliar a influência dos parâmetros ζ e ω_n da seguinte maneira

$$\beta = \text{Atan2}(\sqrt{1 - \zeta^2}, \zeta); \quad (4.22)$$

os tempos de subida t_r e frequência natural ω_n são expressos por

$$t_r = \frac{\pi - \beta}{\omega_d}, \quad \omega_n = \frac{\omega_d}{\sqrt{1 - \zeta^2}}, \quad (4.23)$$

sendo que $\omega_d = (\pi - \beta)/t_r$. Estas duas últimas expressões serão utilizadas como critérios de sintonia do controlador PI. É de se esperar que os parâmetros da planta também influenciarão no cálculo dos ganhos do controlador, o que será abordado no seguinte capítulo.

4.2.3 Compensador Antecipativo

O tipo de controle proposto até agora não analisa diretamente o que acontece com a resposta $P(s)$ na saída do sistema, quando o sinal de entrada $R(s)$ é variante no tempo (vide figura 4.2).

Estudos feitos nesse sentido, sugerem a utilização de uma nova estratégia, já que a resposta do controlador proposta até agora não aborda diretamente este problema.. Uma solução factível é usar um compensador antecipativo (*feedforward*), vide (Sciavicco & Siciliano 1996), a qual apresenta-se uma ferramenta eficiente para atingir ambos objetivos deste trabalho que são : o rastreamento de trajetória e minimização do efeito da perturbação na saída do sistema.

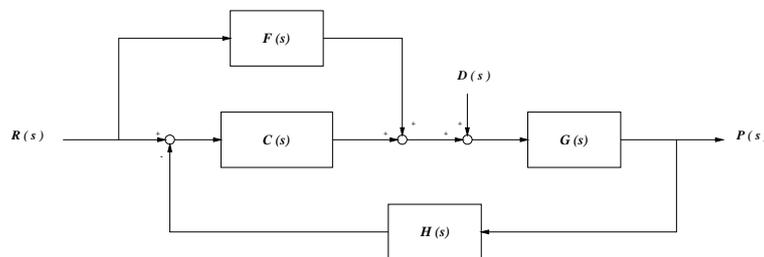


FIGURA 4.4: Estrutura de controle realimentado e compensador antecipativo

Consideremos o diagrama geral dado na figura 4.4, onde $F(s)$ é o compensador antecipativo; a introdução deste bloco permite obter a seguinte resposta na saída do sistema

$$P(s) = W(s) R(s) + W_D(s) D(s) , \quad (4.24)$$

onde, $W(s)$ é dado por

$$W(s) = \frac{C(s)G(s)}{1 + C(s)G(s)H(s)} + \frac{F(s)G(s)}{1 + C(s)G(s)H(s)}, \quad (4.25)$$

e $W_D(s)$ por

$$W_D(s) = \frac{G(s)}{1 + C(s)G(s)H(s)} . \quad (4.26)$$

Assumindo que a relação entre as sinais de entrada e saída da planta é determinada, o fator $K_d \approx 1$, e fazendo com que o sistema tenha uma resposta a mais rápida possível ($H(s) \approx H_O = 1/K_d$), escolhemos

$$F(s) = \frac{K_d}{G(s)} , \quad (4.27)$$

tal que aplicado a equação (4.24) permita obter a seguinte expressão

$$P(s) = P^d(s) + \frac{G(s)}{1 + C(s)G(s)H_O} D(s) . \quad (4.28)$$

Se fizermos com que $|C(jw)G(jw)H_O| \gg 1$, o efeito da perturbação será reduzido pelo controlador a qual é um objetivo deste trabalho.

Finalmente, se seguirmos o modelo de controle cinemático proposto na seção (4.2.1), onde considera-se o modelo do sistema $G(s)$ como um integrador, e substituindo este valor na equação (4.27) obtemos

$$F(s) = \frac{s}{K} . \quad (4.29)$$

O compensador antecipativo só pode ser empregado em sistemas de fase-mínima, i.e., em sistemas nos quais seus pólos e zeros tem partes reais estritamente negativas, pois está baseado sob cancelamento dinâmico, conforme se observa em (4.28) (Sciavicco & Siciliano 1996).

4.3 Projeto para controle coordenado

Consideramos aqui o problema de controle de posição e orientação da ponta do efetuador no espaço cartesiano considerando os eixos X , Y e Z do sistema de coordenadas inerciais, como se fossem sistemas *SISO* com um controlador independente para cada um deles .

No caso do veículo, considera-se o controle de um sistema holonômico, a qual permite um movimento independente em todos os graus de liberdade do veículo. Este efeito é obtido por um controle interno integrado no sistema tal como a plataforma móvel Nomad XR-4000 usado para os testes experimentais.

O efeito da interação entre os subsistemas com controle independente durante o movimento do manipulador móvel será tratado como uma perturbação na entrada do modelo de cada subsistema (Sciavicco & Siciliano 1996) pag 203.

Portanto, para expressar vetorialmente as equações dadas na seção (4.2.2) para o controlador *PI* e/ou *PID*, deve-se considerar ao ganho proporcional K_p , o ganho integral T_i e T_d de ação derivativa como matrizes diagonais, assim como se apresenta a seguir

$$K_p = \begin{bmatrix} K_{px} & 0 & 0 \\ 0 & K_{py} & 0 \\ 0 & 0 & K_{pz} \end{bmatrix} \quad T_i = \begin{bmatrix} T_{ix} & 0 & 0 \\ 0 & T_{iy} & 0 \\ 0 & 0 & T_{iz} \end{bmatrix} \quad T_d = \begin{bmatrix} T_{dx} & 0 & 0 \\ 0 & T_{dy} & 0 \\ 0 & 0 & T_{dz} \end{bmatrix},$$

onde K_{px} , T_{ix} e T_{dx} são definidos com respeito ao eixo X . Analogamente consideramos os ganhos para os eixos Y e Z . A seguir explicaremos a implementação da estratégia tanto para o veículo quanto para o manipulador.

4.3.1 Controle do Veículo

Sendo a dinâmica do veículo lenta devido a sua alta inercia, como é caso de um ROV, propõe-se um controlador *PD* com o objetivo de melhorar sua resposta na saída, assim como de evitar oscilações indesejáveis, como os observados em controladores *PI* tal como foi proposto em (Burga 1999).

Utilizando o controle cinemático dado em 4.2.1) para o veículo, usamos a equação (4.11) para expressar o sinal de controle u_v da seguinte maneira

$$u_v = K_v^{-1} \dot{p}_{wv}, \quad (4.30)$$

onde K_v é a matriz do ganho do veículo de seus três eixos X , Y , e Z . Assim, se a tarefa do veículo, segundo a estratégia de controle proposta em (4.1), é manter o manipulador numa configuração adequada q^* , a posição desejada do veículo será calculada pela equação (4.7). Portanto, usando a expressão (4.30) e implementando o controlador (PD) com compensador antecipativo, na figura 4.5 é apresentado o diagrama de blocos para este sistema.

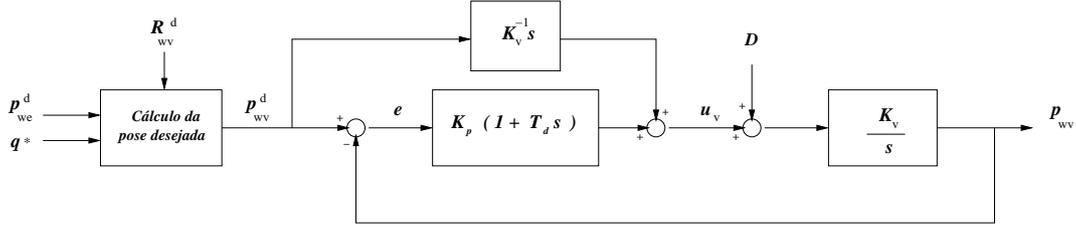


FIGURA 4.5: Diagrama de blocos do controle do veículo

Desta figura, pode-se observar que a posição desejada do veículo p_{wv}^d é calculada pela equação (4.7) que pode ser expressa como

$$p_{wv}^d = p_{we}^d - R_{wv}^d p_{ve}^* , \quad (4.31)$$

se derivarmos esta relação com respeito ao tempo temos

$$\dot{p}_{wv}^d = \dot{p}_{we}^d - [\dot{R}_{wv}^d p_{ve}^* + R_{wv}^d \dot{p}_{ve}^*] ,$$

onde $\dot{p}_{ve}^* = 0$ dado que p_{ve}^* é constante para este subsistema, segundo nossa estratégia de controle; portanto obtemos a seguinte equação para a velocidade desejada do veículo

$$\dot{p}_{wv}^d = \dot{p}_{we}^d - \omega_v^d \times (R_{wv}^d p_{ve}^*) ; \quad (4.32)$$

expressão que será utilizada como compensação antecipativa para o sinal de controle no veículo.

Como o objetivo do controle é rastreamento de trajetória ($p_{wv} \rightarrow p_{wv}^d$), então definimos o vetor e_v erro do veículo como segue

$$e_v = p_{wv}^d - p_{wv} ; \quad (4.33)$$

com esta expressão e com ajuda do diagrama de blocos dado na figura 4.5 expressamos o sinal de controle do veículo da seguinte maneira

$$\boxed{u_v = K_p e_v + K_p T_d \frac{de_v}{dt} + K_v^{-1} \dot{p}_{wv}^d} . \quad (4.34)$$

Para verificar a estabilidade do sistema; se substituimos as equações (4.30), (4.33) em (4.34), e derivando e_v com respeito ao tempo, pode-se obter a equação de erro de seguimento, dada pela equação diferencial

$$\dot{e}_v + K_v K_p (I + K_v K_p T_d)^{-1} e_v = 0 ; \quad (4.35)$$

esta equação apresenta uma convergência exponencial a zero quando $t \rightarrow \infty$. Além disto, se usamos a equação (4.28) no sistema do veículo, segundo a figura 4.5, a posição de saída para o eixo X_w , pode ser expresso pela seguinte equação

$$P_x(s) = P_x^d(s) + \frac{K_{vx}}{(1 + K_{vx} K_{px} T_{dx}) s + K_{vx} K_{px}} D(s) . \quad (4.36)$$

A mesma análise é feita para os eixos Y e Z do veículo.

4.3.2 Controle do Manipulador

Os controladores para manipuladores robóticos podem ser classificados em duas categorias : controle no espaço de junta e o controle no espaço cartesiano. O esquema no espaço de junta está composto de malhas de controle locais para cada junta do manipulador; enquanto o esquema no espaço cartesiano, tem malhas de controle sobre variáveis definidas no espaço cartesiano. A seguir descrevemos cada uma destas.

Controle no Espaço de Junta

O esquema de controle no espaço de junta usa um conjunto de controladores individuais operando em cada junta do manipulador. Esse controle de ângulo, ve-

locidade ou torque para cada junta² opera independentemente das outras, como se fosse um controlador SISO. Este esquema trabalha bem quando o manipulador movimenta-se lentamente, onde o acoplamento entre juntas vizinhas é mínimo. Mas, quando a velocidade é alta, essa interação pode ser significativa e passa a atuar como perturbação sobre os controladores conduzindo à degradação da performance do sistema em conjunto.

Dado que as tarefas realizadas por um manipulador são geralmente especificadas no espaço cartesiano, do sistema de coordenadas da base; uma transformação é requerida para converter os movimentos no espaço cartesiano num movimento no espaço de junta. Esta transformação referida como *cinemática inversa do manipulador*, e é uma função não-linear dos ângulos das juntas. Na figura 4.6 é ilustrada este método, onde a posição cartesiana desejada p_c^d , é transformada em ângulos de junta desejados θ^d os quais serão controlados independentemente por controladores no espaço de junta. Esta estrutura pode ser também ser aplicada no controle de velocidade, neste caso a transformação requerido é o *Jacobiano inverso*.

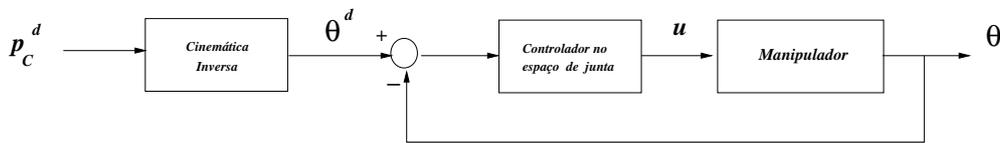


FIGURA 4.6: Controle no espaço de junta do manipulador

A solução da cinemática inversa é complexa por mais simples que seja o manipulador, além de que tem múltiplas soluções ou infinitas dependendo da configuração do manipulador, sendo esta uma limitação, vide seção (3.1.3).

Controle no Espaço Cartesiano

Num controle no espaço cartesiano, cada variável cartesiana de posição ou velocidade são controladas diretamente. Este método pode ser implementado seguindo dois esquemas : o primeiro, é transformar o erro no espaço cartesiano em erro de espaço de junta usando o jacobiano inverso e implementar o controlador neste espaço para cada junta, mas esta têm limitações devido à degradação de sua eficiência

²para juntas de revolução, como também pode ser aplicado para juntas prismáticas.

quando a interação entre juntas é significativo; e segundo, é controlar o manipulador diretamente no espaço cartesiano, cujo esquema têm a vantagem de compensar a interação entre juntas melhorando a resposta quando o manipulador movimenta-se rapidamente. Estes esquemas são ilustrados na figura 4.7.

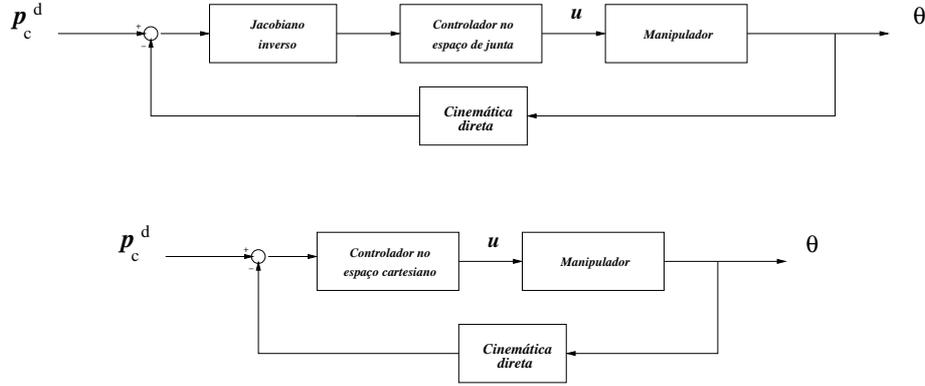


FIGURA 4.7: Controle no espaço cartesiano do manipulador

Ambos métodos usam a *cinemática direta* na realimentação para determinar a posição do efetuador a partir das medidas dos ângulos das juntas do manipulador. Esta transformação sendo altamente não linear apresenta menos problemas no cálculo que suas funções inversas associadas.

Os controladores no espaço cartesiano são preferidos aos controladores no espaço de junta quando a tarefa de manipulação é complexa, além do que os critérios de projeção, eficiência e desempenho são naturalmente especificados no sistema de coordenadas cartesianas. Portanto, neste trabalho o controle do manipulador será implementado no espaço cartesiano.

Considerando esta proposta, e empregando um controle cinemático dado na seção (4.2.1) para o movimento do manipulador, definimos a seguinte variável

$$u_m = \dot{q} ;$$

que é o vetor da velocidade angular das juntas do manipulador. Agora utilizando a equação (3.11) do jacobiano de posição, pode-se expressar a velocidade linear do efetuador como

$$\dot{p}_{be} = J_p u_m \quad \Rightarrow \quad u_m = J_p^{-1} \dot{p}_{be} , \quad (4.37)$$

onde o sinal de controle u_m do manipulador é função das variáveis das juntas ($J(q)$) e \dot{p}_{be} a velocidade do efetuador tomada com respeito ao sistema da base do manipulador. Assi, considerando um controlador PI dado na equação (4.18) e utilizando o compensador anticipativo explicado anteriormente, podemos apresentar o seguinte diagrama de blocos

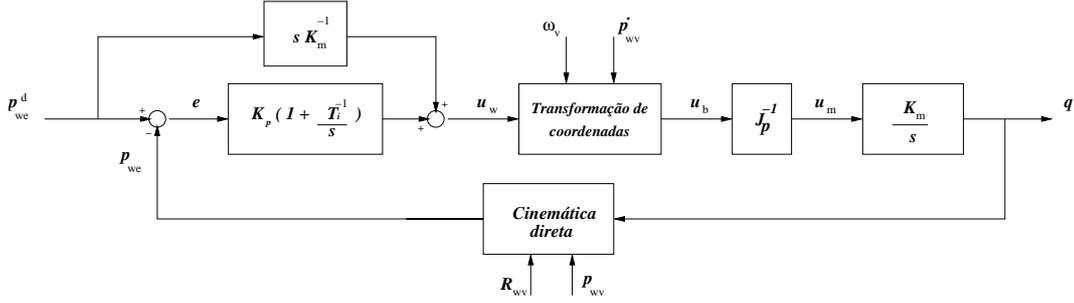


FIGURA 4.8: Diagrama de blocos do controle do manipulador

onde $K_m \in \mathfrak{R}^{3 \times 3}$ é a matriz diagonal de ganho dos motores das juntas, u_b é o comando de velocidade linear do efetuador no sistema da base, e u_w é o comando de velocidade do efetuador no sistema inercial. Notar que o vetor p_{we} , representa a posição do efetuador em relação ao sistema inercial; e p_{we}^d , representa a posição da trajetória desejada do efetuador no mesmo sistema de referência.

Deste diagrama, observe-se que a posição do efetuador p_{we} , é calculada usando a cinemática direta do sistema manipulador móvel dada em (3.44) que é função p_{wv} e R_{wv} real do veículo.

Do mesmo modo, para calcular a velocidade do efetuador devido ao movimento do veículo \dot{p}_{ff} , dado na equação (3.48), precisamos realimentar a velocidade linear e angular (\dot{p}_{wv} e ω_{wv}) do veículo. Aproveitando-se deste fato e da equação (3.49), podemos expressar \dot{p}_{be} como

$$\dot{p}_{be} = R_{wb}^T (\dot{p}_{we} - \dot{p}_{ff}), \quad (4.38)$$

Sendo o objetivo de controle o rastreamento de trajetória ($p_{we} \rightarrow p_{we}^d$), definimos a variável e_m como o erro do manipulador, logo

$$e_m = p_{we}^d - p_{we}. \quad (4.39)$$

Portanto, usando as equações (4.37), (4.38), (4.39) e considerando que

$$\begin{aligned} u_w &= K_p e_m + K_p T_i^{-1} \int^t e_m dt + K_m^{-1} \dot{p}_{we}^d \\ \dot{p}_{we} &= K_m u_w \end{aligned} \quad (4.40)$$

observadas da figura 4.8, podemos deduzir a equação para o sinal de controle u_m de junta do manipulador como

$$\boxed{u_m = J_p^{-1} R_{wb}^T [\dot{p}_{we}^d + K_m K_p (e_m + T_i^{-1} \int^t e_m dt) - \dot{p}_{ff}]}, \quad (4.41)$$

Com a finalidade de verificar a estabilidade do sistema em malha fechada, se derivarmos as equações (4.39),(4.40) obtemos as seguintes expressões

$$\begin{aligned} \ddot{p}_{we}^d &= \ddot{e}_m + \ddot{p}_{we}, \\ \ddot{p}_{we} &= K_m \dot{u}_w, \\ \dot{u}_w &= K_p \dot{e}_m + K_p T_i^{-1} e_m + K_m^{-1} \ddot{p}_{we}^d; \end{aligned}$$

podemos deduzir a equação de seguimento de erro deste sistema, dada por

$$\ddot{e}_m + K_m K_p \dot{e}_m + K_m K_p T_i^{-1} e_m = 0. \quad (4.42)$$

Escolhendo o eixo X^3 do sistema de coordenadas inerciais para fazer um análise escalar, e se expressamos a equação (4.42) para a coordenada X a sua forma de aquação de estado, teríamos que

$$X_1 = e_{mx}, \quad X_2 = \dot{X}_1$$

disto, obtemos a seguinte expressão

$$\begin{cases} \dot{X}_1 = X_2 \\ \dot{X}_2 = -\frac{K_{mx} K_{px}}{T_{ix}} X_1 - K_{mx} K_{px} X_2 \end{cases}, \quad (4.43)$$

³ pode ser escolhido Y ou Z indistintamente.

expressando este sistema em sua forma $\dot{x} = A_x x$, temos que a matriz A_x está definida por

$$A_x = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -K_{mx} K_{px} / T_{ix} & -K_{mx} K_{px} \end{bmatrix}, \quad (4.44)$$

cujos autovalores são

$$\lambda_{1,2} = \frac{-K_{mx} K_{px} \pm K_{mx} \sqrt{K_{px}^2 - 4 K_{px} / T_{ix}}}{2}.$$

Sendo todos os parâmetros do controlador positivos e fazendo com que $K_{px}^2 - 4 K_{px} / T_{ix} \gg 0$, a matriz A_x é negativamente definida e portanto o erro e_{vx} converge a zero quando $t \rightarrow \infty$. Do mesmo modo ser feito para e_{my} e e_{mz} , demonstrando assim ser o sistema assintoticamente estável.

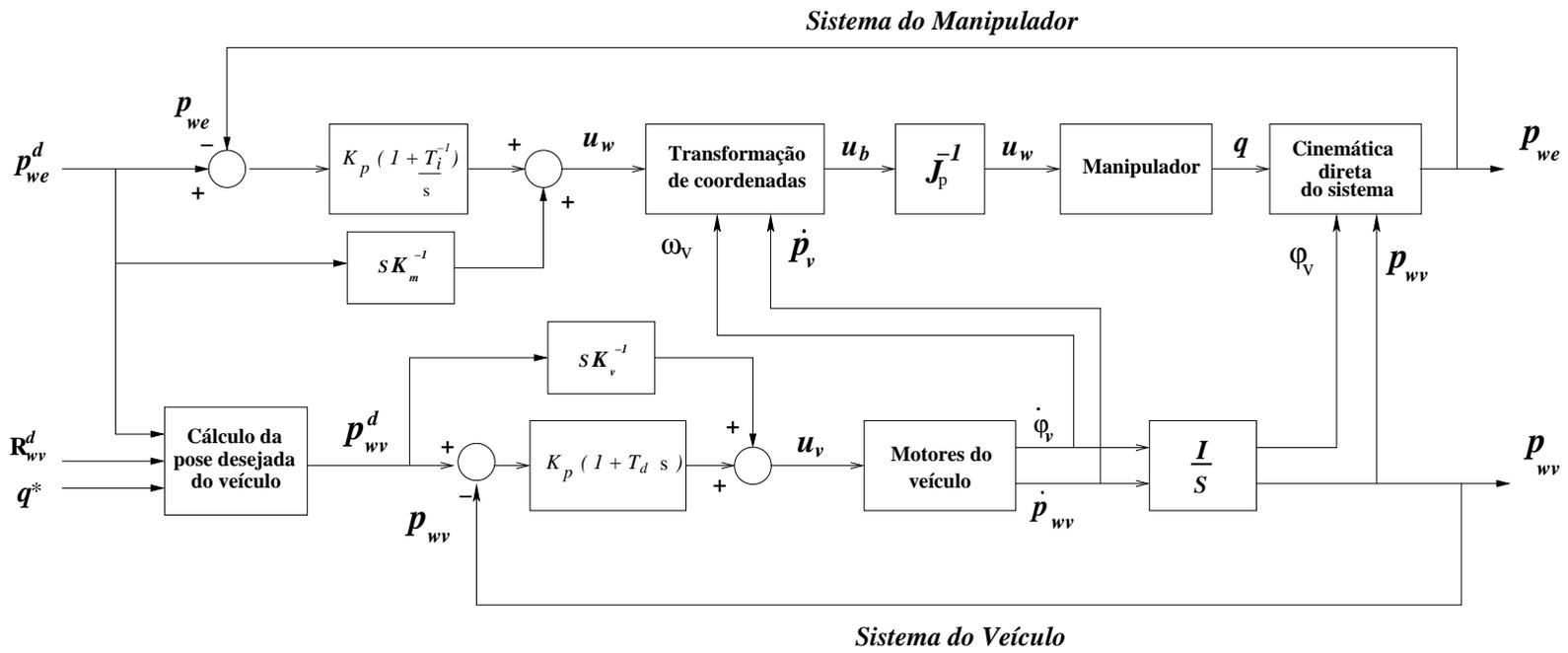
Agora se aplicamos isto na equação (4.28), a posição X de saída do efetuador pode ser expressa por

$$P_x(s) = P_x^d(s) + \frac{K_{mx} s}{s^2 + K_{px} s + K_{px} / T_{ix}} D(s). \quad (4.45)$$

Desta equação, se consideramos que $D(s) = 0$, pode-se concluir que o sistema de controle proposto possui uma resposta de saída igual e instantânea ao sinal de entrada desejada; mas na prática, isto é impossível de se conseguir, já que o modelo usado para o sistema é ideal, além que tem-se no sistema efeitos não modelados (por exemplo: atrito). Na realidade o sistema controlado tenta no tempo seguir o sinal desejado cujo erro resultante o controlador PI procura eliminar.

Na figura 4.9 apresentamos o diagrama de blocos do controle coordenado do manipulador móvel, onde pode-se observar claramente os sinais que são compartilhados entre ambos subsistemas. Este esquema a diferença do modelo apresentado no trabalho de (Burga 1999), apresenta um compensador antecipativo, tanto para o veículo como para o manipulador, tal que melhore o desempenho do controlador para executar a tarefa de rastreamento de trajetória.

FIGURA 4.9: Diagrama de blocos do sistema coordenado



comportamento que é encontrado em sistemas ROV's e as tarefas a ser executadas neste trabalho.

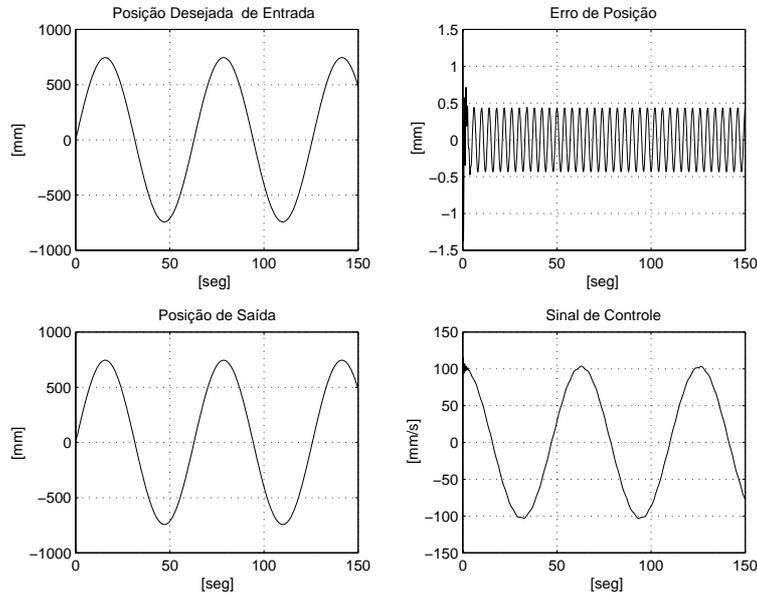


FIGURA 4.11: Resultados da simulação do controlador compensado.

Na figura 4.11 apresenta-se os resultados da simulação para este sistema. Pode-se observar que para um sinal de entrada senoidal de referência com amplitude de 744 unidades, e um sinal de perturbação com amplitude 20 unidades a uma frequência de $0.25Hz$, o sinal de erro tem uma convergência a zero, e sua perturbação é atenuada em menos de 1.5%. Os valores de magnitude e frequência foram escolhidos segundo as especificações dadas nas seções (1.2.1), (6.2) e as dimensões do manipulador Zebra-Nomad que será usado nos testes experimentais deste trabalho. Com este resultado se verifica que o controlador compensado proposto nesta seção apresenta uma boa resposta para o problema de seguimento de trajetória com perturbação.

Ademais, das experiências realizadas no diagrama de blocos do sistema implementado 4.10, foi possível testar uma variante do sistema com controlador compensado tal que permita emular o comportamento do modelo da planta como um integrador puro. Esta consiste em acrescentar um ganho à entrada do modelo do motor (Ganho1).

Sumando a isto, dos testes realizados para diferentes ganhos no controlador *PI*

com a finalidade de melhorar a resposta do sistema, um problema é observado no sinal de controle, o valor quase instantâneo em tempo zero que o *driver* tem que aplicar aos motores ao início do movimento, que em muitos casos é um valor alto e isto pode provocar danos aos dispositivos mecânico e/ou elétricos do sistema.

Com a finalidade de solucionar este problema, na figura 4.10 implementou-se um filtro de primeira ordem na saída do controlador, tal que o sistema tenha uma resposta mais suave.

Considerando estas mudanças implementou-se no digrama de blocos da figura 4.10 um filtro com uma constante de tempo igual a $\tau = 2\text{seg}$, inserindo o Ganho1 para eliminar o Ganho2 do motor fazendo que Ganho3 tome um valor unitário devido ao total do motor.

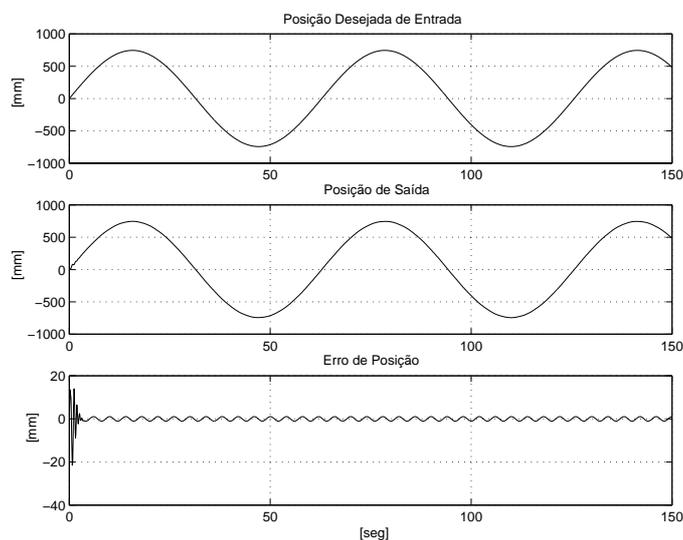


FIGURA 4.12: Posição de entrada, saída e erro do sistema com perturbação e filtro.

A figura 4.12 mostra os resultados da simulação do sistema; como pode-se ver o controlador conserva as propriedades como seguidor de trajetória.

Na figura 4.13 apresenta-se os dados da sinal de controle para o sistema antes do filtro (AF) e depois do filtro (DF); destes dois gráficos pode-se observar que inserir o filtro reduz significativamente sua amplitude no início da tarefa o qual permite um movimento suave do sistema, sem prejudicar o desempenho do controlador projetado para este sistema. Além, disso comparando com os resultados obtidos na figura 4.11, o sinal de controle deste modelo é menor ao proposto inicialmente o que confirma que a variante planteada atinge seu objetivo.

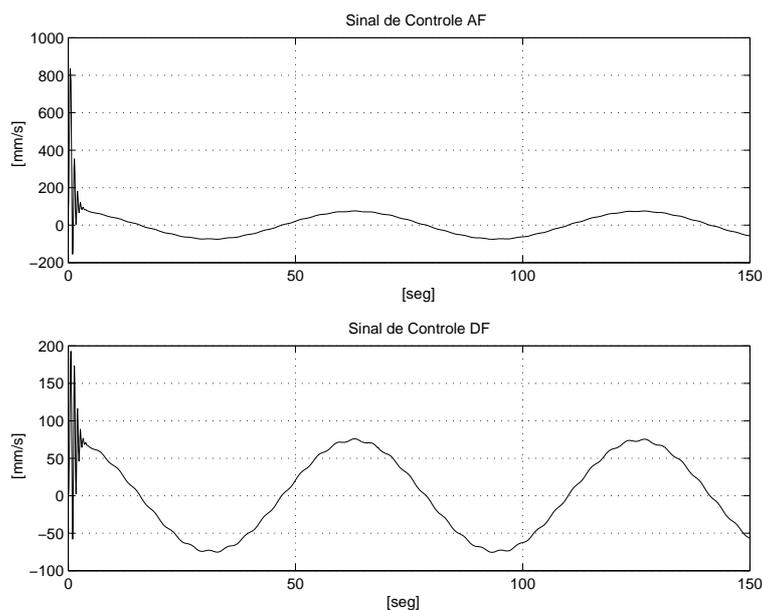


FIGURA 4.13: Sinal de controle antes e depois do filtro do sistema com perturbação.

Os resultados e observações obtidas nas simulações realizadas nesta seção, serão de grande importância para implementar experimentalmente o controle de um manipulador móvel.

4.5 Conclusões

Neste capítulo, foi apresentada a estratégia de controle para o sistema coordenado de um manipulador móvel, assim como as equações que dominam este movimento. Também analisou-se a convergência da equação de seguimento de erro, desmostrou-se sua estabilidade assintótica.

As definições e equações propostas neste capítulo foram dadas para o caso geral de um manipulador móvel, assim que esta estratégia pode ser utilizada para qualquer tipo de configuração de um manipulador com n graus de liberdade e para uma plataforma móvel holonômica com m graus de liberdade.

Das expressões obtidas (4.44), pode-se concluir que o controlador realimentado com compensador antecipativo é um seguidor de trajetória a qual foi testada com simulações obtendo bons resultados.

Capítulo 5

Controle coordenado do sistema robótico Zebra-Nomad

No capítulo anterior foi analisado o caso geral do projeto de controle coordenado para um sistema robótico manipulador móvel. Neste capítulo enfocaremos o estudo para o caso de um manipulador móvel terrestre Zebra-Nomad, que será utilizado nos testes experimentais deste trabalho. Este sistema é composto por um manipulador Zebra-Zero (IMI Inc.) e uma plataforma móvel Nomad XR-4000 (Nomadic Inc.) tal como se apresenta na figura 5.1.



FIGURA 5.1: Sistema robótico móvel Zebra-Nomad.

O projeto de controle proposto no capítulo anterior, será agora ajustado as configurações cinemáticas e macânicas do Zebra-Nomad. Para isto, é imprescindível identificar um modelo adequado tanto para o Nomad como para o Zebra, assim como os parâmetros das mesmas, para depois utilizar esses valores no modelo do sistema coordenado.

Assim, a tarefa de rastreamento de trajetória será executado pelo movimento coordenado entre o Nomad e o Zebra, seguindo a estratégia proposta no capítulo anterior. A orientação do efetuador, será projetado normal à superfície onde está alocado a trajetória que desejamos percorrer; isto devido a ter multiplas aplicações reais no nível industrial.

5.1 Sistemas de Coordenadas do Zebra-Nomad

Antes de iniciar o desenvolvimento das equações deste sistema, é preciso conhecer o sistema de coordenadas reais do manipulador Zebra-Zero e da plataforma móvel Nomad XR-4000 inerentes a suas especificações técnicas, ou a sua instalação física de uma com respeito a outra para, assim, fixar um sistema de referência inercial único para ambos.

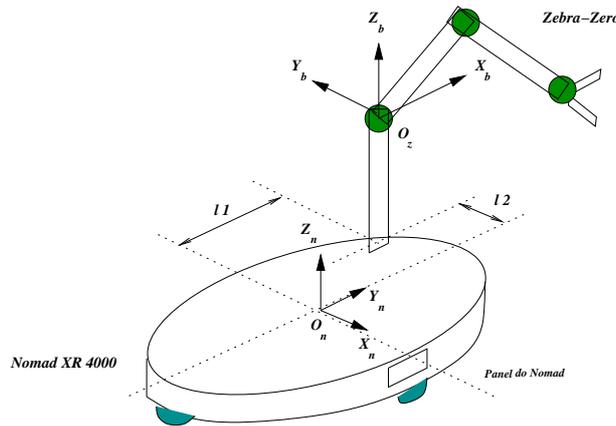


FIGURA 5.2: Sistema de coordenadas reais do Zebra-Nomad

Na figura 5.2, apresentam-se estes dois sistemas de coordenadas do sistema Zebra-Nomad. O primeiro, definido como $X_n Y_n Z_n$ para o sistema de coordenadas do Nomad, com origem no ponto O_n e alocado no centro do veículo; e o segundo, definido como $X_b Y_b Z_b$ para o sistema de coordenadas da base do Zebra-Zero, com

origem no ponto O_z e alocado a uma distância l_1 (151.8 mm) do eixo y , e l_2 (-7.6 mm) do eixo x com respeito ao sistema do Nomad.

Como pode-se observar na figura 5.2, no caso do Nomad o sentido positivo do eixo X_n está orientado na direção ao painel do Nomad, o eixo positivo Y_n está a 90° graus em relação a X_n , no sentido antihorário, e o eixo Z_n segue a regra da mão direita e ortogonal ao plano da base. Esta orientação dos eixos pertence ao sistema de coordenadas relativas do controlador interno do Nomad, deste modo é possível controlar o sentido e direção de movimento do Nomad.

Para o caso do sistema de coordenadas do Zebra, o eixo positivo X_b tem a mesma orientação do eixo positivo Y_n do Nomad, o eixo Y_b o sentido oposto do eixo positivo X_n e sua origem está alocada no eixo da junta 2. Esta configuração da orientação dos eixos do Zebra se deve à montagem deste manipulador sobre a plataforma móvel, e à referência do controle interno do Zebra para configurar o movimento do efetuador relativo a sua base; assim, a orientação do plano do braço do Zebra na posição de início (*start*) está na mesma direção que o eixo X_z , como é mostrado na figura 5.2.

Dado este esquema, sendo o objetivo fixar um sistema que permita realizar com eficiência os cálculos das equações do sistema coordenado, propõe-se o seguinte :

1. Definimos o sistema de coordenadas do veículo $X_v Y_v Z_v$ com a mesma direção e sentido do sistema da base $X_b Y_b Z_b$ do Zebra-Zero, e com seu origem fixada no centro da base superior do veículo. Com esta escolha, consegue-se manter a localização e orientação original do sistema da base do manipulador, tal como é ilustrado na figura 5.3, evitando assim fazer transformações desnecessárias dos dados do Zebra a outro sistema de coordenadas, que são mais complexos que os encontrados no Nomad.
2. O sistema do efetuador, definido por $X_e Y_e Z_e$, tem sua origem alocada na ponta do efetuador do manipulador; sua orientação e sentido será determinada seguindo a convenção de Denavit-Hartenberg, tal como se ilustra na 5.3. Nesta pode-se observar que o eixo Z_e do efetuador determina a direção da ferramenta que entra em contato com o exterior.
3. Para o sistema de coordenadas inerciais $X_w Y_w Z_w$ esta será fixado na posição

de início do movimento do sistema Zebra-Nomad, com a mesma orientação do que o sistema da base $X_b Y_b Z_b$. Sua origem estará alocada no centro da base inferior do veículo, tal como se apresenta na figura 5.3.

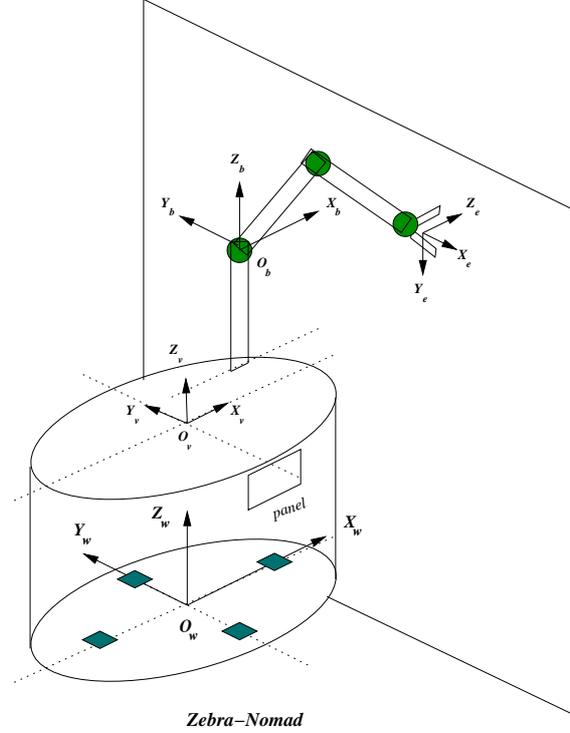


FIGURA 5.3: Sistema de coordenadas definidas para o Zebra-Nomad

Notar que tendo o sistema do veículo tal como foi proposto anteriormente, os dados para o Nomad, lidos ou calculados, no sistema $X_n Y_n Z_n$ terão que ser transformados para o sistema $X_v Y_v Z_v$. Esta transformação consiste de uma rotação elementar de $-\pi/2$ em torno do eixo Z_v ; portanto, a matriz de rotação do sistema real do Nomad, em relação ao sistema do veículo R_{vn} , é dada por

$$R_{vn} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (5.1)$$

Portanto, para calcular as relações da posição e da velocidade entre o sistema do veículo e do Nomad, utilizamos as equações (2.12)-(2.13) com a matriz R_{vn} em (5.1), para obter

$$p_v = R_{vn} \cdot p_n \longrightarrow p_n = R_{vn}^T \cdot p_v$$

$$\dot{p}_v = R_{vn} \cdot \dot{p}_n \longrightarrow \dot{p}_n = R_{vn}^T \cdot \dot{p}_v$$

A seguir, apresentaremos as equações que dominam o controle para o manipulador móvel Zebra-Nomad, definidas nos sistemas de coordenadas descritos nesta seção. As especificações técnicas tanto do Zebra, como do Nomad serão detalhadas no apêndice A deste trabalho.

5.2 A plataforma móvel Nomad XR-4000

O Nomad XR-4000, ilustrado na figura 5.4, é um avançado sistema móvel terrestre holonômico com 3 graus de liberdade : dois de translação x , y e um de rotação ϕ , cujo movimento rígido é contido num plano paralelo ao solo.



FIGURA 5.4: A plataforma móvel, Nomad XR-4000.

O movimento holonômico de suas rodas é obtido utilizando um controlador interno XR C8 (Nomadic Technologies 1999), que emprega uma técnica de controle distribuído e um desenho mecânico modular robusto que oferece ao Nomad um comportamento de um completo sistema de 3 graus de liberdade.

5.2.1 Arquitetura do Nomad

O Nomad XR-4000 é um complexo sistema móvel composto por *drivers* de controle de movimento, sistema de rede e comunicação, sistema de potência, sensores de posição e software que fazem do Nomad um sistema robótico móvel de alta tecnologia. A seguir descrevem-se as características mais importantes deste sistema, o que permitirá conhecer melhor o modo de operação e sua importância dentro do sistema manipulador móvel.

O Nomad possui internamente dois computadores Pentium Pro 200, chamados *upper* e *lower*, que executando um sistema operacional Linux. Estes computadores, cumprem tarefas específicas dentro do sistema, vide figura 5.5.

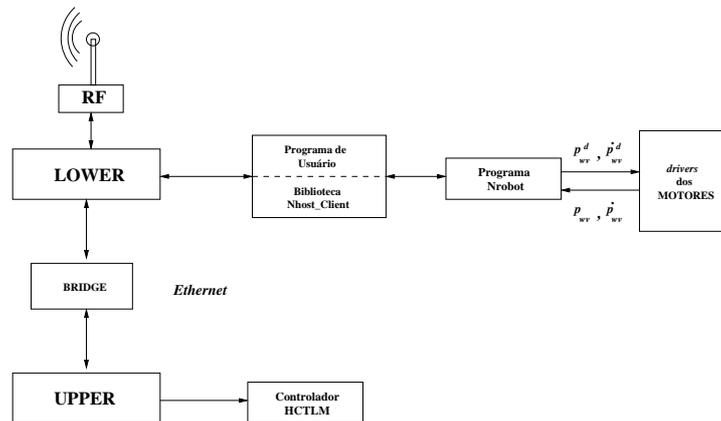


FIGURA 5.5: Arquitetura do Nomad XR-4000.

A *lower*, é responsável pelo controle em geral do Nomad (leitura dos sensores, movimento, comunicação, etc). O controle de seus subsistemas é realizado por meio de uma combinação de controladores escravos sob memória-mapeada que residem no *bus*, e por controladores escravos remotos que usam uma rede I/O *XR SynapseNet* distribuída. A *XR SynapseNet* é uma rede de trabalho de controladores distribuídos comunicados, usando a rede *ARCNETTM* em tempo real *token-passing*.

A *upper*, por outro lado é utilizada para aplicações adicionais, tal como é o controle do Zebra-Zero. É neste computador que foram inseridos os *drivers* de controle do manipulador, assim como das placas para o controle por visão (Frame Grabber). Este computador e a *lower*, trabalham internamente em rede usando

o protocolo TCP/IP, emulando um protocolo *Ethernet* através de uma ponte de memória compartilhada *full duplex*, o que permite um controle coordenado em tempo real do sistema Zebra-Nomad.

Além, o Nomad possui também três sistemas de sensores : tátil, ultra-som e infravermelho. O sensor tátil provê uma cobertura de 100% da superfície vertical do veículo e permite saber a posição e a força de contato do veículo com o exterior. O sensor de ultra-som usa um sistema de 48 sonares alocados em posições e ângulos precisos que permitem uma completa cobertura do contorno do veículo com uma precisão que varia entre 15 e 650 cm de distância, e finalmente o sensor infravermelho que é um sistema formado por 48 dispositivos que permitem ao veículo determinar a proximidade de obstáculos a curta distância; para maiores detalhes ver (Nomadic Technologies 1999).

Toda esta arquitetura em *hardware* é operada e executada, utilizando um programa chamado *Nrobot* , desenvolvido pela *Nomadic Technologies*, que é carregada na *lower* cada vez que o sistema é inicializado. O *Nrobot* serve como uma interface de comando entre os controladores do Nomad de movimento e o programa de usuário.

Uma biblioteca de funções para comunicação, *Nhost_client*, permite ao usuário comandar o Nomad de qualquer computador conectado à rede, usando um procedimento de chamado remoto (RPC); para isto é preciso compilar esta biblioteca conjuntamente com o programa usuário. Os comandos do programa executável são enviados ao Nomad através de uma antena conectada à rede, via transmissão por radio-freqüência (RF), para depois ser executados pelo *Nrobot* sobre o *hardware*, vide figura 5.5. Este medio de comunicação via antena RF de transmissão e recepção, dá ao Nomad versatilidade para operar livremente no espaço.

5.2.2 Identificação dos parâmetros do Nomad

Da seção (4.2.1), para um controle cinemático, o Nomad pode ser modelado segundo à equação dada em (4.11) ou (4.12); com a finalidade de identificar que modelo se ajusta ao comportamento do veículo, assim como calcular os parâmetros da mesma para cada um de seus eixos X , Y e R , implementou-se testes experimentais.

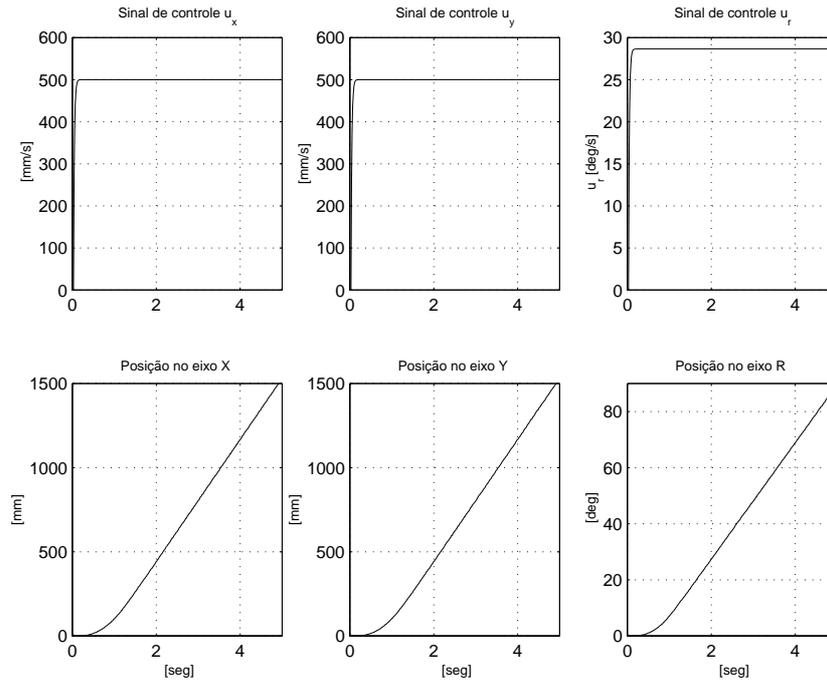


FIGURA 5.6: Resposta ao degrau dos motores do Nomad

Na figura 5.6 apresenta-se a resposta dos motores devido a um sinal constante igual a 500 mm/s para os eixos X , Y e 500 mrad/s ($\approx 28.5 \text{ deg/s}$) para rumo R , na entrada dos *drivers* do controlador de velocidade do Nomad, onde o sinal de saída desta experiência é a posição do veículo no tempo. Estes valores de velocidade de entrada foi especificada levando em consideração os valores máximos de velocidade em cada um dos eixos, vide tabela (A.3).

Segundo os resultados apresentados na figura 5.6 os valores dos parâmetros dos motores do Nomad são

Eixo	k_n	τ_n
x	0.741	1.029
y	0.741	1.029
r	0.733	0.920

TABELA 5.1: Parâmetros dos motores do Nomad XR 4000

Com isto, pode-se verificar que o modelo para cada um dos motores do Nomad deve seguir a equação (4.12) para o controle cinemático, dado que os valores para τ não são desprezíveis. Considerando esta observação e aplicando esse modelo na equação

(4.27) do compensador antecipativo, obtemos que a nova função $F(s)$, para cada eixo do Nomad, será determinada da seguinte forma

$$G(s) = \frac{k}{s(\tau s + 1)} \longrightarrow F(s) = \frac{\tau s^2}{k} + \frac{s}{k}. \quad (5.2)$$

Notar neste caso, que sendo a entrada do bloco $F(s)$ do compensador antecipativo a posição desejada, então a saída será proporcional à velocidade e aceleração desejada respectivamente.

5.2.3 Cinemática direta do Nomad

Seguindo a proposta de controle para o veículo apresentada na secção (4.3.1), a posição e a velocidade desejada do veículo é calculada mediante

$$\begin{aligned} p_{wv}^d &= p_{we}^d - R_{wv}^d p_{ve}^* , \\ \dot{p}_{wv}^d &= \dot{p}_{we}^d - \omega_v^d \times (R_{wv}^d p_{ve}^*) . \end{aligned}$$

Para estas expressões, definimos agora R_{wv}^d e ω_v^d . Sabendo que o Nomad está sujeito a um movimento no plano paralelo à base do veículo, temos que

$$R_{wv}^d = \begin{bmatrix} c\Phi & -s\Phi & 0 \\ s\Phi & c\Phi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \omega_v^d = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\Phi} \end{bmatrix} \quad (5.3)$$

onde Φ e $\dot{\Phi}$ são o rumo e a velocidade angular desejada do veículo no eixo Z_w , respectivamente. Estes valores serão determinadas levando em consideração a orientação da trajetória que se deseja percorrer.

Do mesmo modo que os valores desejados, é necessário também definir os valores reais da posição, orientação, velocidade linear e velocidade angular medidos pelo Nomad, os quais serão enviados ao Zebra-Zero para realizar o controle coordenado. Neste sentido, a posição real do veículo p_{wv} , será determinada pela posição do ponto O_n , centro da base superior do Nomad e origem do sistema $X_v Y_v Z_v$, vide

figura 5.7, assim como segue

$$p_{wv} = \begin{bmatrix} x_{wv} \\ y_{wv} \\ h_N \end{bmatrix}, \quad (5.4)$$

onde h_N é a altura constante da base superior do veículo e pode ser conferida na tabela (A.3) dos dados técnicos do Nomad. A orientação e velocidade angular real do Nomad estão determinadas por

$$R_{wv} = \begin{bmatrix} c\phi & -s\phi & 0 \\ s\phi & c\phi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \omega_v = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\phi} \end{bmatrix} \quad (5.5)$$

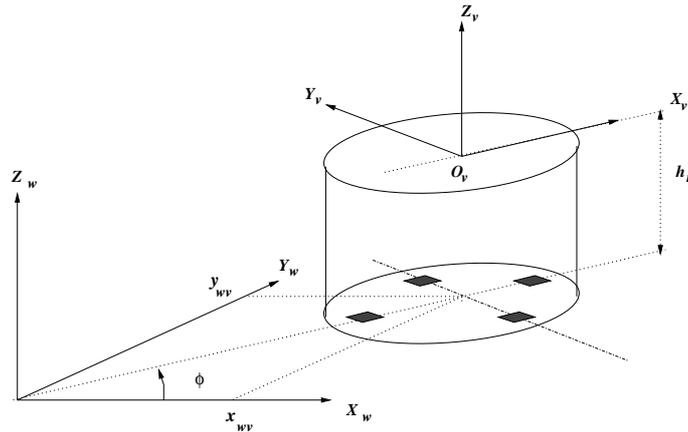


FIGURA 5.7: Sistema de coordenadas do Nomad XR-4000

Das equações (5.4) e (5.5) pode-se expressar a matriz de transformação do Nomad com respeito ao sistema inercial como

$$T_{wv} = \left[\begin{array}{ccc|c} c\phi & -s\phi & 0 & x_{wv} \\ s\phi & c\phi & 0 & y_{wv} \\ 0 & 0 & 1 & h_N \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{array} \right] = \begin{bmatrix} R_{wv} & p_{wv} \\ 0_{3 \times 1} & 1 \end{bmatrix}. \quad (5.6)$$

5.2.4 Controle da posição do Nomad

Segundo os resultados mostrados na seção (5.2.2), o novo modelo do compensador antecipativo $F(s)$ para o Nomad, nos leva a analisar a nova lei de controle para o veículo, considerando como referência o método explicado no capítulo 4.

Dado os valores apresentados na tabela (5.1) para o Nomad, definimos a seguir as seguintes matrizes

$$K_v = \begin{bmatrix} 0.74 & 0 & 0 \\ 0 & 0.74 & 0 \\ 0 & 0 & 0.73 \end{bmatrix} \quad \mathcal{T}_v = \begin{bmatrix} 1.03 & 0 & 0 \\ 0 & 1.03 & 0 \\ 0 & 0 & 0.92 \end{bmatrix}, \quad (5.7)$$

onde K_v é a matriz de ganho dos motores, e \mathcal{T}_v a matriz de tempo da mesma. Dado que a equação (5.2) foi expressa para uma só variável, e aproveitando as matrizes definidas anteriormente, a equação da função $F(s)$ do compensador antecipativo do veículo será expressa como

$$F(s) = K_v \mathcal{T}_v^{-1} s^2 + K_v s. \quad (5.8)$$

Dado este compensador e utilizando o controlador PD proposto no capítulo 4, ilustra-se a seguir o diagrama de blocos para o controle do Nomad em malha fechada

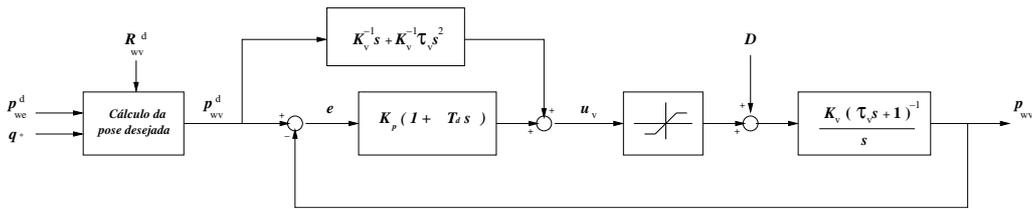


FIGURA 5.8: Diagrama de blocos do controle da posição do Nomad

Neste diagrama, além dos blocos já explicados observamos também uma função de saturação para o sinal de controle u_v dos *drivers* do controlador de velocidade dos motores do Nomad, cujos valores máximos podem ser conferidos na tabela (A.3). Esta limitação natural em sistemas reais deve ser considerada pois essa não-linearidade afeta o desempenho do controlador projetado. Este problema será abordado no capítulo 6.

Considerando estas mudanças no sistema e usando como referência a equação (4.34), pode-se expressar a lei de controle para o Nomad como

$$u_v = K_p e_v + K_p T_d \frac{de_v}{dt} + K_v^{-1} \dot{p}_{wv}^d + K_v^{-1} \mathcal{T}_v \ddot{p}_{wv}^d \quad (5.9)$$

Dado o erro e_v do veículo tal como foi expresso na equação (4.33) e utilizando o mesmo critério de análise empregado para achar a equação (4.35), o erro de seguimento para o Nomad é dado por

$$\ddot{e}_v + (I + K_v K_p T_d) \mathcal{T}_v^{-1} \dot{e}_v + K_v K_p \mathcal{T}_v^{-1} e_v = 0, \quad (5.10)$$

sendo os valores dos ganhos todos positivos então os pólos do sistema estarão alocados no semi-plano complexo negativo, e portanto o sistema estável.

5.3 O manipulador Zebra-Zero

O manipulador Zebra-Zero, apresentado na figura 5.9 é um braço robótico antropomórfico de 6 graus de liberdade, composto por 6 elos e 6 juntas de revolução. Dentro desta geometria antropomórfica, pode-se identificar dois subsistemas que serão definidos claramente devido a sua importância dentro do controle proposto neste trabalho.

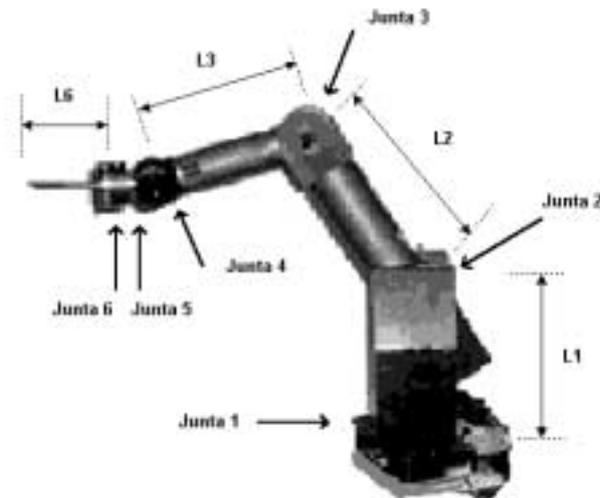


FIGURA 5.9: O manipulador Zebra-Zero

O primeiro subsistema está constituído pelas 3 primeiras juntas do manipulador, que denominaremos *braço do manipulador* em virtude a sua similaridade com o braço humano, onde o eixo da primeira junta é ortogonal aos eixos das outras duas juntas paralelas.

O segundo subsistema, está constituído pelas 3 últimas juntas deste sistema que denominaremos *punho do manipulador*. No caso especial do Zebra-Zero, este possui um punho do tipo esférico, estrutura cujos 3 eixos de suas juntas se interseccionam num mesmo ponto, vide figura 5.9, onde o comprimento para os elos 4 e 5 é zero. No elo 6 desta estrutura é montado a ferramenta do manipulador que denominaremos *efetuador*.

5.3.1 Arquitetura do Zebra-Zero

O sistema Zebra-Zero, basicamente está composto pelo braço manipulador e o efetuador (p.e. a garra), um *driver* de potência para os motores das juntas, a placa de controle interno HCTL1 do manipulador, e o *software* de controle do sistema. O funcionamento deste sistema em geral é como segue.

O movimento gerado para cada um das juntas do braço e o punho é obtido através de uma combinação de motores DC, acoplamentos e engrenagens, as quais recebem um sinal de potência dos *drivers* alocadas na placa de controle HCTL1 do Zebra-Zero. Esta placa, encarregada do controle em malha fechada de cada motor, possui também um circuito integrado HCTL-1100 capaz de realizar o controle em quatro modos diferentes : posição, proporcional de velocidade, integral de velocidade e com perfil trapezoidal.

Seguindo a proposta de controle cinemático para os motores exposta no capítulo anterior, escolhemos o modo de controle proporcional de velocidade. Neste de modo, assim como nos outros modos de controle do HCTL1, é usado um filtro digital programável $D(z)$ com a finalidade de permitir a estabilidade do sistema em malha fechada. Este filtro tem a seguinte equação

$$D(z) = \frac{K(z - A/256)}{4(z + B/256)}, \quad (5.11)$$

onde os coeficientes K , A , e B tem valores por padrões $K = 64$, $A = 229$ e $B = 64$; para mais detalhes dos outros modos consultar em (Hewlett Packard 1994).

A escolha adequada do ganho K deve ser tomada em consideração devido à velocidade máxima nas juntas do braço serem inferiores comparada com a capacidade proporcionada pelo controlador HCTL-1100 (Integrated Motions 1994).

O *software* do Zebra-Zero está composto por um conjunto de bibliotecas agrupadas em quatro arquivos principais : *robot.h*, *robot.c*, *klasser.h* e *klasser.c*, feitas em linguagem C , as quais permitem enviar comandos à placa de controle HCTL1 dos motores do manipulador. Assim, para que o Zebra execute uma tarefa específica, um programa de usuário é implementado em linguagem C , que fazendo uso dos arquivos acima descritos, permite um movimento determinado para o Zebra-Zero.

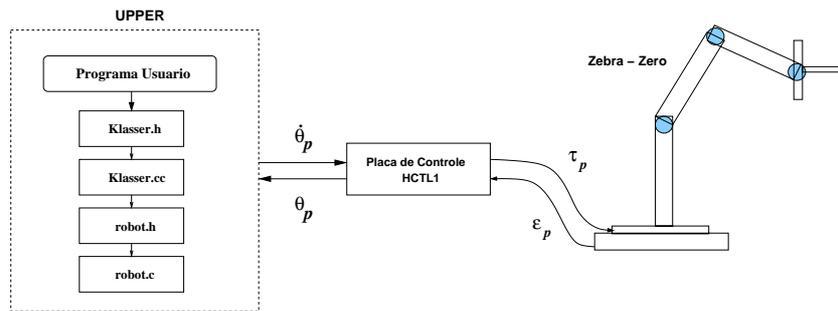


FIGURA 5.10: Arquitetura do Zebra-Zero

No presente trabalho, este programa de servo-controle, executado no computador *upper* do Nomad, é encarregado de gerar comandos de velocidade para as juntas do manipulador $\dot{\theta}_P$, assim como monitorar a posição do efetuador θ_P , valores que são utilizadas no controle para rastreamento de trajetória. Na figura 5.10 é ilustrado a arquitetura geral deste processo.

5.3.2 Configuração cinemática

O manipulador Zebra-Zero é composto por 6 elos conectados por um número igual de juntas as quais serão referidos como L1-L6 e J1-J6 respectivamente, tal como é ilustrado na figura 5.9. Nesta, pode-se observar que o manipulador possui uma base plana que foi fixada à base superior do Nomad.

A configuração cinemática deste sistema pode ser explicada usando a figura 5.11. A junta J1, localizada na base do manipulador, permite a rotação do elo L1 em torno do seu próprio eixo, que é ortogonal à base. O elo L2 é conectado ao elo L1 através da junta J2 cujo eixo de rotação é ortogonal aos eixos de ambos elos. A junta J3 serve de conexão entre os elos L2 e L3, seu eixo de rotação é paralelo ao eixo da junta J2.

Com esta estrutura até aqui descrita, definiremos o *plano do braço*, como aquele formado pelos elos L1, L2 e L3 que compõem o braço do manipulador. Esta definição será de muita utilidade como referência para determinar a orientação do punho.

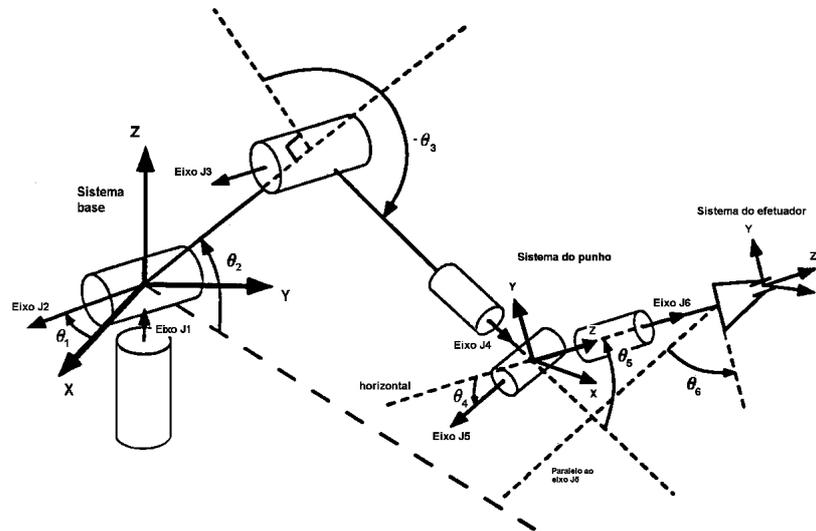


FIGURA 5.11: Configuração cinemática do Zebra-Zero

O eixo da junta J4, contido no plano do braço, é ortogonal e intersepta o eixo da junta J3; o eixo da junta J5 é ortogonal e intersepta o eixo da junta J4, e o eixo da junta J6 intersepta e é ortogonal ao eixo da junta J5. Estes últimos três eixos se interseptam em um mesmo ponto chamado *centro do punho*.

A magnitude e sentido considerados para os ângulos de todas as juntas do manipulador são como os indicados na figura 5.11. Os valores em que operam tais juntas são mostrados na tabela (A.2).

Quando o manipulador Zebra-Zero é posto em operação, ele sempre é inicializado a partir de uma posição e orientação conhecida chamada *nest*. É deste modo que a placa de controle pode sempre *setar* valores pré-determinados para cada um dos

ângulos das juntas do braço quando inicia seu movimento. A partir dessa condição inicial, pode-se determinar o ângulo entre seus elos, devido aos *encoders* serem do tipo incremental e fixados em cada um de seus motores sensando assim a variação executada pelas juntas.

5.3.3 Identificação dos parâmetros do Zebra-Zero

No caso do Zebra, ele possui 6 graus de liberdade correspondente às 6 juntas do manipulador; destas só as 3 primeiras utilizarão um controle de posição cinemático tal como será explicado na seção (5.3.6).

Do mesmo modo que no caso do Nomad, o controle proposto para o Zebra emprega um compensador antecipativo que precisa do conhecimento do modelo e dos parâmetros de cada junta a ser controlada. Na figura 5.12 apresenta-se a resposta a uma entrada constante de velocidade para cada um das 3 primeiras juntas.

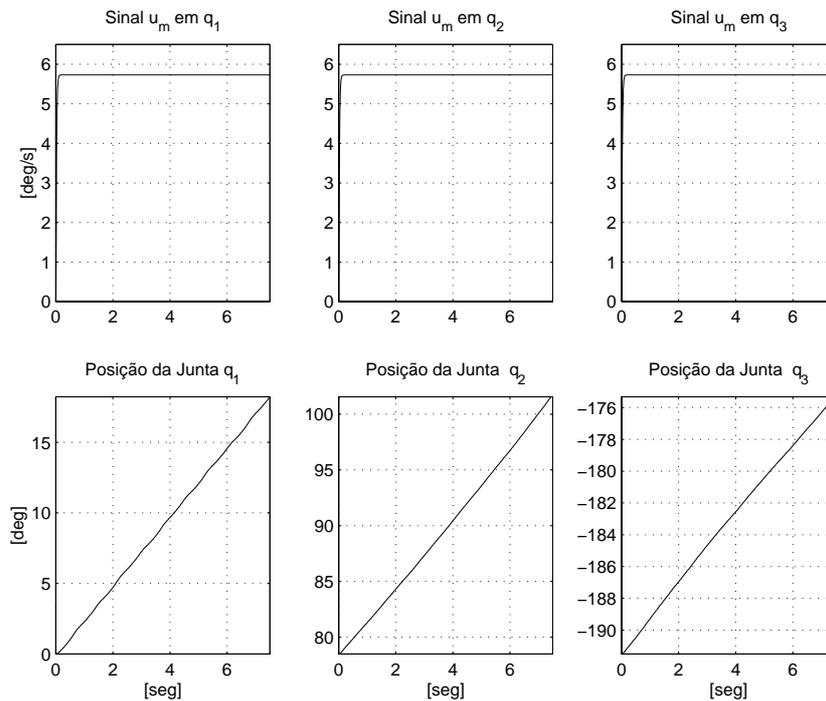


FIGURA 5.12: Resposta dos motores das três primeiras juntas do Zebra

Os valores deste sinal de entrada foram considerados tendo em conta os valores máximos de velocidade em cada uma das juntas, vide tabela (A.1). Segundo os resultados experimentais apresentados na figura 5.12, verifica-se o modelo da equação (4.10) corresponde ao comportamento dos atuadores de movimento do Zebra-Zero.

As constantes de ganho deste modelo, para cada uma das juntas, são obtidas a partir da posição de saída apresentadas nessa figura, cujos valores são como segue

Junta	k_m
1	0.4227
2	0.5273
3	0.3610

TABELA 5.2: Parâmetros dos motores das juntas do Zebra Zero

O valor da constante de tempo τ é desprezível devido à rápida dinâmica do manipulador, e isso se pode conferir na figura da resposta dos motores do manipulador Zebra-Zero.

5.3.4 Cinemática direta do Zebra-Zero

O cálculo da cinemática direta do Zebra-Zero será desenvolvido a partir do sistemas de coordenadas definidos seguindo a *Convenção de Denavit-Hartenberg* explicada na seção (3.1.1.1). Na tabela 5.3 apresentam-se os parâmetros obtidos para este manipulador.

Junta	$\alpha(rad)$	$a_i(mm)$	$\theta_i(rad)$	$d_i(mm)$
1	$\pi/2$	0	θ_1	0
2	0	L_2	θ_2	0
3	$-\pi/2$	0	θ_3	0
4	$\pi/2$	0	θ_4	L_3
5	$-\pi/2$	0	θ_5	0
6	0	L_6	θ_6	0

TABELA 5.3: Parâmetros Denavit-Hartenberg do Zebra-Zero

Desta, pode-se observar que seus parâmetros só dependem de L_2 , L_3 e L_6 comprimentos dos elos 2, 3 e 6 respectivamente, assim como dos ângulos $\theta_1 - \theta_6$, isto é devido ao fato de que o sistema da base $X_b Y_b Z_b$ está alocada na junta J2. As dimensões dos elos e os valores que podem tomar os ângulos de cada junta pode ser conferidos na tabela (A.1).

Portanto, definidos seus parâmetros e sua configuração agora é possível descrever os três principais sistemas de coordenadas do Zebra-Zero que são ilustradas na figura 5.11, como segue

1. O sistema da base, que tem como eixo Z o eixo da junta 1, que é ortogonal ao plano da base do braço; sua origem alocada na interseção dos eixos das juntas 1 e 2 e seu eixo X apontando para frente, tal que quando $\theta_1 = 0$ o mesmo pertença ao plano do braço.
2. O sistema do punho, cujo eixo Z_p está embutido no elo L6 assim como a ponta do efetuador. Sua origem está alocada na interseção dos eixos das 3 últimas juntas.
3. O sistema do efetuador, cuja orientação é a mesma que a do sistema do punho, e sua origem deslocada uma distância L6 que é o ponto de contato do efetuador com o exterior.

Dado que foi apresentado um novo sistema de coordenadas no Zebra-Zero, é preciso definir o subíndice p como referência ao sistema do punho, nomenclatura que será utilizada de aqui para diante neste trabalho.

Com estas considerações e fazendo uso do método explicado na seção 3.1.1, é possível desenvolver as equações da cinemática direta do efetuador com referência ao sistema da base do manipulador Zebra-Zero e expressar a matriz de transformação homogênea T_{be} . Portanto, fazendo uso da equação (3.4) temos que

$$T_{be} = T_{bp} T_{pe} = \begin{bmatrix} R_{be} & p_{be} \\ 0_{3 \times 1} & 1 \end{bmatrix}, \quad (5.12)$$

onde T_{be} foi descomposto em dois termos tal que se possa considerar o sistema do punho como intermediário entre o efetuador e a base.

O primeiro passo, é calcular a cinemática do sistema do punho com referência ao sistema da base T_{bp} , determinada por

$$T_{bp} = \begin{bmatrix} R_{bp} & p_{bp} \\ 0_{3 \times 1} & 1 \end{bmatrix}, \quad (5.13)$$

assim, sendo conhecida a geometria e a configuração do manipulador Zebra-Zero, a matriz R_{bp} e o vetor p_{bp} posição do punho, com referência ao sistema da base, podem ser calculados por

$$R_{bp} = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} \end{bmatrix}, \quad p_{bp} = \begin{bmatrix} c_1(L_2c_2 - L_3s_{23}) \\ s_1(L_2c_2 - L_3s_{23}) \\ L_2s_2 + L_3c_{23} \end{bmatrix}, \quad (5.14)$$

tal que :

$$\begin{aligned} r_{11} &= c_1c_{23}(c_4c_5c_6 - s_4s_6) - c_1s_{23}s_5c_6 - s_1(s_4c_5c_6 + c_4s_6) \\ r_{12} &= -c_1c_{23}(c_4c_5s_6 + s_4c_6) + c_1s_{23}s_5s_6 + s_1(s_4c_5s_6 - c_4c_6) \\ r_{13} &= -c_1c_{23}c_4s_5 - c_1s_{23}c_5 + s_1s_4s_5 \\ r_{21} &= s_1c_{23}(c_4c_5c_6 - s_4s_6) - s_1s_{23}s_5c_6 + c_1(s_4c_5c_6 + c_4s_6) \\ r_{22} &= -s_1c_{23}(c_4c_5s_6 + s_4c_6) + s_1s_{23}s_5s_6 - c_1(s_4c_5s_6 - c_4c_6) \\ r_{23} &= -s_1c_{23}c_4s_5 - s_1s_{23}c_5 - c_1s_4s_5 \\ r_{31} &= s_{23}(c_4c_5c_6 - s_4s_6) + c_{23}s_5c_6 \\ r_{32} &= -s_{23}(c_4c_5s_6 + s_4c_6) - c_{23}s_5s_6 \\ r_{33} &= -s_{23}c_4s_5 + c_{23}c_5. \end{aligned}$$

Notar que estes valores são funções dos parâmetros de Denavit-Hartenberg apresentados na tabela (5.3). Do mesmo modo, para calcular T_{pe} expresso como

$$T_{pe} = \begin{bmatrix} R_{pe} & p_{pe} \\ 0_{3 \times 1} & 1 \end{bmatrix}, \quad (5.15)$$

precisa-se achar R_{pe} e p_{pe} ; para isto, segundo o exposto anteriormente, o sistema de coordenadas do efetuador possui a mesma orientação que o sistema do punho e sua origem de coordenadas transladada de uma distância igual a L_6 no sentido do eixo Z_p , relações que podem ser expresso como

$$R_{pe} = I_{3 \times 3}, \quad p_{pe} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ L_6 \end{bmatrix}, \quad (5.16)$$

onde $I_{3 \times 3}$ é a matriz identidade. Portanto, com estas duas expressões e utilizando a equação (5.12) obtemos que

$$T_{be} = \left[\begin{array}{ccc|c} r_{11} & r_{12} & r_{13} & c_1(L_2c_2 - L_3s_{23}) + r_{13}L_6 \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} & s_1(L_2c_2 - L_3s_{23}) + r_{23}L_6 \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} & L_2s_2 + L_3c_{23} + r_{33}L_6 \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{array} \right]. \quad (5.17)$$

Desta última equação pode-se concluir que a posição do efetuador com respeito à base pode ser representada como

$$p_{be} = p_{bp} + r_3L_6, \quad (5.18)$$

onde o vetor r_3 é dado por

$$r_3 = \begin{bmatrix} r_{13} \\ r_{23} \\ r_{33} \end{bmatrix}, \quad (5.19)$$

que representa a contribuição do elo L6 na posição final da ponta do efetuador, e as expressões r_{13} , r_{23} e r_{33} foram calculados na equação (5.14) que estão em função dos ângulos das 6 juntas.

Agora, posto que a posição e orientação do efetuador em coordenadas inerciais são expressos por T_{we} , então fazemos o seguinte

$$T_{we} = T_{wv} T_{vb} T_{be} = \begin{bmatrix} R_{we} & p_{we} \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}, \quad (5.20)$$

onde T_{wv} e T_{be} foram calculadas nas equações (5.6) e (5.17), respectivamente. A matriz constante T_{vb} , pode ser expressa como

$$T_{vb} = \left[\begin{array}{c|c} & \begin{matrix} x_{vb} \\ y_{vb} \\ h_Z \end{matrix} \\ \hline 0_{1 \times 3} & 1 \end{array} \right], \quad (5.21)$$

onde $x_{vb} = 151.8$ mm, $y_{vb} = 7.6$ mm e $z_{vb} = h_Z = 319.4$ mm, são as coordenadas da origem do sistema da base como resultado da montagem do manipulador sobre o veículo. Por outro lado, a matriz de transformação homogênea do sistema da base do Zebra-Zero, com referência ao sistema inercial, T_{wb} , pode ser calculada como

$$T_{wb} = T_{wv}T_{vb} = \left[\begin{array}{ccc|c} c\phi & -s\phi & 0 & x_{wv} + c\phi x_{vb} - s\phi y_{vb} \\ s\phi & c\phi & 0 & y_{wv} + s\phi x_{vb} + c\phi y_{vb} \\ 0 & 0 & 1 & h_N + h_Z \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{array} \right]. \quad (5.22)$$

Portanto, substituindo esta última equação, assim como a exposta em (5.17) na equação (5.20), obtemos a principal relação para a cinemática direta do manipulador móvel, a saber

$$p_{we} = \left[\begin{array}{c} c\phi(c_1L + r_{13}L_6) - s\phi(s_1L + r_{23}L_6) + x_{wv} + c\phi x_{vb} - s\phi y_{vb} \\ s\phi(c_1L + r_{13}L_6) + c\phi(s_1L + r_{23}L_6) + y_{wv} + s\phi x_{vb} + c\phi y_{vb} \\ h_N + h_Z + L_2s_2 + L_3c_{23} + r_{33}L_6 \end{array} \right], \quad (5.23)$$

onde definimos $L = L_2c_2 - L_3s_{23}$. Esta equação proposta em (Burga 1999) foi verificada e testada com simulações (vide 6.4) para o caso de trajetórias não lineares, onde o problema de orientação não foi abordado no trabalho acima mencionado.

5.3.5 Jacobiano

O jacobiano do Zebra-Zero será calculado usando o método analítico explicado na seção (3.1.4). Dado que este manipulador tem todas suas juntas de revolução, a definição dada na equação (3.7) para o vetor de junta pode ser expressa como

$$\theta = \left[\theta_1 \quad \theta_2 \quad \theta_3 \quad \theta_4 \quad \theta_5 \quad \theta_6 \right]^T = q. \quad (5.24)$$

onde $\theta \in \mathfrak{R}^6$. Com este dado e com a equação (3.22), se derivarmos a equação (5.18) com respeito ao tempo obtemos

$$\frac{\partial(p_{be})}{\partial\theta} \dot{\theta} = \frac{\partial(p_{bp})}{\partial\theta} \dot{\theta} + \frac{\partial(r_3)}{\partial\theta} \dot{\theta} L_6. \quad (5.25)$$

Agora, se utilizamos a definição do jacobiano analítico para a posição no punho, dada na equação (3.25), a última equação obtida pode ser expressa como segue

$$J_{be}\dot{\theta} = J_{bp}\dot{\theta}_p + J_{r_3}\dot{\theta} L_6, \quad (5.26)$$

onde $J_{be}, J_{r_3} \in \mathfrak{R}^{3 \times 6}$ são jacobianos do efetuador e do vetor r_3^1 respectivamente. Observar que o jacobiano $J_{bp} \in \mathfrak{R}^{3 \times 3}$ é devido a fato que segundo a equação (5.14), o vetor do punho p_{bp} é independente dos ângulos θ_4, θ_5 e θ_6 sendo portanto possível calculá-lo como

$$J_{bp} = \frac{\partial p_{bp}}{\partial \theta_p} = \begin{bmatrix} -s_1(L_2c_2 - L_3s_{23}) & -c_1(L_2s_2 + L_3c_{23}) & -L_3c_1c_{23} \\ c_1(L_2c_2 - L_3s_{23}) & -s_1(L_2s_2 + L_3c_{23}) & -L_3s_1c_{23} \\ 0 & L_2c_2 - L_3s_{23} & -L_3s_{23} \end{bmatrix} \quad (5.27)$$

onde θ_p é definido como o *vetor de junta do punho* igual a

$$\theta_p = \begin{bmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \\ \theta_3 \end{bmatrix}. \quad (5.28)$$

É preciso mencionar que o jacobiano analítico (3×3) para a posição do punho é igual ao jacobiano geométrico apresentado na seção (3.1.4.1), já que o movimento para o braço está em um só plano, vide (3.1.4.2).

Agora o jacobiano J_{r_3} da equação (5.26) vai ser expresso como

$$J_{r_3} = \frac{\partial r_3}{\partial \theta} = \begin{bmatrix} J_{r_{31}} & J_{r_{32}}, \end{bmatrix} \quad (5.29)$$

onde as matrizes $J_{r_{31}}$ e $J_{r_{32}} \in \mathfrak{R}^{3 \times 3}$, são expressas literalmente em (A.3). Portanto, o jacobiano J_{be} da equação (5.26) é calculado como

$$J_{be} = \begin{bmatrix} J_{bp} + J_{r_{31}}L_6 & \left| J_{r_{32}}L_6 \right. \end{bmatrix}. \quad (5.30)$$

Segundo o projeto de controle adotado neste trabalho, a inversa do jacobiano da

¹jacobiano adicional devido à translação L_6

equação (5.27), é empregado para transformar a velocidade linear em velocidade angular de junta; mas esta pode apresentar um problema de singularidade que será abordada maximizando a medida da manipulabilidade apresentada na equação (3.35).

5.3.5.1 Manipulabilidade

A medida da manipulabilidade do Zebra-Zero será analisada considerando as três primeiras juntas do braço, por ser de maior interesse para o sistema (Yamamoto & Yun 1993). Portanto, tendo em consideração este critério e usando a equação (3.36), o valor da manipulabilidade pode ser calculada como

$$m = L_2 L_3 \left| (L_2 \sin \theta_x + L_3 \sin(\theta_x + \theta_y)) \sin \theta_y \right|, \quad (5.31)$$

onde $\theta_x = \pi/2 - \theta_2$ e $\theta_y = -\pi/2 - \theta_3$, isto segundo a configuração cinemática do Zebra-Zero dada em (5.3.2). Notar que a medida da manipulabilidade m não é função de θ_1 nem de L_1 e portanto é independente da primeira junta.

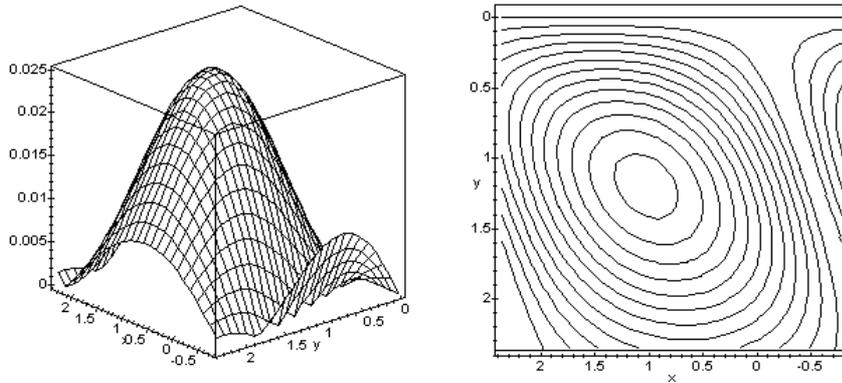


FIGURA 5.13: Valores da manipulabilidade do Zebra-Zero

Na figura 5.13 apresenta-se a solução numérica dos valores m para a faixa de valores atribuídos aos ângulos² θ_2 e θ_3 segundo os dados mostrados na tabela (A.2). Como se pode observar da figura 5.13 o valor máximo de m é 0.025, e isto é alcançado quando $\theta_x = \theta_y \approx 1rad$; portanto teremos que quando $\theta_2 \approx 30^\circ$ e $\theta_3 \approx -160^\circ$ con-

²medidas dos ângulos em radianos

seguiremos obter a posição preferida p_{be}^* para o manipulador Zebra-Zero, revisar equação (4.5). Com esta condição o jacobiano do manipulador ficará longe da singularidade importante quando é usado a inversa da mesma.

5.3.6 Decomposição do controle do Zebra-Zero

Dado que o objetivo deste trabalho é o rastrear uma trajetória sobre uma superfície conservando sua orientação normal à mesma, o controle do manipulador Zebra-Zero será decomposto em dois subcontroles complementares que atingem os objetivos já expostos.

O primeiro é um controlador de posição para as três primeiras juntas que formam o braço do manipulador, vetor de junta θ_p ; e o segundo, um controlador de orientação para as três últimas juntas do manipulador, vetor de junta θ_e . Assim, o vetor de junta do Zebra-Zero θ pode ser redefinido como

$$\theta = \begin{bmatrix} \theta_p \\ \theta_e \end{bmatrix}. \quad (5.32)$$

O diagrama de blocos para o controle do manipulador com as considerações dadas anteriormente, são apresentadas na figura (5.14).

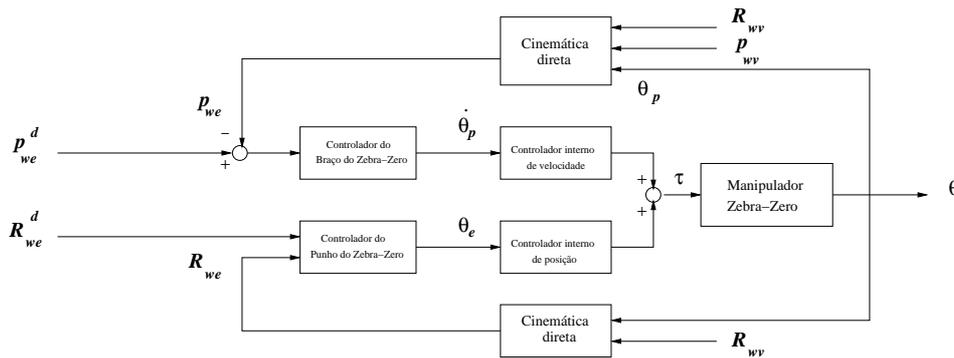


FIGURA 5.14: Subcontroles de posição e orientação do manipulador Zebra-Zero.

Segundo esta proposta, a origem do sistema coordenado do punho, servirá como referência para o controle da posição do sistema para depois ser transladado até a ponta do efetuador, que deve percorrer a trajetória desejada.

Levando em consideração esta estratégia, é preciso portanto, expressar as equações

do manipulador com referência ao sistema do punho e do efetuador, já que existindo apenas uma translação entre estes sistemas, para o caso cinemático existem variações nas equações devido ao elo $L6$ do efetuador. Em seguida, detalhamos cada um destes dois subcontroles.

5.3.6.1 Controle da posição do manipulador Zebra-Zero

Considerando os resultados das simulações apresentadas na seção (4.4), para o caso do Zebra-Zero, o compensador anticipativo será implementado utilizando a variante exposta nessa seção.

Assim, fazendo com que o modelo dos motores das juntas do manipulador tenham um comportamento do integrador puro, devido a que segundo os resultados obtidos na seção (5.3.3) eles possuem um ganho diferente em cada junta. deste modo, quando os ganhos dos controladores sejam projetados, estes serão os mesmos para todos os eixos. Portanto, segundo da tabela (5.2), a matriz de ganho dos motores do Zebra-Zero é dada por

$$K_m = \begin{bmatrix} 0.42 & 0 & 0 \\ 0 & 0.53 & 0 \\ 0 & 0 & 0.36 \end{bmatrix}. \quad (5.33)$$

A posição do efetuador no sistema da base p_{be} , como função da posição do punho com respeito ao sistema da base p_{bp} , é expressa como

$$p_{be} = p_{bp} + R_{bp} p_{pe}, \quad (5.34)$$

onde R_{bp} é a orientação do punho no sistema da base, e p_{pe} é a posição do efetuador em relação ao sistema do punho. Sendo proposto um controle cinemático para a posição do manipulador, é preciso obter as equações de velocidade do sistema. Para isto, deriva-se a equação anterior em relação ao tempo, para obter

$$\dot{p}_{pe} = \dot{p}_{bp} + \dot{R}_{bp} p_{pe}, \quad (5.35)$$

onde a expressão $\dot{p}_{pe} = 0$ devido ao fato que ambos pontos pertencem ao mesmo corpo rígido. A matriz R_{bp} pode ser calculada da seguinte relação

$$R_{we} = R_{wv}R_{vb}R_{bp}R_{pe} , \quad (5.36)$$

onde $R_{pe} = R_{vb} = I_{3 \times 3}$ pelo fato de o sistema do efetuador com referência ao punho, e o sistema da base com referência ao veículo corresponde apenas a uma translação de eixos. Portanto, segundo a equação (5.36) e as considerações anteriores, a matriz R_{bp} pode ser calculada como

$$R_{we} = R_{wv}R_{bp} \Rightarrow R_{bp} = R_{wv}^T R_{we} . \quad (5.37)$$

Derivando em relação ao tempo a última equação obtemos

$$\dot{R}_{bp} = \dot{R}_{wv}^T R_{we} + R_{wv}^T \dot{R}_{we} . \quad (5.38)$$

Desta equação, as derivadas das matrizes R_{we} e R_{wv}^T podem ser calculadas segundo (Sciavicco & Siciliano 1996) como

$$\dot{R}_{we} = \omega_e \times R_{we}$$

$$\dot{R}_{wv}^T = -R_{wv}^T \omega_v \times$$

onde ω_e representa a velocidade angular do efetuador com respeito ao sistema inercial, e ω_v representa a velocidade angular do veículo com respeito ao sistema inercial. Usando estes resultados na equação (5.38), obtemos a seguinte relação

$$\dot{p}_{be} = \dot{p}_{bp} + [R_{wv}^T (\omega_e \times R_{we}) - R_{wv}^T (\omega_v \times R_{we})] p_{pe} , \quad (5.39)$$

mas, segundo a equação (3.22), a velocidade do punho com respeito à base \dot{p}_{bp} pode ser expressa por

$$\dot{p}_{bp} = J_{bp} \dot{\theta}_p .$$

Se definirmos agora $u_m = \dot{\theta}_p$ como a sinal de controle de velocidade das juntas, e

substituindo este resultado na equação (5.39) e fatorando termos comuns, temos

$$\dot{p}_{be} = J_{bp} u_m + R_{wv}^T [(\omega_e - \omega_v) \times (R_{we} p_{pe})] . \quad (5.40)$$

Usando a estratégia exposta na sessão (4.3.2) para o controle do manipulador, definimos agora o sinal de saída do compensador direto u_w como

$$u_w = K_p \left[e(t) + \frac{1}{T_i} \int e(\tau) d\tau \right] + \dot{p}_{we}^d , \quad (5.41)$$

onde $e(t) = p_{we}^d(t) - p_{we}(t)$. Usando os resultados das equações (4.38) e (5.40) em (5.41), obtemos

$$u_m = J_{bp}^{-1} R_{wv}^T [u_w - \dot{p}_{ff} - \omega_e \times (R_{we} p_{pe})] \quad (5.42)$$

que é o sinal de controle para os motores das três primeiras juntas do manipulador e que foi implementado no programa para controlar o manipulador Zebra-Zero, onde o valor de \dot{p}_{ff} , da equação (4.38), agora representa a velocidade do punho devido ao movimento do veículo, dada por

$$\dot{p}_{ff} = \dot{p}_{wv} + \omega_v \times (R_{wv} p_{vp}) . \quad (5.43)$$

Na equação (5.42), o último termo expressa a contribuição do elo $L6$ na cinemática do efetuador.

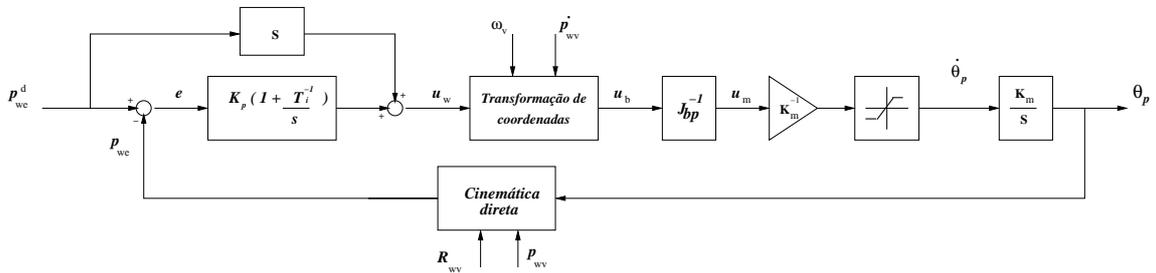


FIGURA 5.15: Controlador da posição do manipulador Zebra-Zero.

Na figura 5.15 apresenta-se o diagrama de blocos final que controla a posição do Zebra-Zero. Nesta pode-se apreciar o controlador PI; o compensador antecipativo que agora está expresso como um derivador puro devido à variante no compensador

visto na simulação feita no capítulo anterior; o jacobiano do punho com referência à base J_{bp} , assim como o bloco de saturação de velocidade para o sinal de controle, condição natural em atuadores reais, cujo efeito no controle será estudado na seção (6.1.1).

Agora o modelo do Zebra se comportará como um integrador puro já que o seu ganho foi compensado dentro do controlador usando um ganho inverso (K_m^{-1}). Nesta figura pode-se também observar os sinais de posição e velocidade do Nomad necessários para calcular a posição e velocidade do efetuador com referência ao sistema inercial.

5.3.6.2 Controle da orientação do manipulador Zebra-Zero

Como foi explicado anteriormente, a orientação do manipulador estará controlada pelas juntas 4, 5 e 6 do Zebra-Zero. Esta orientação também determina a orientação do sistema de coordenadas do punho e do efetuador; por isto, é preciso calcular a cinemática inversa do punho para conseguir atingir a orientação desejada R_{we}^d com respeito ao sistema inercial, levando em consideração que as três primeiras juntas do manipulador, que controlam a posição do efetuador, influenciam na orientação do punho.

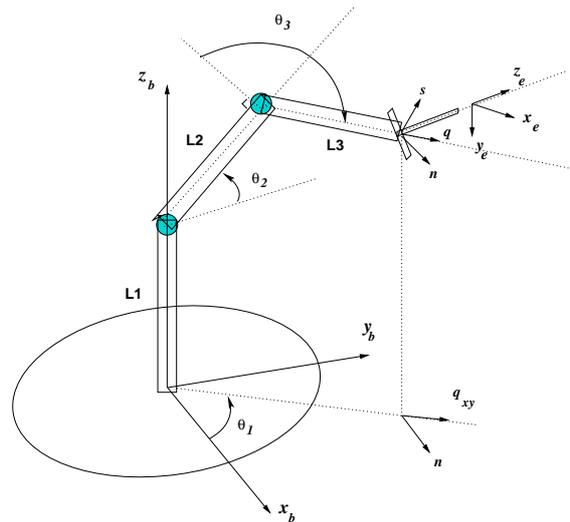


FIGURA 5.16: Orientação do braço e do punho do manipulador Zebra-Zero.

Seguindo isto, é preciso definir um novo sistema de coordenadas que siga a orientação de referência dada pelas três primeiras juntas que forma o braço. Na figura 5.16,

pode-se observar o sistema n, s, q que são os vetores unitários deste sistema. O vetor q está orientado na mesma direção e sentido do eixo do elo $L3$ que é a mesma que a do eixo da junta 4; o vetor n é normal ao plano formado pelos elos $L1, L2$ e $L3$ e o vetor s segue a regra da mão direita. Segundo esta geometria temos que

$$q = \begin{bmatrix} c_1 s_{23} \\ s_1 s_{23} \\ c_{23} \end{bmatrix}, \quad n = \begin{bmatrix} s_1 \\ -c_1 \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (5.44)$$

A orientação do punho portanto é calculada da seguinte maneira, sendo conhecido a orientação desejada do efetuador R_{we}^d e usando composição de matrizes, pode-se expressar a seguinte relação

$$R_{we}^d = R_{wv} R_{vb} R_{br} R_{rp} R_{pe},$$

onde $R_{vb} = R_{pe} = I_{3 \times 3}$ representa apenas a translação entre os sistemas de referência. Ademais, R_{rp} representa a matriz de rotação entre o sistema de referência dada pelos vetores n, s, q e o sistema do punho que é calculado por

$$R_{rp} = R_{br}^T R_{wv}^T R_{we}^d. \quad (5.45)$$

Mas, segundo a equação (5.44), a matriz R_{br} pode ser expressa como

$$R_{br} = \begin{bmatrix} n_x & s_x & q_x \\ n_y & s_y & q_y \\ n_z & s_z & q_z \end{bmatrix} = f(\theta_p). \quad (5.46)$$

Assim, utilizando a equação (5.5), dada na seção anterior para a matriz de rotação do veículo e com a matriz R_{we}^d , pode-se calcular a seguinte matriz auxiliar

$$R_{aux} = R_{wv}^T R_{we}^d = \begin{bmatrix} c\Phi s\phi - s\Phi c\phi & 0 & c\Phi c\phi + s\Phi s\phi \\ -s\Phi s\phi - c\Phi c\phi & 0 & -s\Phi c\phi + c\Phi s\phi \\ 0 & -1 & 0 \end{bmatrix}; \quad (5.47)$$

portanto, usando as equações (5.46) e (5.47) na equação (5.45) é possível expressar R_{rp} da seguinte maneira

$$R_{rp} = \begin{bmatrix} n^T R_{aux}[0] & n^T R_{aux}[1] & n^T R_{aux}[2] \\ s^T R_{aux}[0] & s^T R_{aux}[1] & s^T R_{aux}[2] \\ q^T R_{aux}[0] & q^T R_{aux}[1] & q^T R_{aux}[2] \end{bmatrix}, \quad (5.48)$$

onde $R_{aux}[0]$, $R_{aux}[1]$, $R_{aux}[2]$ são os vetores coluna da matriz R_{aux} . Com esta equação, agora é possível calcular os ângulos para as três últimas juntas utilizando as seguintes relações

$$\begin{aligned} \theta_4^d &= \text{Atan2}(s^T R_{aux}[2], n^T R_{aux}[2]) \\ \theta_5^d &= \text{Atan2}\left(\sqrt{(n^T R_{aux}[2])^2 + (s^T R_{aux}[2])^2}, q^T R_{aux}[2]\right) \\ \theta_6^d &= \text{Atan2}(q^T R_{aux}[1], -q^T R_{aux}[0]) \end{aligned} \quad (5.49)$$

para $\theta_5 \in [0, \pi]$, e

$$\begin{aligned} \theta_4^d &= \text{Atan2}(-s^T R_{aux}[2], -n^T R_{aux}[2]) \\ \theta_5^d &= \text{Atan2}\left(-\sqrt{(n^T R_{aux}[2])^2 + (s^T R_{aux}[2])^2}, q^T R_{aux}[2]\right) \\ \theta_6^d &= \text{Atan2}(-q^T R_{aux}[1], q^T R_{aux}[0]) \end{aligned} \quad (5.50)$$

para $\theta_5 \in [-\pi, 0]$, vide (Sciavicco & Siciliano 1996).

Conhecido estes valores, pode-se utilizar o controle de posição interno de posição do punho para *setar* estes ângulos para cada uma de suas juntas e assim atingir a orientação desejada dada por R_{we}^d . Para fins deste trabalho esta orientação será sempre normal a uma superfície cuja equação no espaço é conhecida.

O diagrama de blocos apresentado na figura 5.17 resume o processo seguido nesta seção.

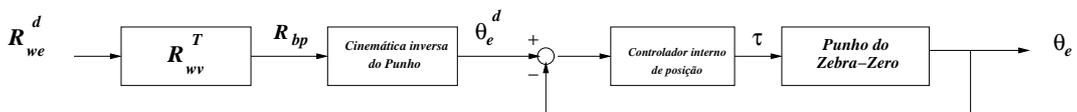


FIGURA 5.17: Controlador da orientação do punho do Zebra-Zero.

Segundo o que foi exposto, o controle da orientação do punho proposto é um controle em malha aberta, onde o sinal de entrada é a orientação desejada R_{we}^d e a saída é o vetor θ_e que contem os ângulos reais do punho. Na saída do bloco da cinemática inversa do punho tem-se o vetor θ_e^d que é calculado pelas equações (5.49), (5.50) as quais servem de entrada para controlador de posição do punho incluído na placa de controle HCTL1 do Zebra-Zero.

5.4 Arquitetura do Zebra-Nomad

O sistema manipulador móvel Zebra-Nomad, é um sistema autônomo capaz de realizar tarefas sem precisar de cabos de alimentação de energia ou de comunicação, devido a sua alta tecnologia desenvolvida. Na figura 5.18 apresenta-se todas as componentes que fazem parte do sistema

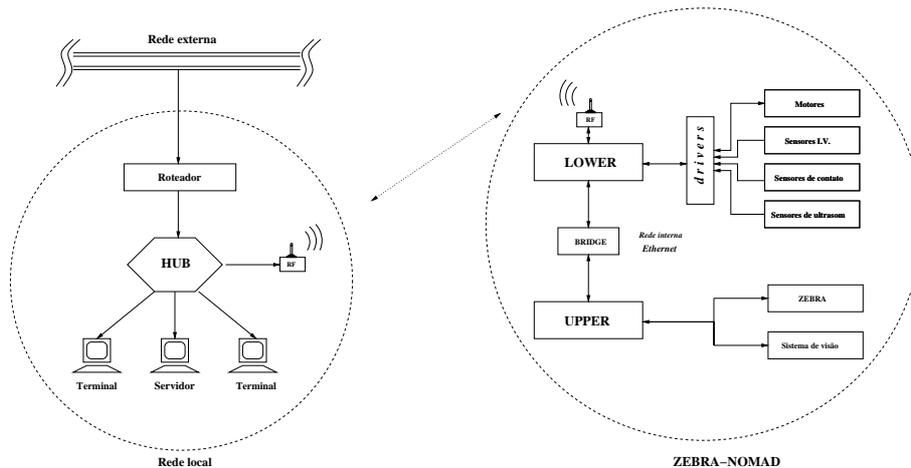


FIGURA 5.18: Arquitetura do Zebra-Nomad

O Zebra-Zero que inicialmente foi usado como um manipulador de base fixa, foi integrado ao veículo Nomad XR-4000, abrindo deste modo a possibilidade de múltiplas aplicações para o sistema como um todo, como é o caso de emular o movimento de um veículo de intervenção submarina ROV/Manipulado.

A integração destes dois sistemas foi realizado tanto em *software* como em *hardware*, já que eram sistemas independentes, além, que ambos operavam em diferentes sistemas operacionais obtidos nos trabalhos de (Burga 1999) e (Bakka 1999).

Logo do processo de integração, o Zebra-Zero, ficou sob o controle do computador *upper* do Nomad, onde instalou-se seu *driver* de controle , HCTLM, num de seus *slots* ISA disponíveis. O computador *lower* junto com o *upper* foram conectados e configurados para que trabalhem emulando uma rede local *Ethernet*, e que deste modo possam comunicar e trocar informação entre si (o Zebra-Zero e o Nomad) para realizar o cálculo da cinemática direta do sistema e da compensação cinemática necessários no controle coordenado da posição do manipulador móvel, proposto neste capítulo.

A comunicação deste sistema com uma rede local é através da antena *RF* do Nomad, deste modo é possível operar o Zebra-Nomad de qualquer computador conectado a esta rede via uma conexão remota, vide figura 5.18.

A rede local está ligada à rede externa via o roteador, que permite operar o Zebra-Nomad desde qualquer computador ligado a esta última rede, p.e. desde da *Internet*, tal como foi apresentado no trabalho (Calazans 2000).

Assim como o Zebra-Nomad apresenta uma versatilidade para ser operada remotamente, também este pode ser operado diretamente a partir da rede interna composta pela *lower* e a *upper*, para isto dispõe-se de portos de entrada e saída para cada um deles que permitem operá-los como qualquer computador convencional.

5.5 Conclusões

Neste capítulo foram desenvolvidas e explicadas todas as equações da cinemática e do controle para o sistema manipulador móvel Zebra-Nomad, considerando os modelos de cada sistema segundo os modelos que foram identificados nos testes experimentais implementados para estudar seu comportamento.

As equações expostas no capítulo anterior foram particularizadas seguindo sua configuração, arquitetura e montagem do Zebra-Nomad e serão de grande importância no seguinte capítulo onde implementaremos esta proposta de controle.

Capítulo 6

Implementação e resultados experimentais

Até o capítulo anterior, o estudo e desenvolvimento do controle do sistema robótico manipulador móvel Zebra-Nomad foi analisado e projetado para o tempo contínuo; mas na prática, todo este processo de controle proposto no capítulo 5, será implementado e executado digitalmente no computador, e portanto é preciso estudar o comportamento deste modelo projetado no tempo discreto.

Nesse sentido, é imprescindível explicar os métodos, critérios e ferramentas utilizados na implementação deste trabalho, que permitam justificar teoricamente cada um dos parâmetros usados no projeto de controle.

Também neste capítulo, serão apresentados os resultados experimentais para cada uma das tarefas programadas para o manipulador móvel Zebra-Nomad propostas no projeto RECOPE/Tecsub, a qual será sujeita a perturbações na base tal que possa emular o movimento de um veículo submarino (ROV).

6.1 Controle PID em tempo discreto

Um sistema de controle em tempo discreto tem como particularidade que uma ou mais das variáveis variam só em valores discretos de tempo. Estes instantes, os que denotaremos como kh ($k = 0, 1, \dots$) especificam os tempos de uma medição ou cálculo de uma variável dentro de um programa de aplicação.

No caso do sistema Zebra-Nomad, a posição e velocidade real do veículo assim como os ângulos das juntas serão medidos; os demais valores serão calculados pelo programa de acordo as equações propostas no capítulo 5 para o controle coordenado.

Dentro destas equações, a discretização e implementação da sinal de controle, do manipulador como do veículo, será estudado com detalhe devido a que a escolha dos parâmetros usados para calcular este valor dependerá o comportamento final do sistema (Ogata 1996).

Portanto, seja o controlador **PID** da equação (4.20); o termo do derivador puro não será implementado diretamente ja que isto amplificaria o ruído de medição de alta freqüência; para evitar isto implementamos a seguinte aproximação

$$sT_d \approx \frac{sT_d}{1 + sT_d/N};$$

esta expressão aproxima bem a derivada em baixa freqüência, mas limita o ganho a N em alta freqüência. N tipicamente pode ser escolhido na faixa de 3 a 20. Com este resultado, se agora discretizamos a equação (4.20) utilizando o método de aproximação de *Tustin* para o integrador e *backward difference* para o derivador temos a seguinte expressão

$$U(z) = K_p \left[1 + \frac{h(1+z^{-1})}{2T_i(1-z^{-1})} + \frac{NT_d(1+z^{-1})}{Nh+T_d(1-z^{-1})} \right] E(z) \quad (6.1)$$

onde h é denominado o tempo de amostragem das sinais do sistema, e K_p , T_i e T_d ganhos proporcional, integral e derivativa do controlador, vide (Antröm 1997). Se implementamos esta última equação no tempo obtemos a seguinte expressão

$$u(kh) = P(kh) + I(kh) + D(kh) \quad (6.2)$$

$$\begin{aligned} \text{onde :} \quad P(kh) &= K_p e(kh) \\ I(k(h+1)) &= I(kh) + \frac{K_p h}{2T_i} (e(kh) + e(kh+h)) \\ D(k(h+1)) &= \frac{T_d}{T_d + Nh} D(kh) + \frac{K_p T_d N}{T_d + Nh} (e(kh+h) - e(kh)) \end{aligned}$$

onde $e(kh)$ é o sinal de erro no tempo discreto. Nesta sinal de controle, existe três pontos revelantes que devemos levar em consideração em sua implementação : primeiro, que a variável de integração $I(hk)$ pode apresentar um efeito chamado *windup*; segundo, a escolha dos ganhos do controlador devem levar ao sistema a um comportamento estável; e terceiro, que a escolha de seu tempo de amostragem deve corresponder ao esforço de controle que vai executar sobre o sistema. Cada um destes pontos será analisado a seguir.

6.1.1 Integrador antireset windup

Um controlador com ação integral combinado a um atuador com saturação, como é o caso dos *drivers* de velocidade do Zebra-Nomad, pode dar alguns efeitos indesejáveis na saída do sistema.

Isto é, se o sinal de erro para o sistema em malha fechada é tão grande tal que o sinal do integrador sature o atuador, a malha de realimentação negativa *feedback* será quebrada pois o atuador irá-se manter saturado ainda quando o erro do sistema muda, e portanto , levaria ao sistema à instabilidade; mais ainda, o integrador poderia seguir crescendo a valores muito altos se o erro segue crescendo; este tipo de efeito é denominado *integrador windup* e é ilustrado na figura 6.1.

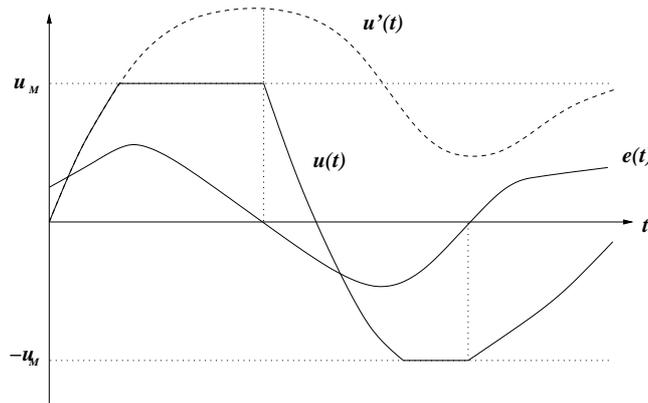


FIGURA 6.1: Resposta de um controlador com anti-reset windup

Na literatura do controle digital existem distintos caminhos para evitar o integrador windup nos sistemas, vide (Åström & Wittenmark 1990); o caminho que será implementado neste trabalho consiste em parar a atualização do valor da integral

quando o atuador fica saturado, deste modo quando o erro é finalmente reduzido o controlador agirá sem retardo em sua resposta. Este tipo de esquema, chamado também *antireset windup*, foi implementado via *software*, deste modo conseguiu-se limitar os sinais de controle devido aos *drivers* do manipulador móvel.

Na figura 6.1 apresenta-se o integrador “antireset windup”. A linha tracejada mostra a resposta de um sistema com um controlador PI normal; a linha sólida mostra a resposta do mesmo controlador com antireset windup, $e(t)$ é o sinal de erro do sistema.

A maneira analítica de enfrentar este tipo de integrador é implementando o seguinte algoritmo

$$\begin{cases} \dot{u} = \dot{u}'(t) & : |u| < u_M \text{ ou } |u| \geq u_M \wedge \dot{u} < 0 \\ \dot{u} = 0 & : \text{e.o.c.} \end{cases} \quad (6.3)$$

onde u_M representa a velocidade de saturação para dos atuadores tanto do Zebra como do Nomad ¹, $u(t)$ e $u'(t)$ são as sinais de controle com e sem antireset, as quais são função do erro. Na figura 6.1 pode-se observar o comportamento deste algoritmo.

6.1.2 Sintonização dos controladores PD e PI

Os controladores *PD* e *PI* tem parâmetros K_p , T_d e T_i que devem ser escolhidos adequadamente em função a dinâmica do Zebra e do Nomad. Nesta seção o estudo estará orientado a corrigir o sinal de saída eliminando o erro de rastreamento.

Para o Nomad

Para calcular os ganhos do Nomad usaremos a equação (5.10) do erro de rastreamento da mesma, onde as raízes dessa equação para o eixo X será a solução da seguinte expressão

$$s^2 + \frac{1 + K_{vx}K_{px}T_{dx}}{\mathcal{T}_{vx}} s + \frac{K_{vx}K_{px}}{\mathcal{T}_{vx}} = 0$$

¹valores que podem ser conferidos em (A.3), (A.1)

portanto, escolho K_{px} grande tal que possa ter raízes não complexas, evitando deste modo oscilações no veículo; e T_{dx} pequeno para que o erro tenda a zero rapidamente. Com estes critérios, os ganhos para controlador PD usado neste trabalho foram os seguintes

$$K_p = \begin{bmatrix} 25 & 0 & 0 \\ 0 & 25 & 0 \\ 0 & 0 & 25 \end{bmatrix} \quad T_d = \begin{bmatrix} 1.5 & 0 & 0 \\ 0 & 1.5 & 0 \\ 0 & 0 & 1.5 \end{bmatrix}, \quad (6.4)$$

estes valores foram obtidos considerando o modelo particular explicado na simulação da seção (4.4). Na figura 6.2 apresenta-se a resposta do erro deste sistema para uma condição inicial, ver equação (5.10).

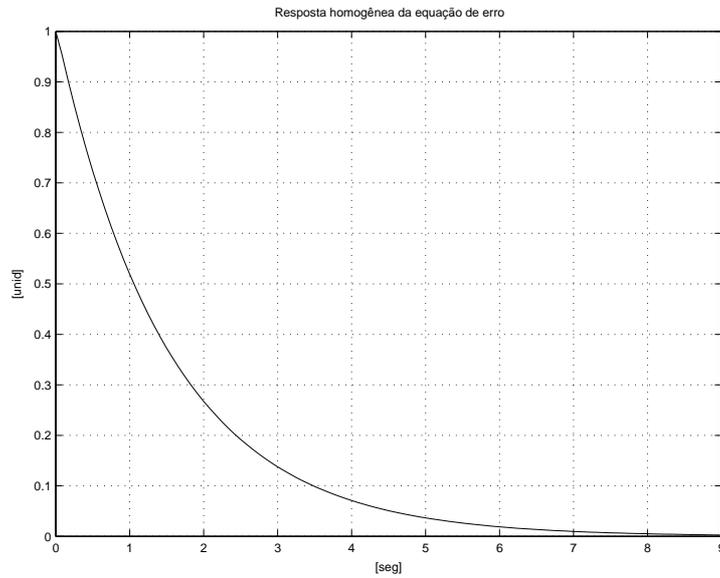


FIGURA 6.2: Resposta da equação de erro do Nomad para uma condição inicial.

Para o Zebra

Para calcular os ganhos do controlador PI do manipulador, usaremos as equações (4.22) e (4.23) sobre as equações (4.42) e (4.45). Destas expressões obtemos as seguintes relações para K_p e T_i

$$K_p = 2\zeta\omega_n K_m^{-1}, \quad T_i = K_p K_m \omega_n^{-2},$$

escolherendo $\omega_n = 10 \text{ rad/s}$ e $\zeta = 0.707$, com istos valores achamos os seguintes valores para os ganhos do controlador

$$K_p = \begin{bmatrix} 14.14 & 0 & 0 \\ 0 & 14.14 & 0 \\ 0 & 0 & 14.14 \end{bmatrix} \quad T_i = \begin{bmatrix} 0.1414 & 0 & 0 \\ 0 & 0.1414 & 0 \\ 0 & 0 & 0.1414 \end{bmatrix}. \quad (6.5)$$

Os valores da frequência natural ω_n e do fator de amortecimento ζ escolhidos para o Zebra, permitem uma resposta rápida e com pouca oscilação, comportamento que pode ser atingido devido a sua alta resposta dinâmica. Na figura 6.3 apresenta-se a resposta do erro deste sistema para uma condição inicial, ver equação (4.42).

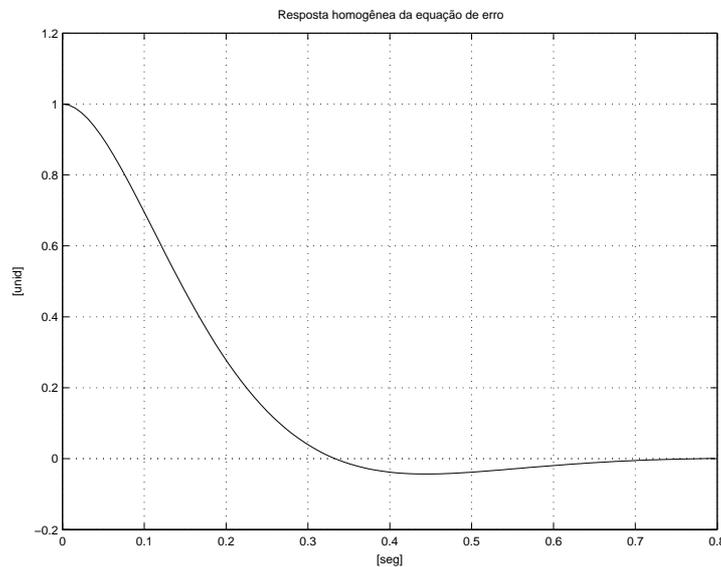


FIGURA 6.3: Resposta da equação de erro do Zebra para uma condição inicial.

6.1.3 Seleção do tempo de amostragem

Os controladores digitais com frequência são fixados com intervalos de tempo de amostragem tão pequeno, do ordem de 200 ms , que podem ser projetados como controladores contínuos e suas regras de sintonização podem ser usadas (Åström & Wittenmark 1990).

Na literatura existem distintas regras para escolher o período de amostragem de um controlador digital *PID*. Existe uma significativa diferença entre um controlador

PI e um *PID*. Para um controlador *PI* o período de amostragem está relacionado com o tempo de integração (Åström & Hägglund 1995), a regra típica está dada por

$$\frac{h}{T_i} \approx 0.1 \text{ a } 0.3 . \quad (6.6)$$

No caso de um controlador *PID* o assunto é mais crítico devido a que o período de amostragem deve ser tão curto tal que a fase do sistema não seja notavelmente afetada pelo amostragem. Isto implica que o período de amostragem tem que ser escolhido tal segundo a seguinte relação

$$\frac{hN}{T_d} \approx 0.2 \text{ a } 0.6 . \quad (6.7)$$

Portanto, segundo o resultado apresentado na seção (6.1.2) para o valor da constante de integração T_i do controlador *PI* do Zebra e usando a equação (6.6), o tempo de amostragem desta estaria na seguinte faixa

$$\text{Se } T_i = 0.14 \longrightarrow 14 < h_m < 84 \text{ ms} ;$$

no caso do Nomad, conhecido T_d e considerando a constante do derivador $N = 10$ avaliados na equação (6.7), o valor do tempo de amostragem pertence a seguinte faixa

$$\text{Se } T_d = 1.50 \longrightarrow 30 < h_v < 90 \text{ ms} .$$

Com estas referências testou-se os programas do Zebra e do Nomad com os valores mínimos para h observando-se que :

- No caso do Zebra, teve que ajustar-se o tempo de amostragem a um valor menor com a finalidade de melhorar a resposta na saída do sistema, isto devido à presença de componentes, como o caso do peso do manipulador, que atuam constantemente e que precisam que o sinal de controle seja atualizada com maior freqüência. Assim, o tempo de amostragem usado na implementação dos programas para o Zebra é

$$h_m = 7 \text{ ms}$$

- No caso do Nomad, o valor do tempo de amostragem foi escolhido para um

valor superior devido a sua baixa resposta em frequência do veículo, conferir na figura A.1, evitando-se assim um esforço desnecessário de controle e computacional no sistema. Assim, o tempo de amostragem usado na implementação dos programas para do Nomad é

$$h_v = 140 \text{ ms}$$

Com esta proposta, o programa de controle do Nomad será implementado na *lower* com tempo de amostragem h_v , e o programa de controle do Zebra-Zero na *upper* com h_m respectivamente. A possibilidade de implementar estes dois programas num mesmo computador foi avaliada no trabalho (Burga 1999) resultando inviável devido a retardos, da ordem de 100ms, no tempo de amostragem do Zebra, prejudicando deste modo significativamente o desempenho do controlador.

6.2 Perturbação no Zebra-Nomad

O objetivo de perturbar o sistema manipulador móvel Zebra-Nomad, é testar o desempenho do controle coordenado proposto no capítulo 5. Nesse sentido, tem-se especial interesse em emular o movimento de um veículo com braço articulado de operação submarina (ROV) a qual está sujeita a perturbações provocadas pelas ondas de mar, área de pesquisa que o projeto de tecnologia submarina (RECOPE/TECSUB) está envolvido e da qual este trabalho de tese forma parte.

Com a finalidade de descrever o movimento induzido por estas ondas, assumiremos que o movimento destas será descrita pelo movimento das picos de longa amplitude geradas pelo vento (Fossen 1994). Em geral, a resultante das ondas do mar pode ser modelado como ondas do tipo senoidal com distintas direções de propagação, de amplitude e de fase (Yoerger, Cooke & Slotine 1990) (McLain, Rock & Lee 1996).

Para as experiências realizadas neste trabalho, considerou-se a perturbação só sobre o Nomad, pois na prática, em veículos de intervenção submarina (ROV), é a base onde fica montado o manipulador quem sofre com maior intensidade os

efeitos da perturbação das ondas marinhas; na figura 6.4 apresenta-se um veículo ROV/Manipulador que serve para ilustrar este critério.



FIGURA 6.4: Veículo de intervenção submarina ROV/Manipulador

Deste modo, o controlador do Nomad terá que atenuar os efeitos desta perturbação e o controlador do manipulador compensá-lo completamente. Na figura 6.5 apresenta-se o diagrama de blocos para o Nomad, $D(s)$ representa a perturbação no veículo

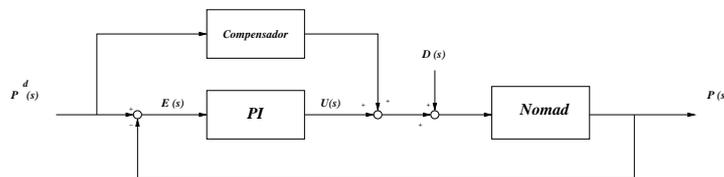


FIGURA 6.5: Diagrama de blocos do Nomad com perturbação

Esta sinal de perturbação, que é um comando de velocidade na entrada do modelo do Nomad, será aplicada nos eixos de movimento do Nomad e estará expressada pela seguinte equação

$$d(t) = 2A\pi f \sin(2\pi ft), \quad (6.8)$$

onde A e f são a amplitude e a frequência da senóide de perturbação. As forças hidrodinâmicas, em geral, originam um movimento lento com períodos de onda no intervalo de $5s < T_0 < 20s$ (Fossen 1994), onde a frequência de onda dominante f_0 terá um espectro na faixa

$$0.05 < f_0 < 0.25 \quad Hz. \quad (6.9)$$

Com esta informação de f , agora temos uma referência para poder escolher os valores para este parâmetro, tal que emulem o movimento de um ROV. A amplitude A , estará limitada ao espaço de trabalho do manipulador com referência a sua base, para isto, faremos uso do análise proposto em (Burga 1999), onde os valores que Zebra pode agir estão entre 2.25 e 5 graus.

Na equação (4.36) mostrou-se a saída da posição do veículo como função da sinal de desejada e da perturbação $D(s)$; com os dados do Nomad e do controlador PD já conhecidos, ilustra-se na figura 6.6 a resposta em freqüência da função de transferência para o sinal de perturbação.

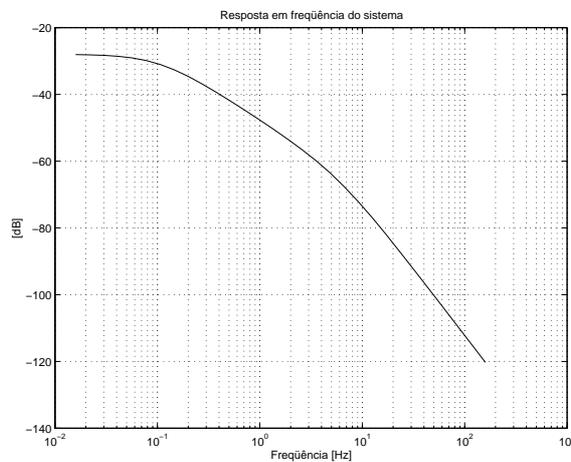


FIGURA 6.6: Resposta em freqüência do controlador para a perturbação

Desta figura pode observar que para as freqüência definidas em (6.9) o sistema atenuará mais de $-30dB$ a perturbação de entrada no Nomad deixando ao Zebra em capacidade para corrigir erros residuais.

6.3 Implementação do software

O controle coordenado para o Zebra-Nomad, proposto no capítulo 5 será implementado em dois programas em linguagem C que rodam no sistema operacional Linux. O primeiro destes, controlará o movimento do Zebra-Zero que será executado no computador *upper* do Nomad; e o segundo, controlará o movimento do Nomad executado sobre o computador *lower*.

Estes programas serão executados simultaneamente com o objetivo de permitir o intercâmbio de dados entre eles, para assim poder realizar o cálculo da posição do sistema em conjunto. Para esta comunicação entre os programas foi utilizada um método chamado programação por *Sockets*, a qual apresenta-se como um eficiente método para a transferência de dados entre os dois computadores (Andeleigh 1990).

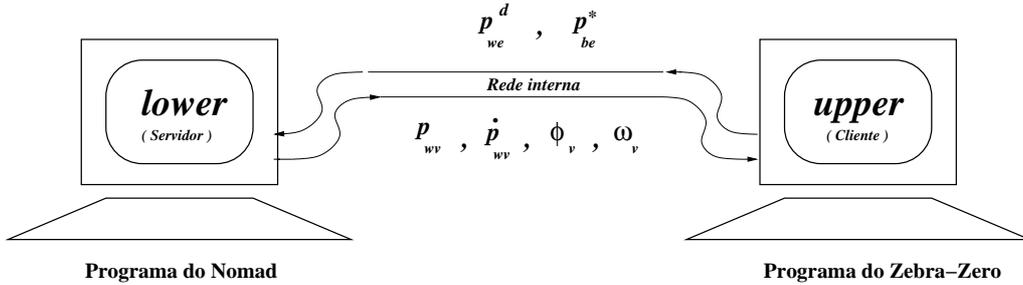


FIGURA 6.7: Intercambio de dados entre programas do Zebra-Nomad

Na figura 6.7 pode-se observar os dados que são transmitidos e recebidos pelos programas do Zebra e do Nomad, tal como a posição e velocidade do Nomad e a posição e postura desejada do Zebra-Zero, isto seguindo a estratégia para o controle coordenado do sistema conjunto.

A transmissão e sincronização destes dados é realizada através da rede interna com um esquema de conexão cliente/servidor, onde o Nomad foi configurado como o servidor e o Zebra como cliente. A implementação desta proposta foi fazendo que o programa do Nomad envie seus dados, de posição e velocidade reais, cada vez que são requisitados pelo programa do Zebra; deste modo, na prática o tempo de amostragem do Nomad (h_v) será múltiplo do tempo de amostragem do Zebra (h_m), onde cumpre-se a seguinte relação

$$\frac{h_m}{h_v} \ll 1. \quad (6.10)$$

Este processo de transmissão de dados, precisa um protocolo de comunicação entre a *lower* e a *upper*, neste trabalho foi utilizado o protocolo UDP (*User Datagram Protocol*) que é um modo de transmissão sem conexão orientada, onde seus pacotes de informação são enviados pela rede interna sem verificar a chegada a seu des-

tino, isto devido a que a comunicação entre os computadores é mapeada através de memória compartilhada. Nos trabalhos (Burga 1999), (Bakka 1999) foram testados o desempenho deste protocolo verificando-se sua eficiência quanto à velocidade na transferência de dados que é um fator importante para o desempenho do controle coordenado do Zebra-Nomad.

6.4 Simulações do controle coordenado

Nas seções anteriores foram descritos e calculados os critérios e parâmetros mais relevantes usados na implementação da proposta de controle coordenado para o Zebra-Nomad apresentado no capítulo 5.

Agora, com esta informação já estabelecida, desenvolveram-se dois programas em linguagem *C* que permitem simular o movimento coordenado do Zebra e do Nomad seguindo a estratégia de controle definida na seção (4.1) e as equações apresentada no capítulo 5; a finalidade deste processo foi implementar, verificar e corrigir os algoritmos e funções das bibliotecas desenvolvidas para estes sistemas, para logo verificar o desempenho do controlador projetado em conjunto.

A seguir apresentamos os resultados da simulação do movimento coordenado do Zebra-Nomad para uma trajetória circular do efetuador no plano $X_w Y_w$ com rádio de $R_c = 150 \text{ mm}$, tarefa foi executada num tempo de *20 segundos*.

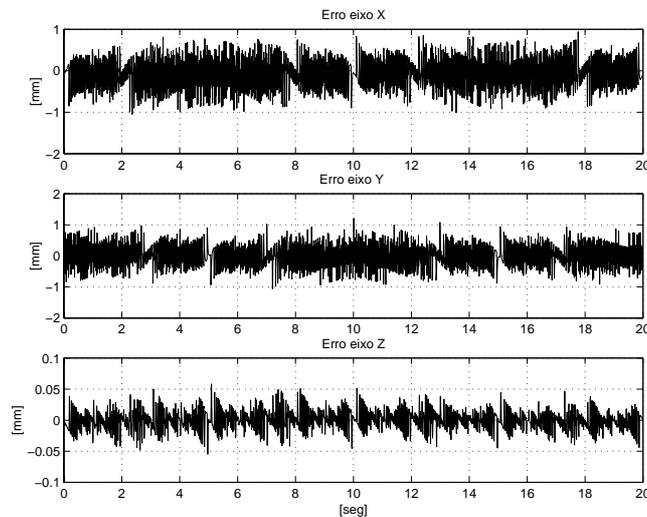


FIGURA 6.8: Erro da posição do efetuador do Zebra na simulação

A figura 6.8 mostra o erro de rastreamento do efetuador nos eixos XYZ ; desta pode-se verificar que o controlador PI projetado para o Zebra responde com eficiência já que o sistema não apresenta erros estacionários para nenhum de seus eixos, e um erro de precisão inferior a 1 mm .

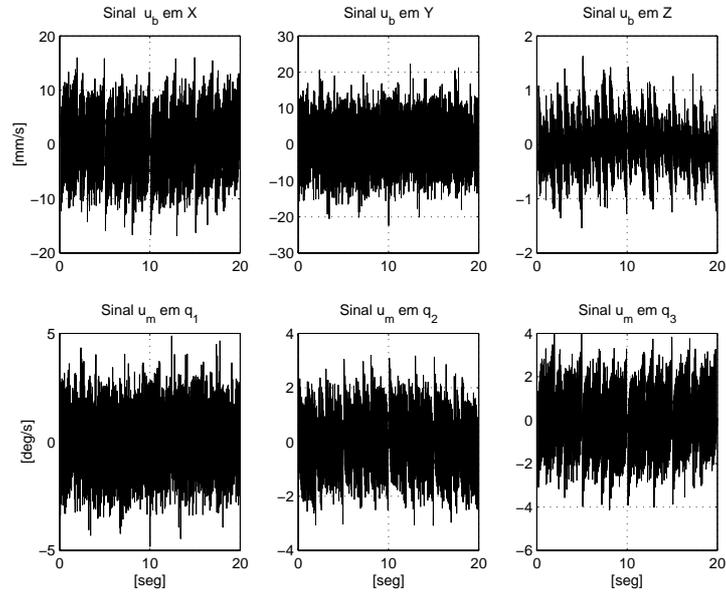


FIGURA 6.9: Sinal de controle do Zebra na simulação

Na figura 6.9 mostra-se os sinais de controle de velocidade linear do efetuador com respeito à base do Zebra e da velocidade angular para as juntas q_1 , q_2 e q_3 que são os que determinam a posição do efetuador.

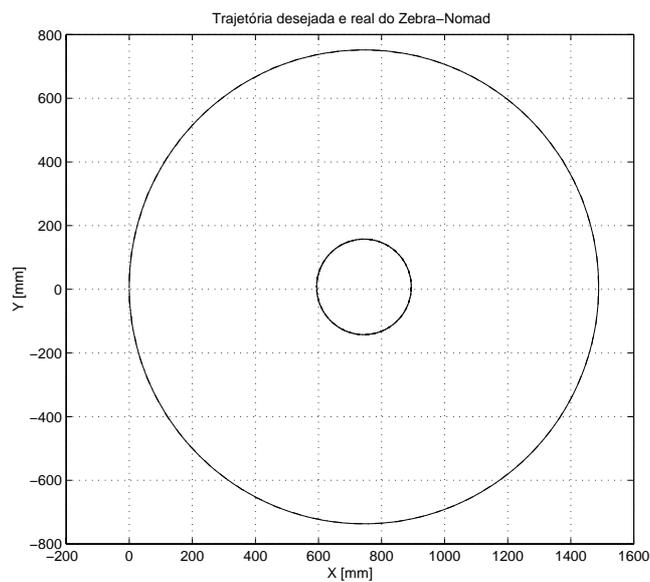


FIGURA 6.10: Trajetória do Zebra-Nomad na simulação

inicial do efetuador será determinado pela posição de início do movimento do Zebra tal como foi explicada na seção (5.1) e denotada por

$$p_{we}^o = \begin{bmatrix} x_{we}^o \\ y_{we}^o \\ z_{we}^o \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 764 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

que é a posição de máxima manipulabilidade do Zebra, para certas experiências esta posição foi mudado com o objetivo de ter maior percurso na trajetória. A orientação inicial estará determinada pela orientação dos eixos do efetuador ao início da movimento, é dizer

$$R_{we}^o = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \\ -1 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 \end{bmatrix}. \quad (6.11)$$

Portanto, as equações para a posição desejada do efetuador está dado por

$$p_{we}^d = p_{we}^o + \begin{bmatrix} x^d(t) \\ y^d(t) \\ z^d(t) \end{bmatrix} \quad (6.12)$$

e sua orientação desejada dada por

$$R_{we}^d = \begin{bmatrix} \sin(\phi^d) & 0 & \cos(\phi^d) \\ -\cos(\phi^d) & 0 & \sin(\phi^d) \\ 0 & -1 & 0 \end{bmatrix}, \quad (6.13)$$

onde ϕ^d é o ângulo de rotação desejada que determinará a orientação do Nomad. Definimos $w_c = 2\pi t/T$ como a frequência de execução da tarefa, onde T é o tempo total para realizar a tarefa e t é o tempo instantâneo ($0 \leq t \leq T$).

As experiências realizadas no Zebra-Nomad serão divididas em dois grupos levando em consideração o movimento do veículo na tarefa a realizar; o primeiro, o movimento coordenado no plano horizontal, e segundo movimento no plano vertical, as quais são apresentadas a seguir.

6.5.1 Movimento coordenado no plano horizontal

Este tipo de movimento foi definido em virtude aos graus de liberdade que possui o veículo (X, Y e no rumo R) limitando seu movimento a um plano; deste modo, o Zebra também poderá operar dentro de um limitado espaço paralelo ao plano de movimento do veículo.

Com estas considerações foram realizadas 3 tipos de experiências que tem por objetivo avaliar a eficiência do controle coordenado e sua capacidade de rastreamento de trajetória ainda sujeita a perturbações no veículo. Estas tarefas foram implementadas em virtude às sugestões feitas pelo grupo de trabalho do projeto RECOPE/Tecsub tal como foi apresentado no capítulo 1.

Para mostrar a robustez do controlador, definimos dois estados : primeiro, sistema sem perturbação (SP), quando o veículo não sofre perturbação; e segundo, o sistema com perturbação (CP). Em cada experiência, experimentou-se ambos estados em cada metade de tempo definido para cada tarefa.

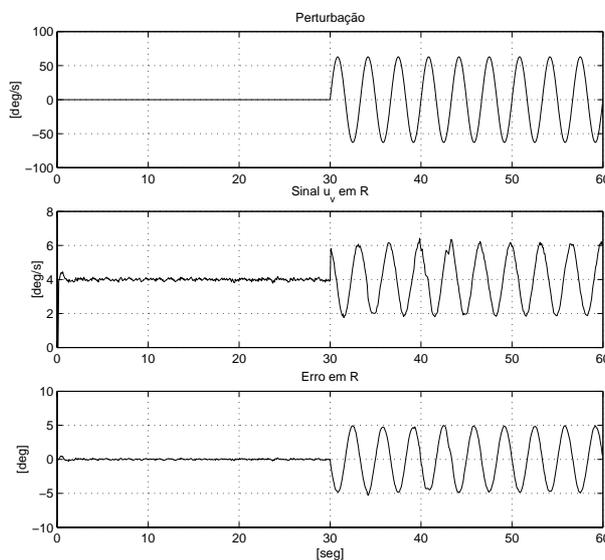


FIGURA 6.12: Sinais do Nomad para movimento SP/CP

O sinal de perturbação, em todas as experiências, terá as características explicadas na seção (6.2) e aplicada no rumo do veículo, deste modo o manipulador terá que compensar os efeitos provocados por este sinal.

Com a finalidade de ilustrar este trabalho, escolhemos uma frequência de oscilação da perturbação senoidal igual a 0.3 Hz. A amplitude desta senoide foi escolhida em 63 *deg/s* gerando na saída erros residuais de 5º de amplitude tal como apresenta-se na figura 6.12. Istos valores para o sinal de perturbação foram escolhidos levando em consideração as condições críticas no espaço de trabalho do Zebra-Zero assim como de uma perturbação linear de 0.5 *m/s* característico em operações marinhas (Cunha 1992). A seguir apresentamos os movimentos circular, elíptico, linear e segmentado.

6.5.1.1 Movimento Circular

O objetivo desta experiência é conseguir que o efetuador do Zebra siga uma trajetória circular tracejada sobre uma superfície cilíndrica, e que além disso possa manter uma orientação perpendicular a dita superfície ao longo do tempo. As equações da posição desejada são as seguintes

$$\begin{aligned}x_{we}^d(t) &= x_{we}^o + R_c - R_c \cos(w_c t) \\y_{we}^d(t) &= y_{we}^o - R_c \sin(w_c t) \\z_{we}^d(t) &= z_{we}^o \\\phi^d(t) &= w_c t\end{aligned}$$

onde o diâmetro da circunferência é de 8 polegadas ($R_c = 101.6 \text{ mm}$), que corresponde às medidas propostas no projeto RECOPE/Tecsub. Os resultados obtidos nesta experiência apresentam-se a seguir.

Na figura 6.13 apresentam-se os erros de seguimento de trajetória nos eixos *XYZ* para o efetuador; na primeira metade tem-se o sistema Zebra-Nomad sem perturbação, aqui o erro é inferior a 1mm, na segunda metade, o erro não supera os 2.5mm. Em geral não apresenta erros de regime em nenhum de seus eixos.

Na figura 6.14 mostra-se o movimento das 6 juntas do Zebra, a linha sólida para as juntas *q1* e *q4*, tracejada para as juntas *q2* e *q5* e pontilhada para as restantes; no primeiro intervalo o movimento nas juntas quase nulo, isto devido a que o veículo deixa bem posicionado ao manipulador, no segundo intervalo pode-se observar que a juntas *q1*, *q4* e *q6* coordenadamente compensam a posição e a orientação devido à

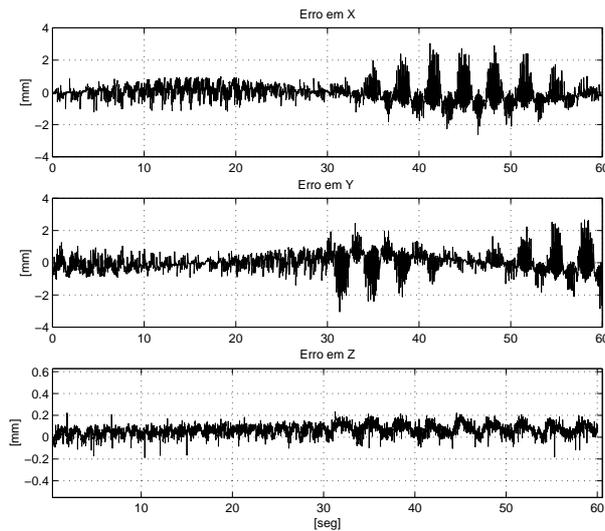


FIGURA 6.13: Erro de posição do efetuador no movimento circular

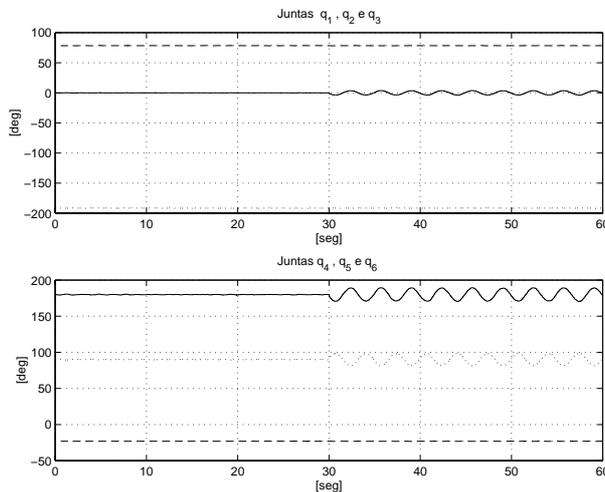


FIGURA 6.14: Ângulo das juntas do Zebra no movimento circular

perturbação aplicada no veículo.

Na figura 6.15 mostra os sinais de controle de velocidade linear XYZ com referência à base do manipulador e da velocidade angular das juntas q_1, q_2 e q_3 . Desta, pode-se observar o controle ativo no eixo Y que é refletido na junta q_1 devido ao cambio de rumo no veículo; também outra observação importante e relevante é o sinal de controle no eixo Z que é diferente de zero, como foi visto na simulação onde não foi considerado o peso do manipulador (vide 6.9), portanto o efeito da gravidade será modelado como uma sinal constante na entrada do modelo do manipulador.

Finalmente, na figura 6.16 apresenta-se a trajetória percorrida pelo efetuador do

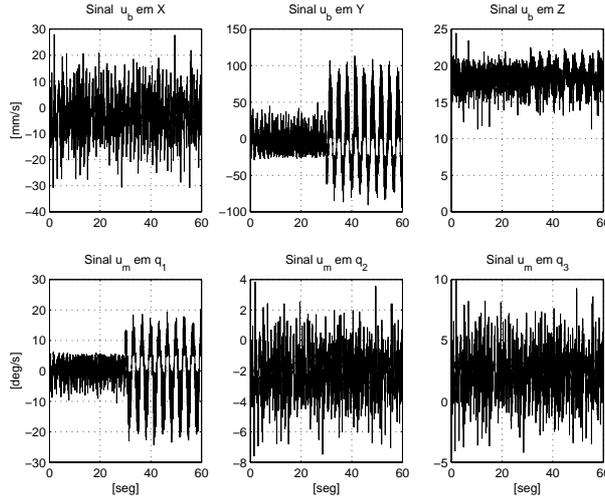


FIGURA 6.15: Sinal de controle do Zebra no movimento circular

Zebra e o Nomad; como pode-se observar os controladores projetados para rastreamento de trajetória de ambos sistemas cumprem eficientemente a tarefa, isto devido também a uma boa escolha nos modelos das equações da posição desejada deles que impede movimentos abruptos.

6.5.1.2 Movimento Elíptico

Nesta experiência o efetuador do Zebra percorrerá uma trajetória elíptica sobre uma superfície cilíndrica; os semi-eixos da elipse são de $a_x = 75$ e $b_x = 150$ mm e uma frequência na perturbação de 0.2 Hz. O tempo de execução desta tarefa foi de 60 segundos. As equações da posição para efetuador e o ângulo para a orientação do veículo está dado por

$$\begin{aligned}
 x_{we}^d(t) &= x_{we}^o + a_x - a_x \cos(w_c t) \\
 y_{we}^d(t) &= y_{we}^o - b_y \sin(w_c t) \\
 z_{we}^d(t) &= z_{we}^o \\
 \phi^d(t) &= \text{Atan2} \left[\frac{-b_y}{a_x \tan(w_c t)} \right] - \frac{\pi}{2}
 \end{aligned}$$

Na figura 6.17 apresenta-se os erros de rastreamento nos três eixos inerciais; como pode-se comprovar os erros em todos os eixos são menores a 2,5mm e que a perturbação aplicada no veículo acrescenta os níveis de erro na saída, inclusive no eixo Z onde ele não tem efeito direto mas o balanceamento do braço devido à dinâmica

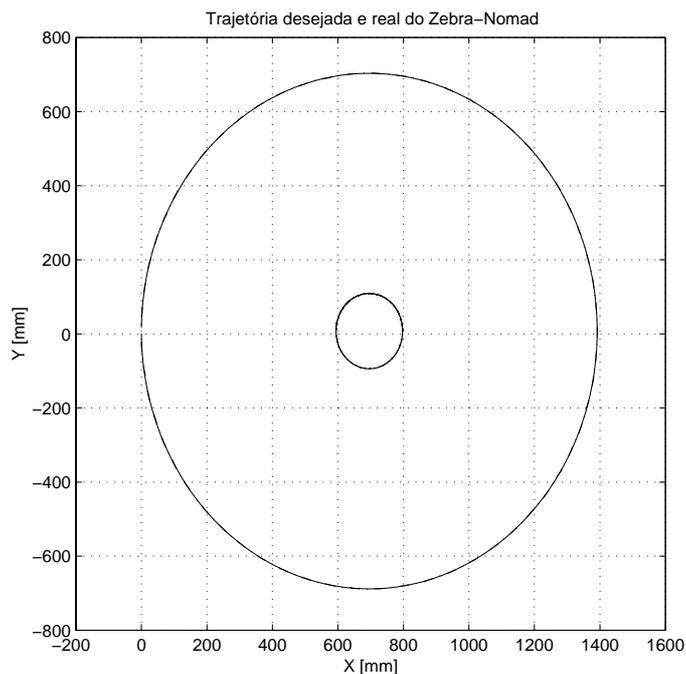


FIGURA 6.16: Trajetória do Nomad e do Zebra no movimento circular

do movimento gera perturbações em todos os eixos.

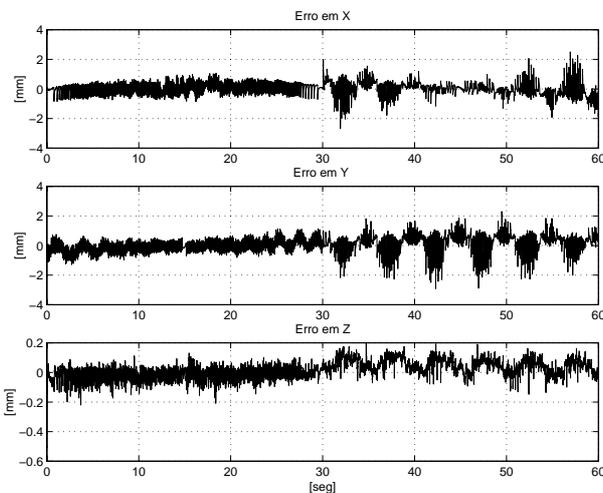


FIGURA 6.17: Erro de posição do Zebra no movimento elíptico

A figura 6.18 mostra o comportamento das juntas para esta experiência que é similar ao visto no movimento circular; desta figura pode-se perceber que o veículo deixa ao manipulador na melhor pose para agir à perturbação evitando deste modo que ele saia de seu espaço de trabalho.

Na figura 6.19 mostra os sinais de controle no manipulador, como era previsível

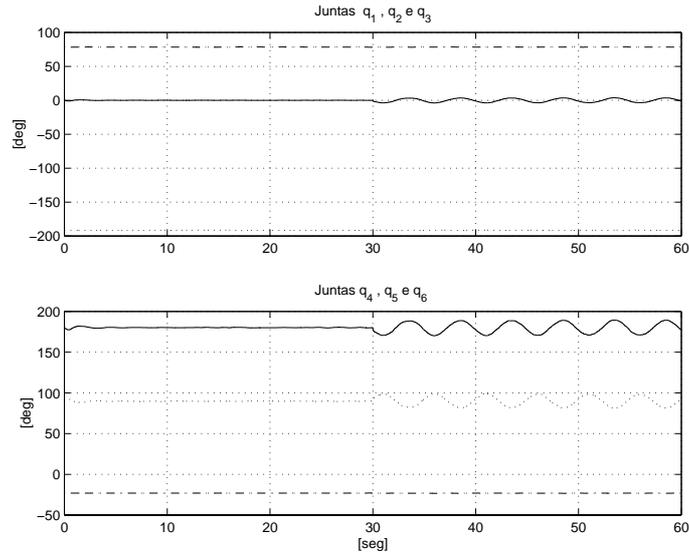


FIGURA 6.18: Ângulo das juntas do Zebra no movimento elíptico

devido a que a velocidade tangencial na trajetória da elipse não é uniforme², o esforço de controle em q_2 e q_3 é menos uniforme que para o caso do movimento circular onde ϕ^d é igual a $w_c t$.

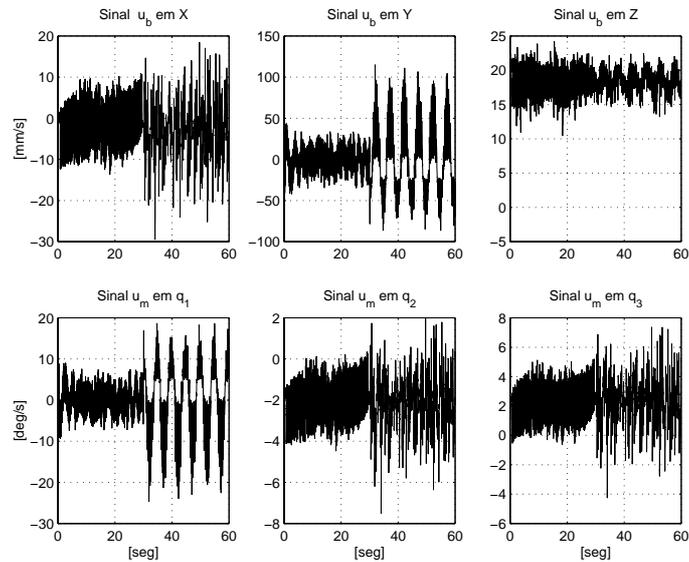


FIGURA 6.19: Sinal de controle do Zebra no movimento elíptico

Na figura 6.20 mostra-se a trajetória percorrida pelo veículo e pela ponta do efetuador, no sentido antihorário de movimento. Desta figura e das anteriores pode-se verificar que o controlador projetado para o Zebra e para o Nomad são eficientes e que a estratégia de controle proposta na seção (4.1) é correta. A finalidade de

²verificar isto das equações para a posição desejada

mudar a frequência na perturbação a 0.2 Hz. no veículo foi para verificar a resposta dinâmica do manipulador e sua capacidade de compensar os erros em sua trajetória.

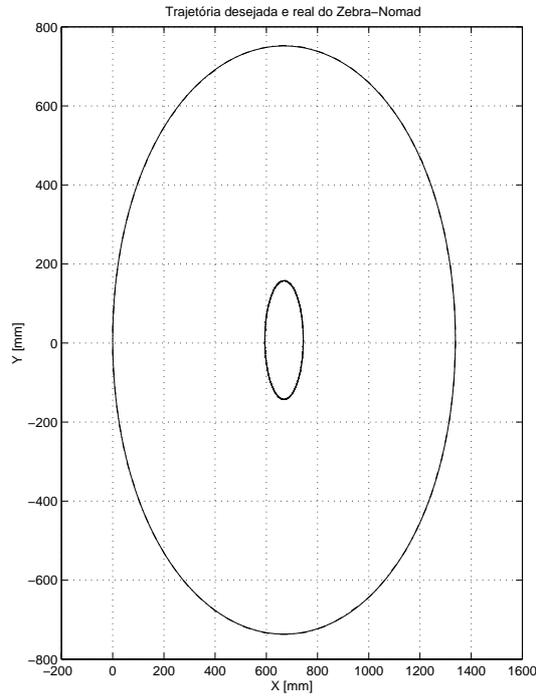


FIGURA 6.20: Trajetória do Nomad e do Zebra no movimento elíptico

6.5.1.3 Movimento Linear Segmentado

Definimos o movimento segmentado, como o deslocamento da ponta do efetuador seguindo sua trajetória desejada, até alcançar seu máximo comprimento, logo o veículo se movimentar até deixar ao manipulador em sua pose preferida inicial (q^*) mantendo a posição final do efetuador fixa do espaço.

Para esta experiência a trajetória desejada é uma linha reta ao longo do eixo Y cujo comprimento $L = 625\text{ mm}$ será percorrido em $T = 60\text{ seg}$; as equações da posição desejada para seus estam dados por

$$\begin{aligned} x_{we}(t) &= x_{we}^o \\ y_{we}(t) &= y_{we}^o - L/2 * [1 - \cos(\pi t/T)] \\ z_{we}(t) &= z_{we}^o \\ \phi^d(t) &= 0 \end{aligned}$$

A perturbação aplicada ao veículo só será executada quando o veículo é movimen-

tado, isto devido a que o comprimento do braço do Zebra é relativamente curto, e o movimento em conjunto faz que o manipulador fique fora de seu espaço de trabalho. A frequência de oscilação e sua amplitude foi ilustrada na figura 6.12.

Na figura 6.21 mostra-se o erro de seguimento em seus três eixos; no intervalo quando o efetuador percorre a trajetória desejada na ausência do movimento do Nomad o erro é inferior a 0.2 mm, logo quando o Nomad inicia seu movimento o efetuador tenta manter sua posição final compensando o movimento do Nomad e da perturbação nele obtendo erros máximos de 2 mm.

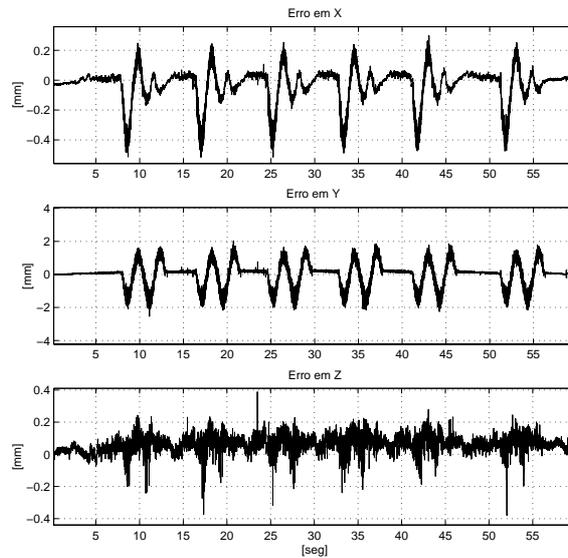


FIGURA 6.21: Erro de posição do Zebra no movimento linear segmentado

A figura 6.22 apresenta a posição angular das juntas do Zebra para esta experiência; o movimento executado pelas juntas q_4 e q_5 tem por objetivo corrigir a orientação do efetuador devido a que o Nomad agora não acompanha o movimento do Zebra deixando por tanto longe de sua configuração preferida ao manipulador. Na figura 6.23, ilustra-se os sinais de controle linear e angular do braço do manipulador; desta pode-se verificar claramente a diferença no esforço de controle quando o veículo fica nos dois estados, os picos nas curvas são os instantes nos quais o Nomad se movimenta com perturbação em seu rumo.

Finalmente a figura 6.24 apresenta a trajetória desejada e real do efetuador movimentando-se no sentido negativo do eixo Y ; como observa-se, a perturbação do veículo quando este se movimenta gera erros nos eixos X e Y , nos picos máximos da trajetória real é quando o efetuador compensa o movimento do Nomad.

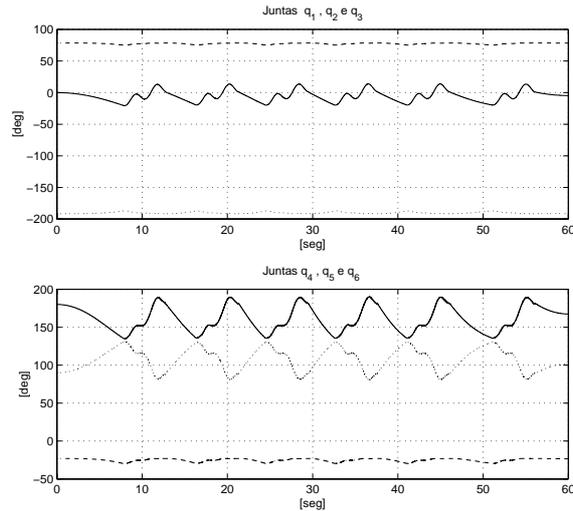


FIGURA 6.22: Ângulo das juntas do Zebra no movimento linear segmentado

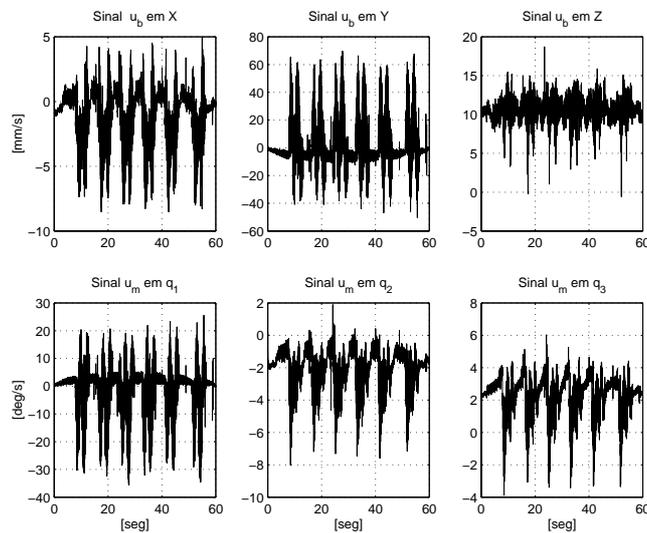


FIGURA 6.23: Sinal de controle do Zebra no movimento linear segmentado

6.5.2 Movimento coordenado no plano vertical

Definimos este tipo de tarefa ao movimento executado pelo efetuador seguindo uma trajetória desejada alocada sobre um plano vertical; o movimento da base ao não ter capacidade de deslocamento no eixo Z_w , se movimentará só no eixo Y_w paralelo ao plano da trajetória, tal como ilustra-se na figura 6.25.

Com o objetivo de avaliar a eficiência do controle coordenado para rastreamento de trajetória, o veículo foi perturbado em seu rumo tal como foi mostrado na figura 6.12 dada na seção (6.5.1.1), de tal modo que o manipulador terá que compensar os efeitos gerados pela mesma.

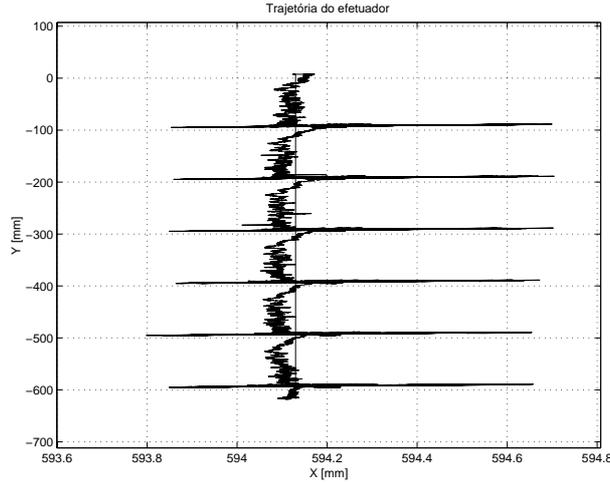


FIGURA 6.24: Trajetória do Zebra no movimento linear segmentado

A finalidade desta experiência é emular o movimento de um veículo submarino (ROV) realizando uma tarefa (p.e. de solda) dado que este foi posicionado numa área específica de trabalho a qual estará sujeita a perturbações marítimas já modeladas na seção (6.2).

A seguir, apresentamos as experiências realizadas com o Zebra-Nomad, a primeira é trajetória circular num plano vertical, e a segunda, uma trajetória elíptica num plano inclinado.

6.5.2.1 Movimento Circular

Para esta experiência o efetuador do manipulador seguirá uma trajetória circular tracejada no plano vertical mantendo uma orientação perpendicular ao plano ainda quando o veículo esteja sujeito a perturbações em seu rumo. As equações para este movimento estão dadas por

$$\begin{aligned}
 x_{we}^d(t) &= x_{we}^o \\
 y_{we}^d(t) &= y_{we}^o + R_c - R_c \cos(w_c t) \\
 z_{we}^d(t) &= z_{we}^o - R_c \sin(w_c t) \\
 \phi^d(t) &= 0
 \end{aligned}$$

O rádio para o círculo é $R_c = 80 \text{ mm}$, o tempo de execução da tarefa é de $T = 20$ segundos. A frequência de oscilação da perturbação foi escolhida em 0.2 Hz. e será aplicada na segunda metade do tempo total para a tarefa. Os resultados obtidos

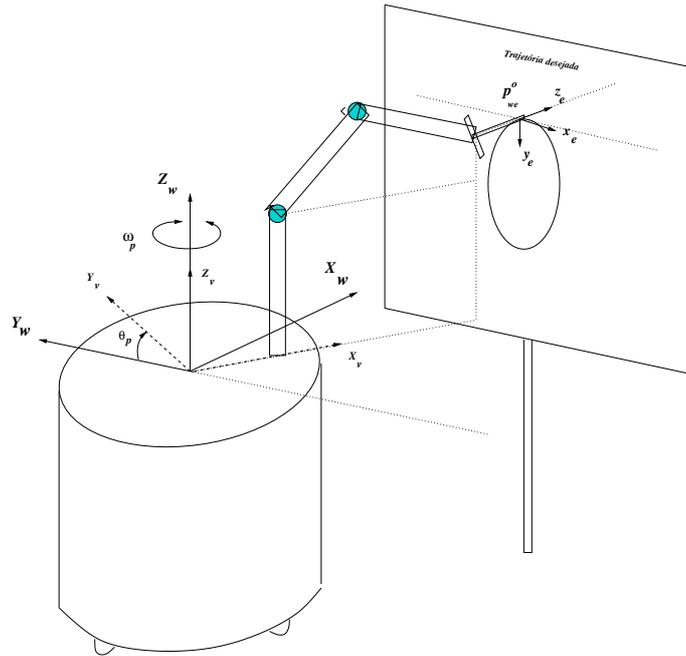


FIGURA 6.25: Condições de movimento no plano vertical

nesta experiência são apresentados a seguir.

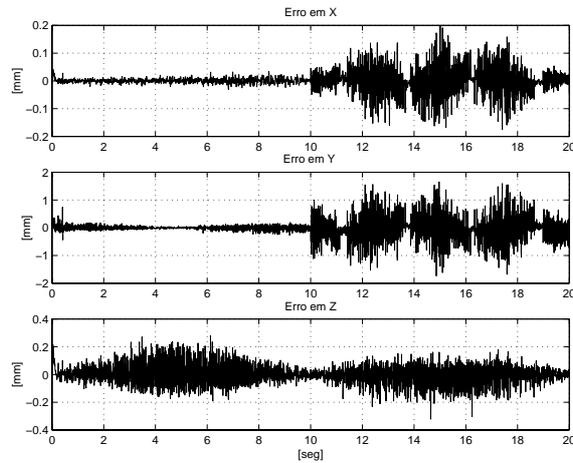


FIGURA 6.26: Erro de posição do efetuador no movimento circular

A figura 6.26, ilustra o erro de seguimento para os eixos XYZ ; na primeira metade o erro é inferior a 0.25 mm, e na segunda metade, dado a que a perturbação é aplicada no rumo, isto afetará diretamente no movimento do efetuador nos eixos X_w e Y_w tendo erros máximos de 1.5 mm a qual pode ser conferido nesta figura.

Na figura 6.27 apresenta-se a resposta dos ângulos das juntas para esta experiência; desta pode-se observar que a junta $q1$ cumprem a tarefa de compensar

a maior parte da perturbação nos eixos X_w e Y_w , ver figura 6.26, as juntas q_4 e q_6 compensam a perturbação na orientação.

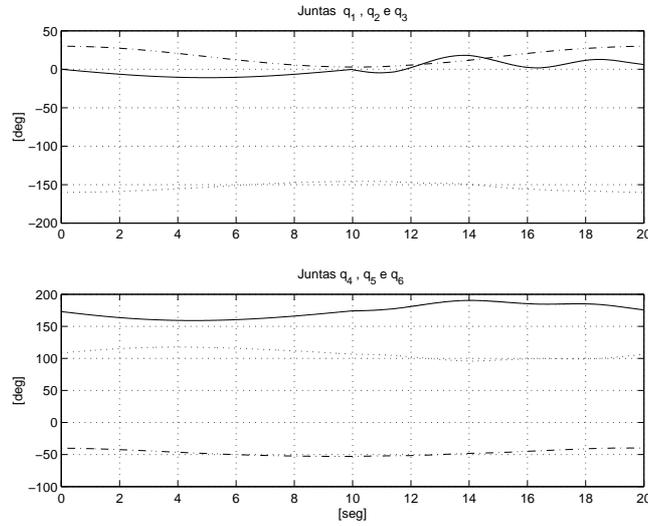


FIGURA 6.27: Ângulo das juntas do Zebra no movimento circular

Na figura 6.28 mostra as sinais de controle para o manipulador; como pode-se observar o esforço de controle no eixo Y_w é grande devido que nesta direção tem maior efeito a perturbação, no eixo X_w o esforço de controle é baixo assim como no eixo Z_w ; todo isto efeito é refletido na junta q_1 como foi analisado anteriormente. Todos estes valores de velocidade linear e angular estão longe de sua saturação, conferir na tabela (A.1).

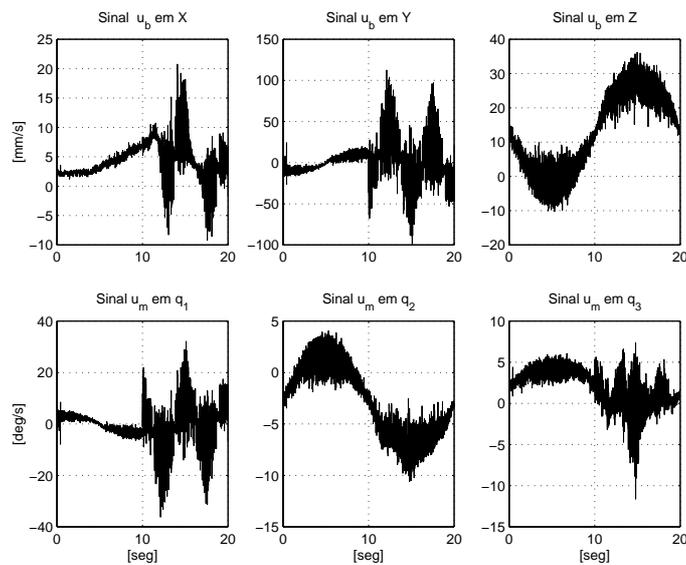


FIGURA 6.28: Sinal de controle do Zebra no movimento circular

Finalmente a figura 6.29, mostra a trajetória desejada e real do efetuador no espaço; o movimento é iniciado na parte superior do círculo em sentido antihorário, o primeiro segmento é sem perturbação até a metade do círculo e segundo com perturbação até completar a volta³.

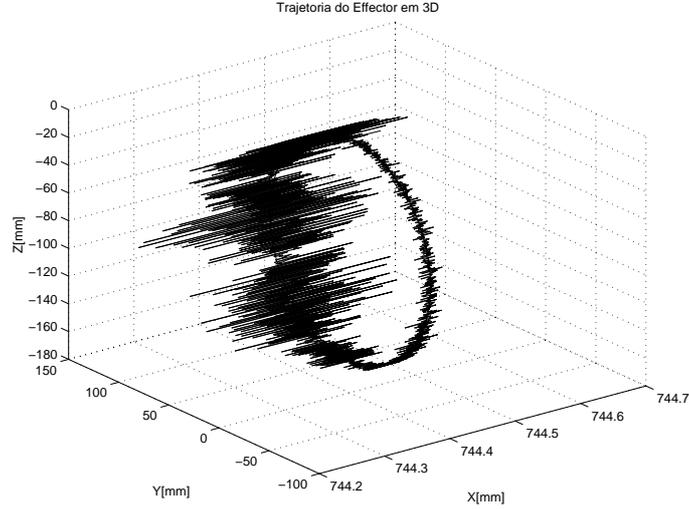


FIGURA 6.29: Trajetória em 3-D do Zebra no movimento circular

6.5.2.2 Movimento Elíptico

Nesta experiência realizou-se o rastreamento de uma trajetória elíptica sobre um plano inclinado tal como apresenta-se na figura 6.30, onde o ângulo de inclinação α do plano pode ser configurado arbitrariamente mudando deste modo a orientação no efetuador. As equações da posição desejada estão dadas por

$$\begin{aligned} x_{we}^d(t) &= x_{we}^o - a_x \cos(\alpha) + a_x \cos(\alpha) \cos(w_c t) \\ y_{we}^d(t) &= y_{we}^o - b_y \sin(w_c t) \\ z_{we}^d(t) &= z_{we}^o - a_x \sin(\alpha) + a_x \sin(\alpha) \cos(w_c t); \end{aligned}$$

a orientação desejada do efetuador estará dada por

$$R_{we}^d = \begin{bmatrix} 0 & -\cos(\alpha) & \sin(\alpha) \\ -1 & 0 & 0 \\ 0 & -\sin(\alpha) & -\cos(\alpha) \end{bmatrix}.$$

³notar a escala do eixo X_w

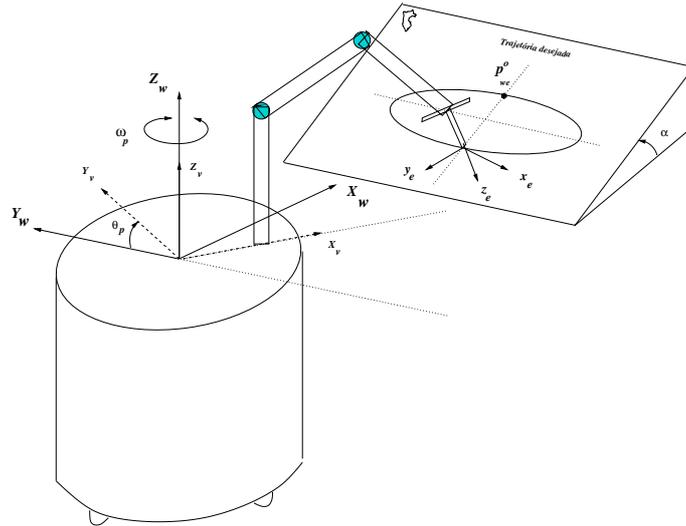


FIGURA 6.30: Condições de movimento no plano inclinado

O comprimento dos eixos da elipse escolhidos para esta experiência foram de $a_x = 40$ mm e $b_y = 75$ mm, o ângulo de inclinação do plano foi ajustado a $\alpha = 30^\circ$, o tempo de execução da tarefa $T = 20$ segundos, e a frequência de oscilação na perturbação de 0.2 Hz aplicada em toda a experiência. Os resultados obtidos para esta tarefa são apresentados a seguir.

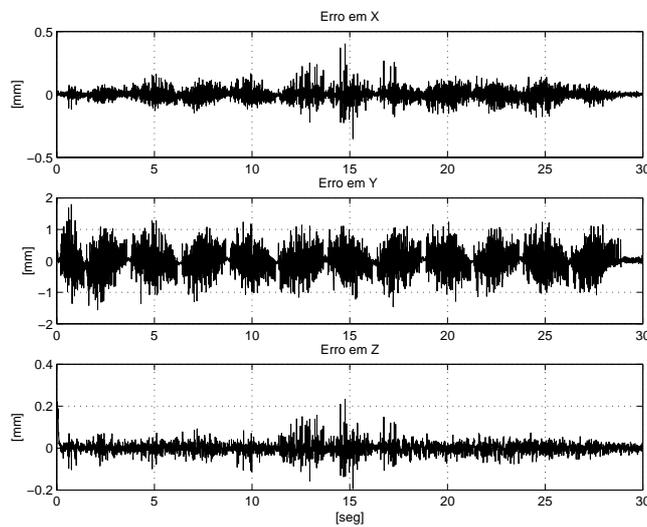


FIGURA 6.31: Erro de posição do Zebra no movimento elíptico

A figura 6.31, mostra o erro de seguimento experimentado pelo efetuador nos três eixos; desta pode-se observar que este valor é inferior a 2 mm e não apresenta erros de regime, a menor precisão se dá no eixo Y_w que é quem fica mais afetado pela perturbação no veículo.

Na figura 6.32, apresenta a posição angular das juntas do manipulador para esta experiência; como observa-se, a trajetória da junta q_1 é oscilatória devido ao movimento no rumo do veículo. As juntas q_4 e q_6 tem um movimento mais ativo que nos casos anteriores e igualmente oscilatórios.

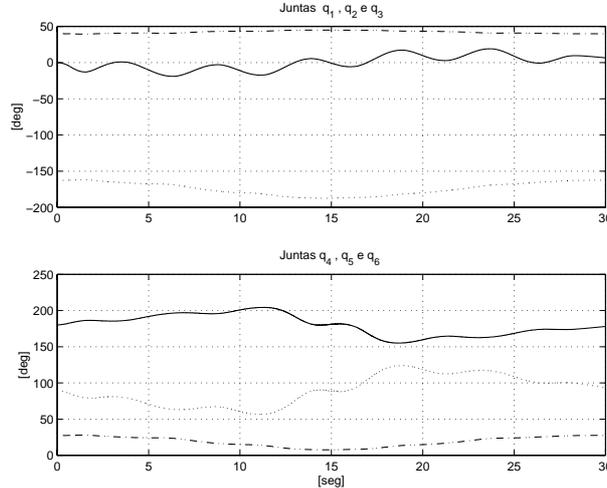


FIGURA 6.32: Ângulo das juntas do Zebra no movimento elíptico

Na figura 6.33, ilustra-se os sinais de controle na experiência; o sinal u_y apresenta o maior esforço de controle 100 mm/s em cada um de seus seis picos que correspondem aos seis ciclos de oscilação do veículo.

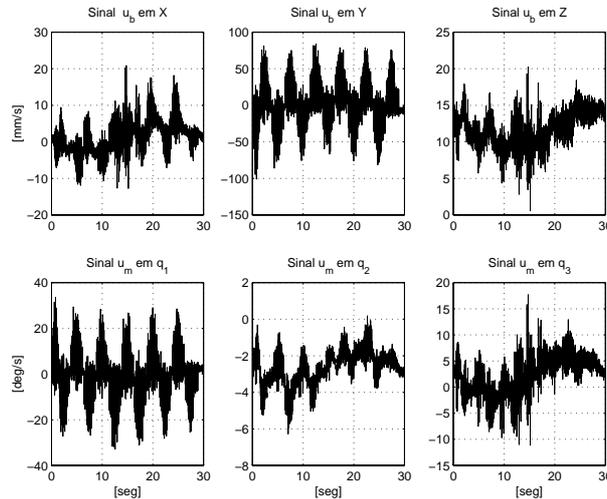


FIGURA 6.33: Sinal de controle do Zebra no movimento elíptico

Por último, a figura 6.34 apresenta as trajetórias desejada e real em 3-D executada pelo efetuador, assim como no caso do movimento circular, o efetuador inicia sua trajetória na parte superior da elipse e movimentando-se em sentido antihorário.

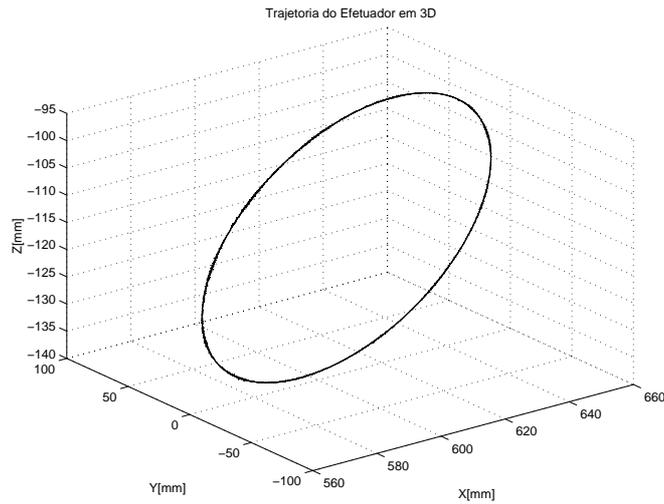


FIGURA 6.34: Trajetória 3-D do Zebra no movimento elíptico

6.5.3 Coordenado vs. Não-coordenado

Nas seções anteriores apresentou-se os resultados do controle coordenado para o Zebra-Nomad para as diferentes trajetórias com os resultados já expostos, mas até agora não temos idéia de como e em que magnitude contribui o controle coordenado entre o manipulador e o veículo no desempenho da tarefa.

Assim, nessa curiosidade de comparar estes dois estados (coordenado e não coordenado), implementamos duas experiências que possam ilustrar o comportamento de ambos casos. Para isto, decidimos analisar o movimento do efetuador quando este percorre sua trajetória desejada como se estivesse sem perturbação no veículo, salvando a posição real do efetuador com referência ao sistema inercial de coordenadas $X_w Y_w Z_w$.

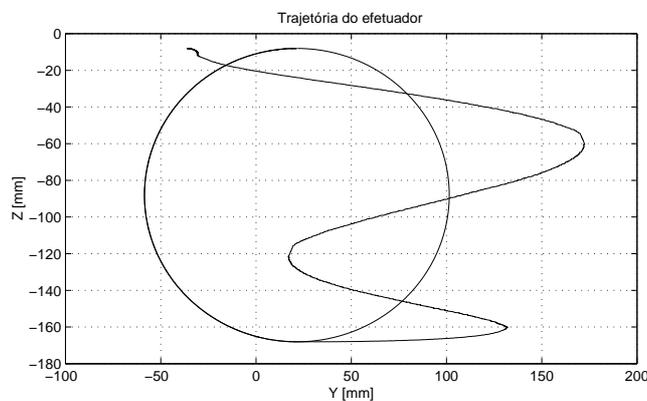


FIGURA 6.35: Trajetória do Zebra no movimento circular NC

As figuras 6.35 e 6.36 mostra a mesma experiência dada na seção (6.5.2.1) só que na segunda metade do tempo de execução deixou-se sem controle coordenado. Destas, pode verificar que o erro no eixo X_w pico-pico é de aproximadamente 20 mm, no eixo Y_w onde ocorre a maior perturbação o erro pico-pico é de 150 mm e no eixo Z_w de 5 mm. Comparando istos valores com os resultados dados na figura 6.26 o porcentagem é reduzido a 1%.

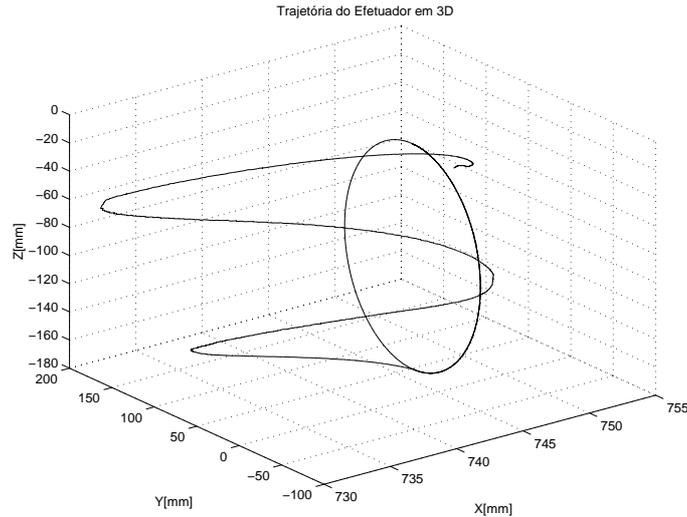


FIGURA 6.36: Trajetória 3-D do Zebra no movimento circular NC

Finalmente, as figuras 6.37 e 6.38 mostra a experiência da seção (6.5.2.2) com controle coordenado e não coordenado. Os resultados da comparação dos erros nos dois estados também confirmam uma redução ao 1%.

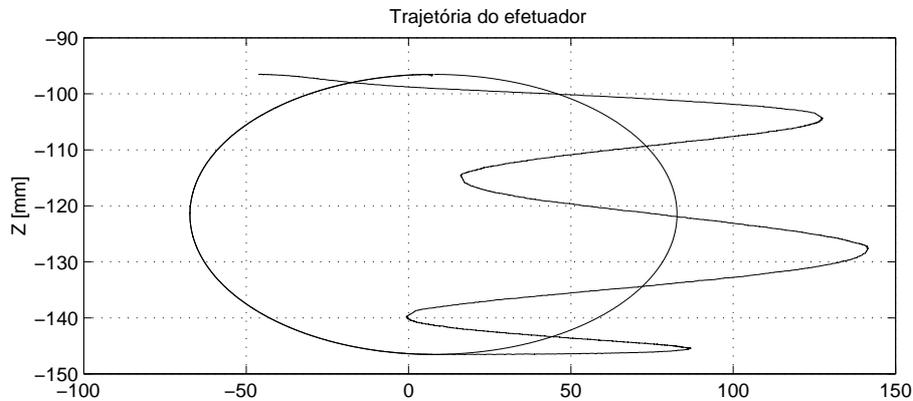


FIGURA 6.37: Trajetória do Zebra no movimento elíptico NC

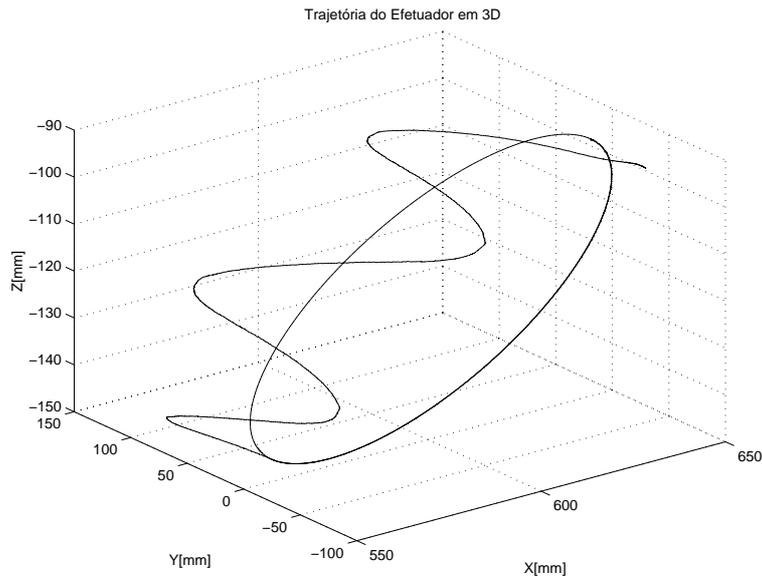


FIGURA 6.38: Trajetória do Zebra no movimento elíptico NC

6.6 Conclusões

Neste capítulo apresentou-se o método para o controle discreto do sistema Zebra-Nomad. Os parâmetros de operação do sistema calculados analiticamente foram utilizados como referência para executar os testes.

Os programas de simulação foram ferramentas essenciais para ajustar e verificar o controle projetado do Zebra-Nomad, deste modo evitou-se executar diretamente no sistema na etapa de desenvolvimento, protegendo assim equipamentos.

Completado a implementação verificou-se a validade do controlador projetado como eficiente rastreador de trajetória segundo os resultados apresentados na seção (6.5) independentemente do plano onde está situada a curva desejada.

Mas uma limitação observada em todas as tarefas executadas experimentalmente, é que o efetuador perde contato com a superfície. Em tarefas como escrever esta condição é indispensável, além de que deve também controlar-se a pressão com que deve realizar-se esta tarefa.

Assim, desde que a manipulação de uma ferramenta, tal como uma caneta, implica interação com seu entorno, o efetuador do manipulador não pode movimentar-se livremente em todas as direções; portanto, o movimento resultante é usualmente referido como *movimento com restrições*.

A execução de movimentos com restrições para um sistema só com controle de posição requer um modelo exato do manipulador e um conhecimento preciso da geometria e características mecânicas do entorno. Enquanto o modelo matemático é só uma aproximação da realidade, modelar o erro derivado pelo contato planejado deve ser estudado. Desde que o contato com o entorno é experimentado na forma de interação de força, grandes forças de contato pode acontecer. Sistemas de controle de posição típicas seguem o comandado de controle de posição rejeitado a força externa como se for uma perturbação no sistema, este tipo de comportamento pode levar à saturação, instabilidade ou até falha mecânica.

Uma execução apropriada de tarefas com movimento restringido pode ser levado usando um sistema de controle na qual considere a força externa. Ademais, se a medida direta da força de contato é usado dentro da estratégia de controle, a informação extra fornecido pelo sensor pode ajudar a compensar a falta de conhecimento exato de seu entorno. Desde que a força de contato é significativamente representativa para a interação com o exterior, uma técnica para controle de força deve ser desenvolvida.

Este problema motivou o desenvolvimento do capítulo seguinte onde estuda-se o controle híbrido trajetória/força.

Capítulo 7

Controle Coordenado Híbrido Trajetória/Força

Nos capítulos anteriores foi estudado o problema de controle coordenado para rastreamento de trajetória de um manipulador móvel. Esta técnica de controle é adequada quando o manipulador não interage significativamente com seu entorno, mas em aplicações onde o contato é necessário, o controle de ambos, posição e força são requeridas. A tarefa a desenvolver neste capítulo é exercer uma força desejada na direção ortogonal à superfície de contato, enquanto execute um rastreamento de trajetória no grau de liberdade não restringido, tal como é ilustrado na figura 7.1.

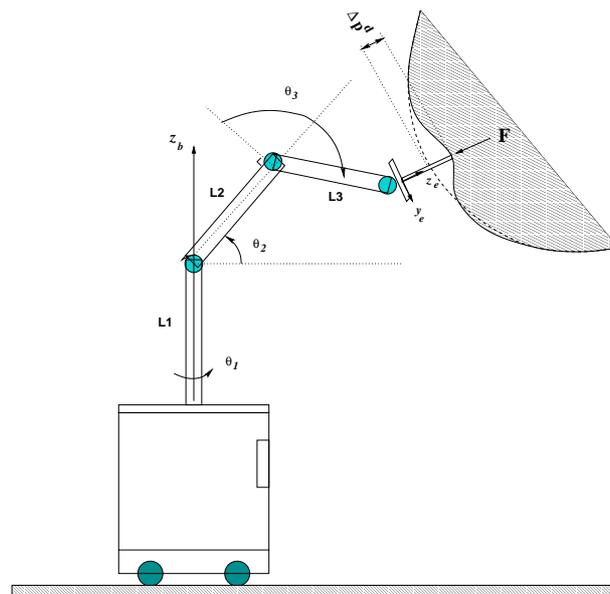


FIGURA 7.1: Força sobre superfícies de contato

Este problema tal como foi exposto não é trivial, devido à localização e geometria do entorno são usualmente não conhecidas com precisão, e a rigidez do entorno também usualmente não é conhecida. O rastreamento de trajetória e regulação de força deve acontecer na presença de modelos incertos e perturbações, o controlador a projetar deve ser capaz de agir às mudanças dentro das condições de operação.

No presente trabalho, assumiremos que a superfície de contato é suave e convexa, assim como que o movimento desejado para o efetuador é razoavelmente de baixa velocidade tal que possa-se controlar o movimento do veículo sem perder contato em nenhum momento.

7.1 Métodos de Controle de Força

Desde que a manipulação implica interação com seu entorno, o efetuador do manipulador não pode movimentar-se livremente em todas as direções; portanto, o movimento resultante é usualmente referido como *movimento com restrições*.

Assim, usando esse critério o movimento de sistemas robóticos podem ser classificados em duas categorias : com e sem restrições. Um movimento sem restrições refere-se ao caso onde o manipulador realiza uma tarefa específica no espaço sem ter algum contato com seu entorno. Mas, muitas tarefas apresentam movimentos onde as restrições em seu entorno limitam o bom desempenho do sistema, como a perda de contato tal como foi observado na seção anterior.

Outras tarefas requerem controle da força de contato, como operações de fura-deira e montagem, as quais não podem ser executadas só controlando a posição de um manipulador devido a que pequenos erros na posição poderiam causar grandes danos nas superfícies em que operam. Portanto, o controle da ponta do efetuador é essencial para estes tipos de operações.

Um simples caminho para aliviar este conflito é usar complacência passiva; para isto introduz-se um dispositivo mecanicamente suave que reduza a rigidez do manipulador. Mas este tipo de dispositivo são específicos para tarefas muito particulares, além que a força não é controlada diretamente.

Ao controle direto da força exercida por um manipulador denomina-se com-

placência ativa, isto devido ao sistema ser programado para ter esse comportamento e não pela característica de algum mecanismo físico.

Um dos caminhos mais simples para levar a cabo a complacência ativa é reduzir ou “suavizar” os ganhos do controle de posição de malha fechada, adaptando a rigidez no contato. Existem varios métodos para aplicar complacência ativa, dentro desta existe uma divisão natural de métodos dos quais pode-se distinguir entre controle de força explícito e controle de força implícito.

A diferença fundamental entre estes dois métodos é que o controle por força explícita controla diretamente a força, enquanto que o controle de força implícita regula a força via uma malha interna, a seguir apresentamos cada uma destes métodos.

7.1.1 Controle de Força Explícita

O controle de força explícita usa o erro entre força desejada e medida diretamente para calcular o sinal de controle que será aplicada no atuador do manipulador, ver figura 7.2. O controlador pode ser projetado no espaço cartesiano ou no espaço de junta, dado que usando a transposta do jacobiano (J^T) transforma-se o erro de força em erro no espaço de junta.

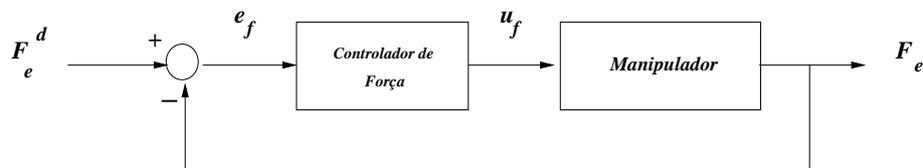


FIGURA 7.2: Controlador de força explícita

7.1.2 Controle de Força Implícita

O controle de força implícita esta composto de uma malha de controle de força externa que envolve uma malha interna de controle de posição, fornecendo um sinal de controle aos atuadores, tal como se mostra na figura 7.3.

A força é regulada pela malha interna que controla a posição do manipulador na direção da superfície restringida. Este tipo de controlador em geral, tendem a ser mais robustos à variação de parâmetros que o esquema explícito. Em (Stokic,

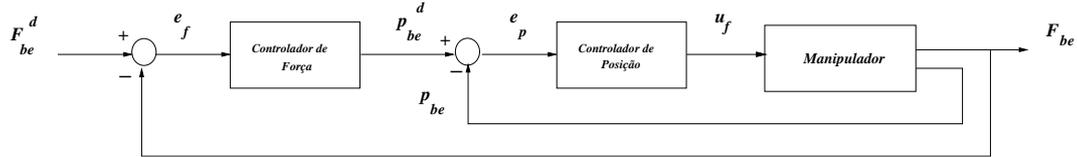


FIGURA 7.3: Controlador de força implícita

Vukobratovic & Surdilovic 1991) reportou-se a validade deste método para sistemas com baixa resposta dinâmica, tal como é o caso de um ROV/Manipulado.

Este método, desenvolvido por (Salisbury 1980), apresenta-se como uma arquitetura de controle, não particulariza uma lei de controle em especial, o controlador interno pode ser formulado no espaço cartesiano ou no espaço de junta. Assim, uma extensão a esta proposta seria o controle híbrido de posição e força no espaço cartesiano, método que será estudado a seguir.

7.2 Controle Híbrido Trajetória/Força

Um controle híbrido de trajetória/força para um manipulador móvel é proposto neste trabalho, onde combina-se o controle coordenado de trajetória proposto até agora, com um controle de força implícito no manipulador os quais são executados simultaneamente.

Assim, o objetivo da plataforma móvel será manter a configuração do manipulador dentro de sua pose de operação preferida, seguindo a estratégia de controle coordenado proposto neste trabalho, enquanto o manipulador execute o rastreamento de trajetória mantendo uma força de contato constante e ortogonal à superfície sobre a qual a trajetória desejada está alocada.

Dado que o controlador de trajetória para o manipulador foi projetado no espaço cartesiano, devido a suas vantagens expostas na seção (4.2), o controlador da força exercida pelo efetuador será projetado também nesse mesmo espaço, deste modo seus sinais de controle poderão ser somados diretamente obtendo assim a soma de ambos efeitos num sinal de controle resultante u_w .

O sinal de controle u_w calculado para o sistema de coordenada inercial, será transformado ao sistema da base do manipulador levando em consideração a compensação

cinemática devido ao movimento do veículo tal como foi proposto na equação (4.41) obtendo assim um sinal de controle u_b .

Dado que os sinais de controle para os atuadores do manipulador estão dadas no espaço de junta, utilizamos o jacobiano, J , do manipulador dado na seção (3.1.4), para transformamos o sinal u_b no sinal de controle \dot{q} segundo a seguinte relação

$$\dot{q} = J(q)^{-1} \dot{p} .$$

Um problema apresentado no controle de força é que a rigidez da superfície de contato, em geral, é desconhecida e portanto, também desconhecida sua complacência. Inicialmente as pesquisas estiveram orientadas num controle do manipulador rígido com uma superfície rígida, chamado contato rígido, mas esta envolveu estudo de dinâmicas altamente não lineares além que o controle tinha alta largura de banda, inconveniente quando temos um controle digital. Uma solução a este problema foi utilizar algum elemento de complacência passiva no sistema. Esta deve ser alocada tão perto como seja possível ao ponto de contato com a superfície. O princípio é o seguinte, assim como uma mola isola a vibração de uma máquina de sua base, esta complacência passiva tende a desacoplar a dinâmica do manipulador de sua força de interação com seu entorno. Portanto, o controle de força de contato é reduzido a um problema de controle de movimento para o manipulador, o controlador de força transforma o erro de força num comando de movimento, tal como se fosse um controle de posição ou velocidade (Schutter, Torfs, Bruyninckx & Dutré 1997). A seguir apresentamos o análise do método utilizado para a transformação da força em erro de posição.

7.2.1 Transformação Força/Posição

Seguindo o análise proposto na seção anterior, seja então um manipulador robótico equipado com um sensor de força montado no punho, em cujo eixo do efetuador foi instalada uma mola para atuar como um elemento de complacência passiva, tal como é ilustrado na figura 7.4.

Com esta estrutura, a força exercida sobre a superfície terá a mesma orientação

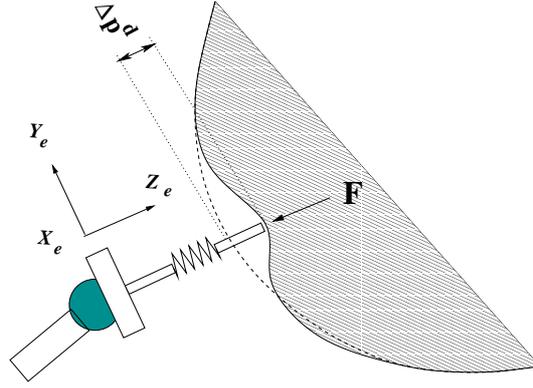


FIGURA 7.4: Transformação de força de contato a erro de posição

e sentido que o eixo Z_e do efetuador, portanto esta pode ser expressa como

$$F_e^d = \begin{bmatrix} f_x^d \\ f_y^d \\ f_z^d \end{bmatrix}, \quad (7.1)$$

onde temos que $f_x^d = f_y^d = 0$, dado que a força aplicada é normal à superfície assim como a orientação do punho, isto segundo a estratégia de controle proposto neste trabalho dada na seção (4.1).

Considerando que a mola tem uma constante de elasticidade linear k_s , a deformação Δz_e^d obtida aplicada uma força f_z^d será igual a

$$\Delta z_e^d = \frac{f_z^d}{k_s} \quad (7.2)$$

Dado que o controlador de posição do manipulador está projetado no espaço cartesiano, a transformação força erro de posição (F/P) no sistema de coordenadas inerciais está dado pela seguinte equação

$$\Delta p_{we} = R_{we} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ f_z^d / k_s \end{bmatrix} \quad (7.3)$$

onde R_{we} é a matriz de rotação instantânea do sistema do efetuador com referência ao sistema inercial, deste modo Δp_{we} serve como sinal de entrada para o controlador

de força de contato do sistema.

Com a finalidade de testar o algoritmo de controle híbrido para um manipulador móvel, implementamos dois métodos de controle, na primeira usaremos um controle clássico utilizando uma matriz de seleção para a força e a posição, e na segunda, propoe-se um controle híbrido sem matriz de seleção.

Para os resultados experimentais, utilizou-se o Zebra-Nomad em cujo punho de seu manipulador tem-se instalado um sensor de força com capacidade de medir força nos três eixos f_x, f_y, f_z assim como os torques M_x, M_y, M_z respectivamente.

7.2.2 Controle Híbrido Com Matriz de Seleção

Este método de controle híbrido de posição/força foi proposto por (Raibert & Craig 1981); nesta os erros de posição e força são controlados em dois sub-espacos independentes, tal como é ilustrado na figura 7.5.

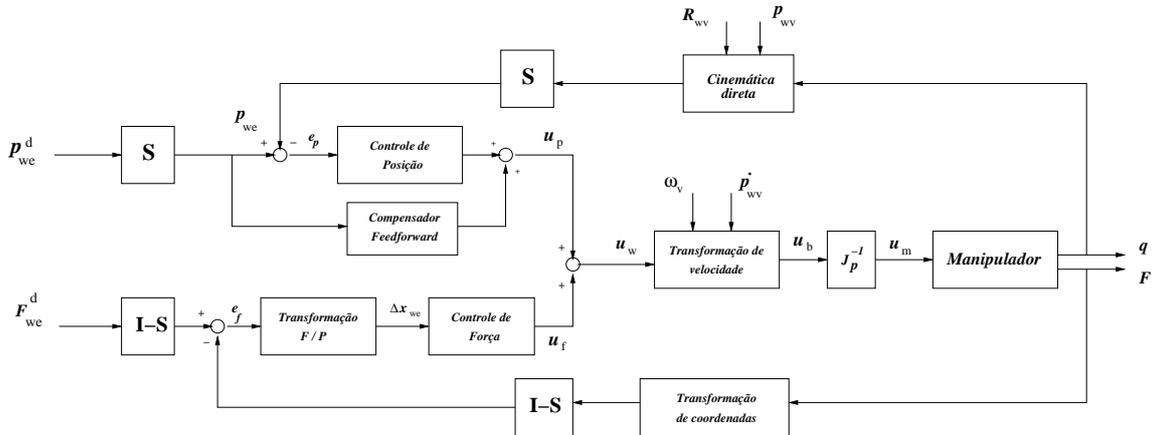


FIGURA 7.5: Controlador híbrido de trajetória/força com matriz de seleção

O elemento chave deste método de controle híbrido de posição/força é a matriz de seleção de complacência $S_c = \text{diag}[s_1, s_2, \dots, s_n]$ onde n é o número de graus de liberdade do manipulador. Esta determina quais das direções controlaram a posição ($s_i = 0$) e quais estarão sob o controle de força ($s_i = 1$), onde $i \in \{1, 2, \dots, n\}$.

Dado que o controle de força e posição é projetado no espaço cartesiano $X_w Y_w Z_w$, e que a implementação deste controle será utilizando o manipulador móvel terrestre Zebra-Nomad, escolhemos a seguintes matrizes de seleção onde a posição estará

controlada no plano $Y_w Z_w$ e força na direção do eixo X_w .

$$S_c = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad I - S_c = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}. \quad (7.4)$$

Assim teremos dois controladores independentes atuando em direções ortogonais e complementarias no espaço cartesiano. Cada controlador será projetado separadamente em função a suas condições de operação.

O controlador cartesiano de posição do manipulador é implementado usando um controlador PI tal como foi exposto na seção (4.3.2), cuja lei de controle está dado por

$$u_p = K_p e_p + K_p T_i^{-1} \int^t e_p dt + K_m^{-1} \dot{p}_{we}^d. \quad (7.5)$$

Para o controle cartesiano de força, implementou-se o método de controle de força explícita apresentado na seção (7.1.1), utilizando um PI como controlador. A lei de controle escalar para este sistema é dada por

$$u_f = k_f (f_x^d - f_x) + k_f / t_f \int^t (f_x^d - f_x) dt. \quad (7.6)$$

onde f_x^d , f_x é a força desejada e medida no eixo X_w , e k_f , t_f os ganhos proporcional e integral do controlador PI de força. Seguindo um análise similar ao feito para a posição, a equação de erro de força está dada por

$$\ddot{e}_f + k_s k_f \dot{e}_f + k_s k_f / t_f e_f = 0; \quad (7.7)$$

onde $e_f = f_x^d - f_x$. Posto que a transformação força/posição dado na equação (7.3) para este caso é linear, onde $\Delta p_{we} = \Delta x_{we}$ e $f_x = k_s \Delta x_{we}$; e substituindo estas relações na equação (7.7) obtemos o seguinte resultado do modelo do controle de força

$$\Delta X_{we}(s) = \frac{k_f s + k_f / t_f}{s^2 + k_s k_f s + k_s k_f / t_f} F_x^d. \quad (7.8)$$

Assim, o sinal de controle de posição (u_p) e de força (u_f) são somados num sinal

(u_w) de controle que satisfazem ambos comandos. Utilizando uma transformação de velocidade para executar a compensação cinemática devido ao movimento do veículo, e o jacobiano inverso (J_p^{-1}) obtemos o sinal de controle no espaço de junta para os atuadores do manipulador.

Esta estratégia de controle, é referido na literatura como *controle híbrido clássico de posição/força*. O resultado conjunto deste modelo é apresentado na figura 7.5. Uma limitação que apresenta este tipo de controle é que o sistema controla a posição e força em direções ou sub-espacos diferentes, limitando portanto sua aplicação a tipos de tarefas que cumpram essas condições. Com o objetivo de dar uma alternativa de solução a este tipo de problema, a seguir apresentamos um segundo método.

7.2.3 Controle Híbrido Sem Matriz de Seleção

Este método de controle híbrido posição/força, consiste de um sistema com duas malhas de controle. Um controlador cartesiano de posição na malha interna, junto a um compensador de força implícita na malha externa, tal como é ilustrado na figura 7.6.

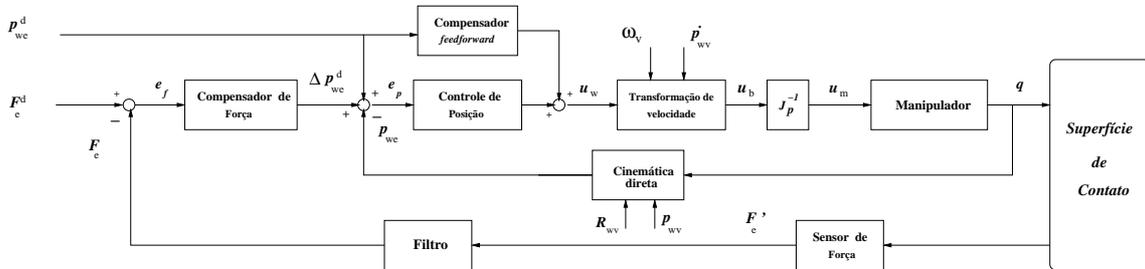


FIGURA 7.6: Controlador híbrido trajetória/força sem matriz de seleção

O compensador de força modifica a posição de referência do efetuador dada pela trajetória desejada de acordo com a força de contato sentido (f_e) e a força desejada (f_e^d) no efetuador.

Com a finalidade de implementar esta estratégia, e assumindo que o manipulador possui um dispositivo de complacência passiva no efetuador, fazemos uso da transformação força/posição apresentada na seção (7.2.1), convertindo deste modo o erro de força (e_f) em erro de posição (Δp_{we}).

Dado que neste método não existe uma matriz de seleção que limite a direção na qual a força possa atuar, o vetor

$$\Delta p_{we} = \begin{bmatrix} \Delta x_{we} \\ \Delta y_{we} \\ \Delta z_{we} \end{bmatrix} \quad (7.9)$$

pode estar orientado em qualquer direção, expresada como uma combinação linear dos vetores unitários do sistema de coordenadas inerciais.

Mas esta simples transformação poderia levar a mudar a posição do efetuador sem garantir contato com a superfície, devido a que o erro positivo de força está limitado.

Com esse objetivo implementamos um compensador proporcional-integral que permita assegurar contato com a superfície, assim como permita “suavizar” o sinal de erro de posição devido à leitura de força. Portanto, seja o seguinte compensador

$$\Delta p_{we}^d = K_f \Delta p_{we} + K_f T_f^{-1} \int^t \Delta p_{we} dt, \quad (7.10)$$

onde K_f e T_f são as matrizes diagonais de ganho proporcional e integral do erro de posição Δp_{we} . O sinal de erro resultante Δp_{we}^d à saída do compensador servirá como sinal que regulará a posição do efetuador devido ao erro de força.

Por outro lado, o controle de posição foi projetado tal como foi proposto no capítulo 5, tendo como característica sua capacidade para rastreamento do sinal de referência, que para este caso é $p_{we}^d + \Delta p_{we}^d$.

A função de transferência do sistema em conjunto está dado por

$$P_{we} = P_{we}^d + \frac{T_i s + 1}{s^2 + K_p s + K_p/T_i} \Delta P_{we}^d, \quad (7.11)$$

Este controlador propõe-se como uma solução para tarefas em superfícies de contato onde a posição e força atuam na mesma direção ou no mesmo sub-espço (Chen & Chang 1999).

7.3 Resultados experimentais

Nesta seção apresentam-se os resultados experimentais do controle híbrido de trajetória/força para o manipulador móvel Zebra-Nomad equipado com um sensor de força/torque *JR3* montado no punho, o qual permite medir a força e o torque nos três eixos cartesianos. Dado que no efetuador foi acoplado uma mola para atuar como dispositivo de complacência passiva, a constante de elasticidade calculada experimentalmente é igual $k_s = 0.13 \text{ Kg} - f/mm$, dado que será usado para realizar a transformação do erro de força em erro de posição na direção da força aplicada.

Com o objetivo de comparar o comportamento dos dois métodos de controle híbrido proposto neste capítulo, implementamos uma tarefa para um movimento elíptico do efetuador sobre uma superfície ligeiramente curva e inclinada com referência ao plano vertical, considerado modelo ideal para o controle de posição; assim o controle de força regulará a posição no eixo X_w tal que o efetuador mantenha uma força desejada igual a $0.5 \text{ Kg} - f$ com dita superfície. A seguir apresentamos os resultados obtidos.

Primeiro Método : Controle híbrido com matriz de seleção

Nesta experiência aplica-se uma matriz de seleção dada na equação (7.4) para dividir o controle de posição no sub-espaço $Y_w Z_w$, e o controle de na direção X_w .

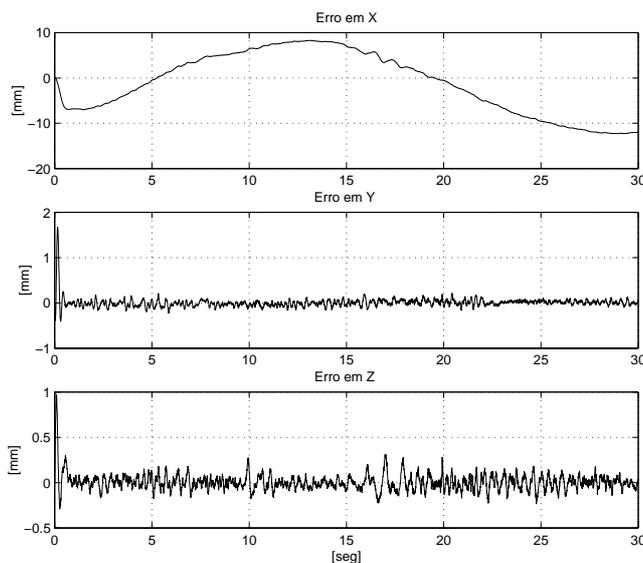


FIGURA 7.7: Erro de posição / Híbrido com matriz de seleção

O método de controle de posição aplicado para dito subespaço conserva sua eficiência tal como foi exposto no capítulo anterior e pode verificar-se na figura 7.7, aqui os erros no plano $Y_w Z_w$ são inferiores a 1.5 mm . O erro no eixo X_w só ilustra a regulação do controle de força como erro de posição.

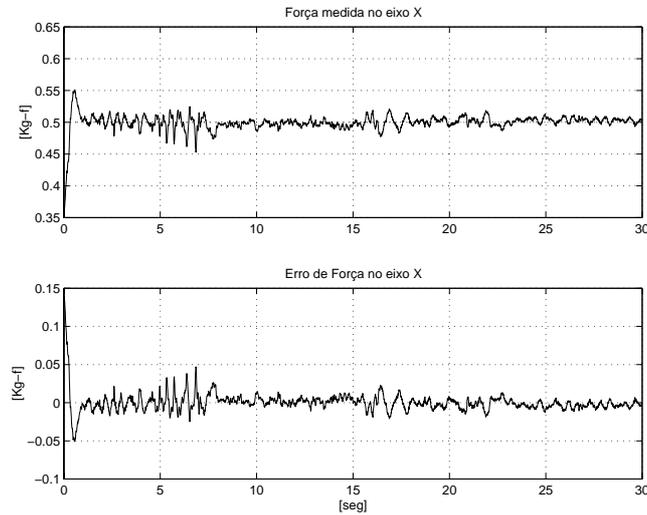


FIGURA 7.8: Erro de força / Híbrido com matriz de seleção aplicado pelo efetuador

A figura 7.8, mostra a resposta do controle de força na direção X_w ; nesta observa-se que o erro de força inicial é controlado rapidamente tendo um tempo de estabelecimento inferior a 2 seg . O comportamento estável do controlador é mantido ao longo da experiência apresentando erros inferiores ao 1% da força desejada.

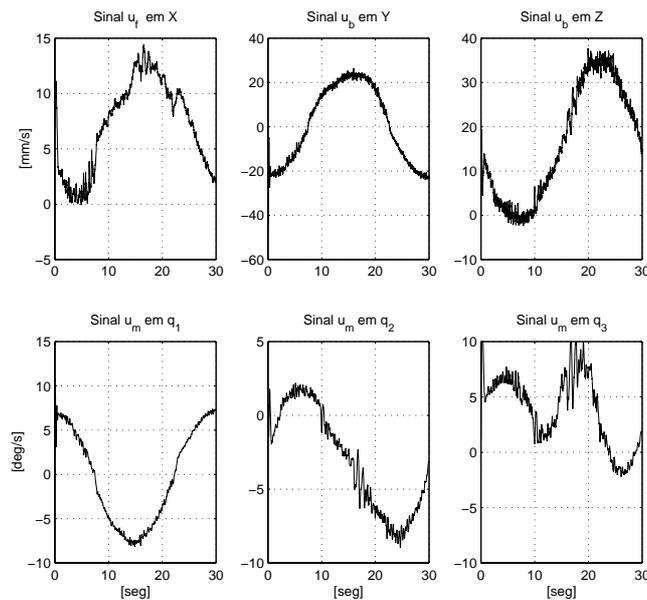


FIGURA 7.9: Sinais de controle / Híbrido com matriz de seleção

Na figura 7.9 apresentam-se os sinais de controle cartesiano e de junta para o efetuador. O sinal de u_f representa o esforço de controle da força, enquanto u_b em Y_w e Z_w os sinais para a posição. Finalmente a figura 7.14, mostra o trajetória executada pelo efetuador, aqui verifica-se ao bom desempenho do controle de posição deste método.

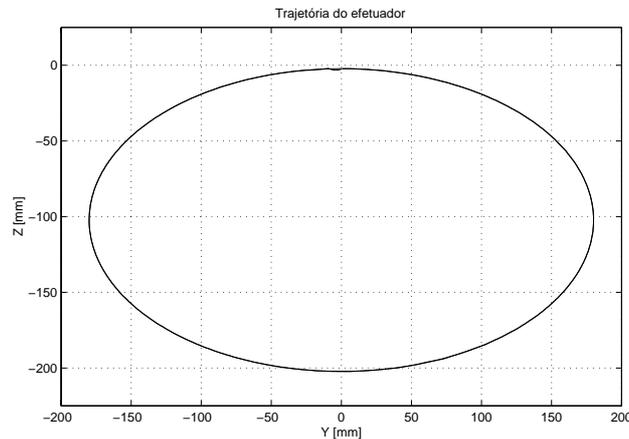


FIGURA 7.10: Trajetória do efetuador / Híbrido com matriz de seleção

Segundo Método : Controle híbrido sem matriz de seleção

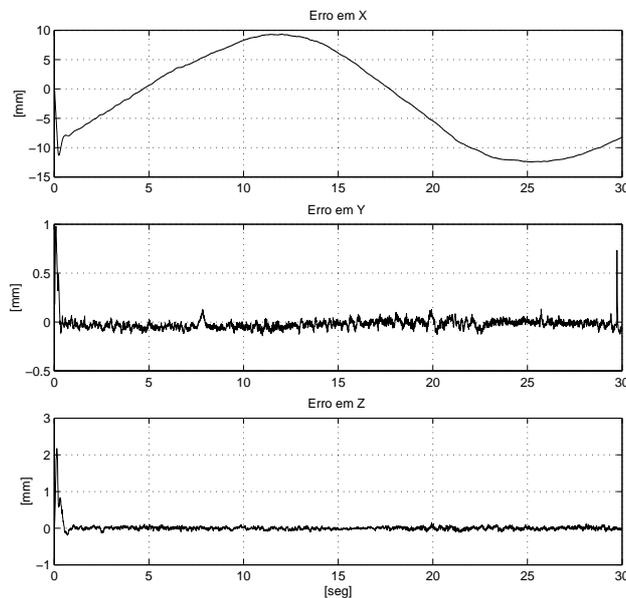


FIGURA 7.11: Erro de posição / Híbrido sem matriz de seleção

Para este método, o controle de posição dado no plano $Y_w Z_w$ apresenta uma eficiente capacidade de rastreamento de trajetória, os erros de posição nesse plano

estão por debaixo dos 2 mm . O erro mostrado no eixo X_w , descreve a complacência da superfície devido à força aplicada pelo efetuator, assim como do erro no modelo ideal de considerar à superfície como um plano vertical, conferir na figura 7.11.

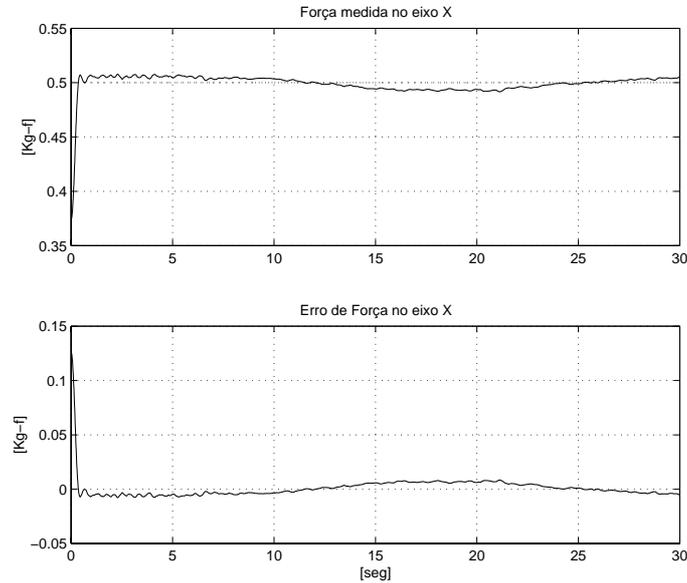


FIGURA 7.12: Erro de força / Híbrido sem matriz de seleção aplicado pelo efetuator

Na figura 7.12, pode-se observar que o controle de força durante toda a experiência mantém o efetuator sempre contato com a superfície, isto a que força medida ao longo da experiência, nunca é zero. O erro de seguimento de força é menor a 5% do sinal de referência.

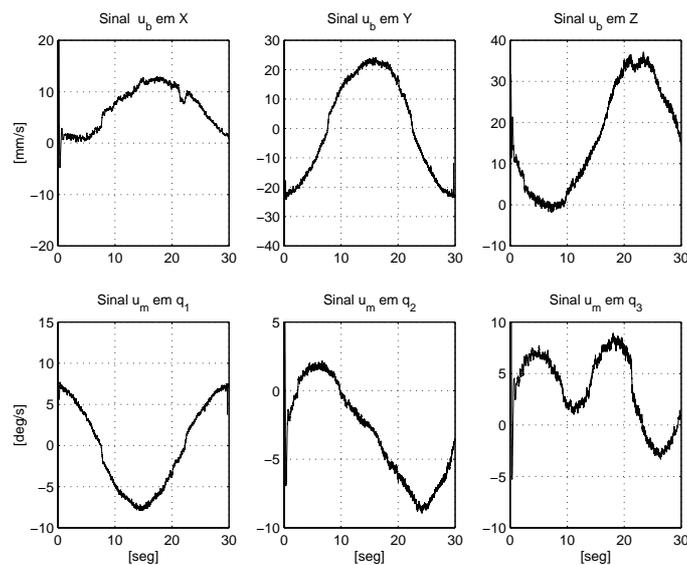


FIGURA 7.13: Sinais de controle / Híbrido sem matriz de seleção

Os sinais de controle apresentados na figura 7.13 são resultado do controle de força e posição em conjunto; como pode-se observar que estes sinais estão longe da saturação e tendo um esforço de controle similar ao primeiro método apresentado.

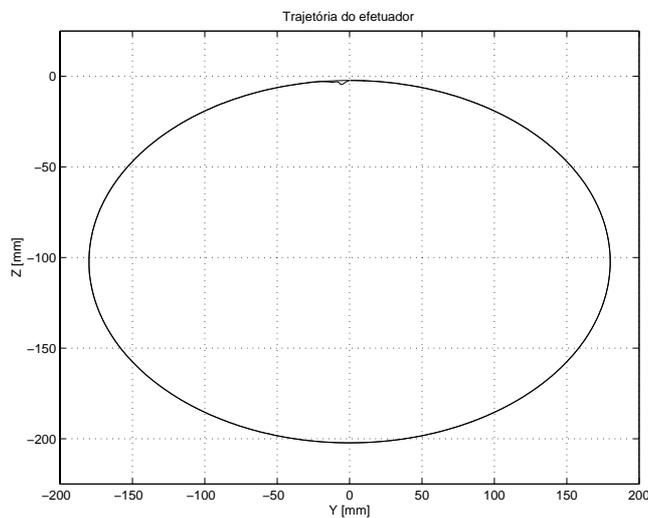


FIGURA 7.14: Trajetória do efetuador / Híbrido sem matriz de seleção

E finalmente a trajetória desejada e executada pelo efetuador é apresentada na figura 7.14, desta pode-se apreciar que no início do movimento apresenta-se um erro na trajetória (parte superior); isto deve-se à resposta na posição devido ao esforço do controlador de força para alcançar seu valor desejado.

Capítulo 8

Conclusões gerais

Neste trabalho foi apresentado a estratégia e método de controle coordenado de um sistema robótico manipulador móvel. Este sistema, composto de uma plataforma móvel e um manipulador robótico, foi estudado na tentativa de emular os movimentos executados por um ROV/Manipulador utilizados em operações de intervenção submarinha, com a finalidade de testar o desempenho do algoritmo de controle coordenado proposto para realizar tarefas de rastreamento de trajetória e força sobre superfícies conhecidas.

Devido às dificuldades técnicas para levar a cabo a implementação e execução desta proposta em ROV's/Manipulados, implementou-se dito algoritmo num manipulador terrestre Zebra-Nomad do grupo GSCAR da COPPE/UFRJ.

A seguir, apresentamos as principais contribuições realizadas neste trabalho no sistema acima descrito :

1. Propõe-se para o veículo Nomad XR-4000 assim como do manipulador Zebra-Zero, um modelo que responde ao comportamento real destes sistemas, para os quais, identificou-se experimentalmente cada um de seus parâmetros. A linearidade destes modelos, para o controle cinemático proposto, foram verificados executando uma série de testes experimentais sem apresentar mudanças significativas nos valores dos parâmetros dos modelos; concluindo portanto, sua validade numa ampla faixa de operação. Este processo de reconhecimento e identificação dos sistemas, teve importância significativa para projetar cor-

retamente o compensador *feedforward* e sintonizar adequadamente os controladores propostos para cada um deles.

2. Sob o conceito de pose de operação preferida do manipulador dada pela máxima manipulabilidade, foram desenvolvidos um conjunto de equações para a posição e orientação desejadas do veículo e do manipulador, que permitam um movimento coordenado para realizar tarefas de rastreamento de trajetória sobre superfícies conhecidas no espaço, mantendo a orientação do efetuador ortogonal a dita superfície. As experiências implementadas nesta tese pertencem a tarefas que foram propostas pelo CENPES para ser desenvolvidas dentro do projeto RECOPE/TECSUB da qual esta tese forma parte.
3. O problema da redundância cinemática apresentada neste tipo de sistema, foi resolvida considerando ao veículo e ao manipulador como dois subsistemas, devido que estas apresentam características dinâmicas diferentes, e portanto, com diferente largura de banda de operação, permitindo assim, projetar dois controladores independentes. A validade desta proposta foi estudada e testada com o programa de simulação usado na seção (6.4); os resultados obtidos nestas simulações foram satisfatórios para o controle coordenado desde que a relação da largura de banda de operação manipulador/móvel seja maior que 1. Os testes na simulação mostraram que para valores igual ou inferior a 8 o erro de rastreamento vai acrescentado-se até chegar à instabilidade. Portanto, para os resultados experimentais apresentadas neste trabalho, utilizou-se uma relação Zebra/Nomad superior a 20, valor que corresponde à relação de seus tempos de amostragem.
4. Utilizando o método de controle baseado no modelo do sistema, propõe-se um sistema de controle *feedforward/feedback*, tanto para o veículo como para o manipulador, para executar a tarefa de rastreamento de uma trajetória variante no tempo. Um compensador *feedforward* é utilizado no manipulador para executar a tarefa de interação cinemática entre este sistema e o veículo, permitindo assim realizar o controle coordenado do sistema em conjunto. Os controladores escolhidos para este método foram : um controlador *PI* para o manipulador, que execute efetivamente a tarefa de rastreamento da trajetória

desejada com rapidez e precisão, e um controlador PD para o veículo, com capacidade de rastreamento de trajetória e rejeição de perturbações, cumprindo a sua vez uma tarefa de adaptação dinâmica entre estes sistemas, segundo a estratégia proposta, devido a sua baixa largura de banda projetada.

5. Duas estratégia de controle de trajetória/força foram propostas, a primeira utiliza uma matriz de seleção que divide o sistema em dois controladores, um para posição e outro para força. E o segundo método, um controle sem matriz de seleção, onde a posição e a força são controlados simultaneamente em todas as direções de operação do sistema.
6. O cálculo dos ganhos dos controladores assim como dos parâmetros para sua implementação digital foram estudados analiticamente e implementados nos programas para o controle do Zebra-Nomad, conseguindo os objetivos para o desempenho do sistema em conjunto.
7. Dentro do sistema de controle proposto, o peso do manipulador é modelado como uma perturbação na entrada deste sistema, a qual o controlador PI é projetado para compensá-lo, tal como foi comprovado ao comparar os resultados das simulações com os resultados da parte experimental. No caso do veículo, os sinais de perturbação foram consideradas do tipo senoidal; seu controlador foi projetado com uma baixa largura de banda (0.3 Hz) e com capacidade para atenuar sinais de alta amplitude.

A partir desta proposta, os resultados obtidos ao longo do desenvolvimento deste trabalho de tese pode-se fazer as seguintes conclusões :

- Segundo os resultados experimentais apresentados no sistema Zebra-Nomad, pode-se concluir a eficiência da estratégia do controle coordenado para manipuladores móveis. Verificou-se sua capacidade de planejamento de trajetória do veículo dado uma trajetória desejada para o efetuador. Uma restrição observada nesta estratégia, é que devido às características dinâmicas diferentes para ambos sistemas, a velocidade desejada para o efetuador não pode ser alta tal que o veículo tenha que acompanhar esse movimento, já que o manipulador poderia sair de seu espaço de trabalho.

- A aplicação do controle proposto é completamente viável para o controle coordenado de ROV's/Manipulados ou robôs de intervenção no espaço, onde tem-se movimentos nos 6 graus de liberdade, tal como foi estudado nos capítulos 3 e 4 desta dissertação.
- O sistema de controle coordenado de um manipulador móvel foi testado no Zebra-Nomad, verificando-se sua capacidade para rejeição de perturbações e precisão de rastreamento. Dos resultados experimentais apresentados na seção (6.5), pode-se observar que os erros de rastreamento em todos seus eixos é inferior a 2.5mm mesmo quando o veículo esteja sujeito a perturbações no rumo e na direção radial a seu movimento, cumprindo assim as especificações impostas no projeto RECOPE/TECSUB.
- A máxima manipulabilidade nem sempre é a melhor configuração para o braço num manipulador móvel terrestre, devido a que nesta condição o efetuador fica situado no centro de seu espaço de trabalho, e isto limita o percorrido máximo do braço no eixo ortogonal ao plano de movimento. Nas experiências com o Zebra-Nomad no movimento no plano vertical esta limitação foi observada claramente.
- As limitações no comprimento do braço do manipulador, em geral, afetam o desempenho do sistema em conjunto devido a que isto reduz sua capacidade para agir a perturbações no veículo. No caso do Zebra-Zero, esta limitação fez que as experiências estejam limitadas a perturbações no rumo e no sentido radial por separado, já que apresentou saídas do espaço de trabalho
- O controle coordenado da posição junto a um controle de orientação do punho e força, tal como foi proposto neste trabalho, cumpre as condições para uma série de aplicações industriais que exigem grande destreza tais como as usadas na indústria *offshore*.
- As estratégias de controle híbrido de posição e força cubrem as especificações para operar em qualquer superfície, não tendo portanto limitações no tipo de tarefa a executar.

8.1 Trabalhos futuros

Algumas das propostas para pesquisas posteriores complementarios a este trabalho de tese, pode ser as seguintes :

- (a) Propõe-se um sistema de servo-visão para movimento coordenado de manipuladores móveis. Conhecida uma trajetória desejada para o efetuador, o sistema de visão entraria como um “fiscal” e corretor do movimento para a ponta do efetuador. Na maioria de trabalhos estudados nesta área, estuda-se só para manipuladores de base fixa tal como foi proposto em (Zachi 2001).
- (b) Estudo e implementação da orientação do punho do manipulador assistido por leitura de força e torques para superfícies desconhecidas para um manipulador móvel.
- (c) Estudo e simulação para o controle coordenado de múltiplos manipuladores móveis ou controle de dois manipuladores sobre o veículo.
- (d) Estudo e implementação de métodos de controle inteligente, como Redes Neurais, para os manipuladores possibilitando o treinamento e aprendizagem de suas sinais de entrada para a saída, para logo poder projetar seu correspondente processo inverso. A vantagem deste sistema é que permite relacionar sistemas altamente não lineares que são apresentados em controle por servo-visão.

Apêndice A

Dados técnicos do Zebra-Nomad

Neste apêndice apresentaremos os dados técnicos do manipulador Zebra-Zero e do veículo Nomad XR-4000, a informação contida nas tabelas foram utilizadas como parâmetros de configuração do Zebra-Nomad no programa de controle coordenado para este sistema. Também apresentamos informação adicional sob funções que serão aproveitadas em trabalhos posteriores por ser dados característicos do sistema.

A.1 Dados gerais do Zebra-Zero

O Zebra-Zero sendo um manipulador de 6 graus de liberdade, possui 6 motores que permitem o movimento em cada uma de suas juntas. Em cada acoplamento do motor, foi montado um *encoder* óptico incremental que permite conhecer o ângulo relativo entre dois elos consecutivos do manipulador. A informação dos encoders é integrada processada na placa de controle HCTLM do manipulador para executar o movimento nos motores em cada junta.

Dado que o controle projetado para este trabalho é do tipo cinemático, o sinal de controle será um sinal de velocidade tal como foi proposto na seção (4.2.1). Este sinal terá que ser multiplicado pela matriz K_m^{-1} para poder utilizar a variante de controle na seção (4.4) onde o modelo do motor é um integrador puro.

$$K_m^{-1} = \begin{bmatrix} 2.38 & 0 & 0 \\ 0 & 1.88 & 0 \\ 0 & 0 & 2.77 \end{bmatrix}. \quad (\text{A.1})$$

A.1.1 Dados técnicos

A seguir apresentamos os dados técnicos para o manipulador Zebra-Zero que foram considerados neste trabalho

Item	Descrição
Tipo de junta	6 de revolução
Configuração	Articulado
Comprimento do elo L1	279.4 mm
Comprimento do elo L2	279.4 mm
Comprimento do elo L3	228.6 mm
Comprimento do elo L6	176.3 mm
Altura h_z	319.4 mm
Alcance máximo	635.0 mm
Velocidade angular máx. p/junta	143.24 deg/s
Peso do braço	11.36 Kg

TABELA A.1: Dimensões e especificações do Zebra-Zero

A.1.2 Limites das juntas

Os limites inferior e superior dos ângulos de movimento para as juntas do manipulador Zebra-Zero estão ilustradas na seguinte tabela

Junta	Ângulo mín.	<i>Stop de Junta</i>	Ângulo máx.	<i>Stop de Junta</i>
J1	-180.0 ⁰	Não	+180.0 ⁰	Não
J2	-45.0 ⁰	Sim	+135.0 ⁰	Não
J3	-220.0 ⁰	Sim	-90.0 ⁰	Sim
J4	+0.0 ⁰	Sim	+360.0 ⁰	Sim
J5	-100.0 ⁰	Sim	+100.0 ⁰	Sim
J6	-180.0 ⁰	Não	+180.0 ⁰	Não

TABELA A.2: Limites nos ângulos das juntas

Pode-se observar que as faixas na que operam as juntas são não simétricas, e a posição zero de alguma das juntas não fica dentro da faixa de operação da mesma.

A.1.3 Jacobiano global

Definimos o jacobiano global como aquele jacobiano que considera efeito de translação do elo L_6 expressado na equação (A.3) a qual foi representado como

$$J_r3 = \left[\begin{array}{c|c} J_{r3_1} & J_{r3_2} \end{array} \right]. \quad (\text{A.2})$$

Agora para expressar as componentes de cada um das submatrizes desta equação fazemos o seguinte, seja

$$J_{r3_1} = \begin{bmatrix} m_{11} & m_{12} & m_{13} \\ m_{21} & m_{22} & m_{23} \\ m_{31} & m_{32} & m_{33} \end{bmatrix} \quad J_{r3_2} = \begin{bmatrix} n_{11} & n_{12} & n_{13} \\ n_{21} & n_{22} & n_{23} \\ n_{31} & n_{32} & n_{33} \end{bmatrix}, \quad (\text{A.3})$$

onde suas componentes têm os seguintes valores

$$\begin{aligned} m_{11} &= s_1 c_{23} c_4 s_5 + s_1 s_{23} c_5 + c_1 s_4 s_5 & n_{11} &= c_1 c_{23} s_4 s_5 + s_1 c_4 s_5 \\ m_{12} &= c_1 s_{23} c_4 s_5 - c_1 c_{23} c_5 & n_{12} &= -c_1 c_{23} c_4 c_5 + c_1 s_{23} s_5 + s_1 s_4 c_5 \\ m_{13} &= c_1 s_{23} c_4 s_5 - c_1 c_{23} c_5 & n_{13} &= 0 \\ m_{21} &= -c_1 c_{23} c_4 s_5 - c_1 s_{23} c_5 + s_1 s_4 s_5 & n_{21} &= s_1 c_{23} s_4 s_5 - c_1 c_4 s_5 \\ m_{22} &= s_1 s_{23} c_4 s_5 - s_1 c_{23} c_5 & n_{21} &= -s_1 c_{23} c_4 c_5 + s_1 s_{23} s_5 - c_1 s_4 c_5 \\ m_{23} &= s_1 s_{23} c_4 s_5 - s_1 c_{23} c_5 & n_{23} &= 0 \\ m_{31} &= 0 & n_{31} &= s_{23} s_4 s_5 \\ m_{32} &= -c_{23} c_4 s_5 - s_{23} c_5 & n_{32} &= -s_{23} c_4 c_5 - c_{23} s_5 \\ m_{33} &= -c_{23} c_4 s_5 - s_{23} c_5 & n_{33} &= 0 \end{aligned}$$

A.2 Dados gerais do Nomad XR-4000

Um estudo adicional e necessário, é saber o comportamento do modelo do Nomad em frequência, deste modo poderemos uma idéia mais clara de quais são as limitações dele e até que ponto ele pode agir a sinais do tipo senoidais.

Na figura A.1 apresenta-se o diagrama de bode de magnitude em malha aberta do Nomad sendo conhecidos seus parâmetros do modelo proposto na seção (5.2.2).

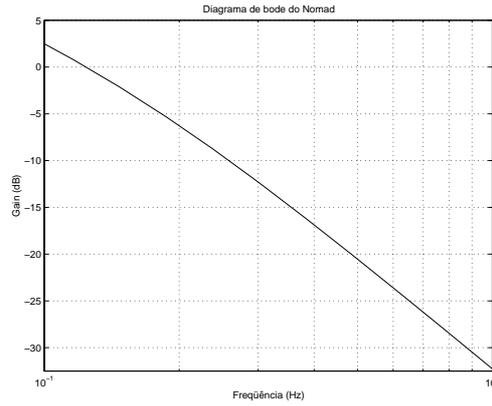


FIGURA A.1: Resposta em frequência do modelo do Nomad

Para esta experiência observamos que a frequência de corte ω_c correspondente a uma magnitude de $-3dB$ é igual a

$$\omega_c \approx 1 \text{ rad/s};$$

isto é, para qualquer sinal de entrada com frequências superiores a 0.164 Hz o Nomad não agirá corretamente e isto pode levar à instabilidade.

Se aplicamos um degrau unitário ($\mu(t)$) ao modelo proposto para o Nomad a resposta no tempo estará dado por

$$p(t) = k_v \left(t - \tau_v + \tau_v e^{\frac{-t}{\tau_v}} \right) \mu(t),$$

graficando esta equação temos

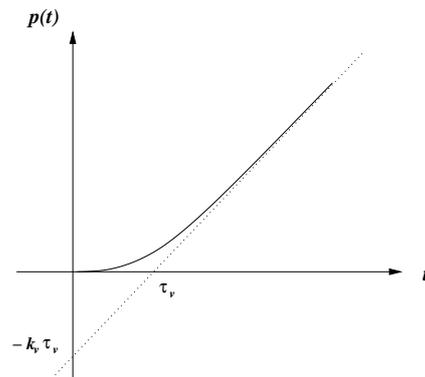


FIGURA A.2: Resposta no tempo do modelo do Nomad

comparando esta resposta com a figura 5.6 obtida da parte experimental, observamos que o modelo é bastante aproximado desde que ele trabalhe em sua faixa linear.

A.2.1 Dados técnicos

A seguir apresentamos os dados técnicos do veículo Nomad XR-4000 que foram considerados neste trabalho

Item	Descrição
Número de rodas	4
Tipo de drive	Honolômico
Altura h_N	845 mm
Diâmetro	620 mm
Peso com baterias	150 Kg
Velocidade max. translação	1500 mm/s
Velocidade max. angular	5000 mrad/s
Aceleração max. translação	5000 mm/s ²
Aceleração max. rotação	2000 mrad/s ²
Resolução do encoder translação	112 counts/mm
Resolução do encoder rotação	76 counts/deg

TABELA A.3: Dimensões e especificações do Nomad

A.2.2 Estruturas utilizadas no *software* do Nomad

Nesta seção apresentamos as principais estruturas e comandos usados para na implementação do algoritmo de controle do Nomad XR-4000. O paradigma da programação deste sistema é muito simple.

Uma simple estrutura de dados, o $N_RobotState$, mantém a configuração de movimento do veículo e de seus sensores em ponteiros desta estrutura tais como $N_Integrator$ e $N_AxisSet$, permitindo deste modo interagir facilmente com o programa de controle para o sistema.

O $N_AxisSet$ possui outro ponteiro N_Axis que permite mudar o conteúdo desta estrutura para “setar” ou aquiritar informação da posição do veículo; a seguir mostra-se a tabela A.4.

Estrutura N_RobotState		
RobotID	Número de identificação do veículo, por <i>default</i> é igual a 1	
N_Integrator	x	Posição x integrada do veículo
	y	Posição y integrada do veículo
	rotation	Ângulo ϕ integrada do veículo
	N_Axis	
N_AxisSet	Update	Permite actualizar valores para os eixos
	Mode	Define o modo de movimento do veículo
	DesiredPosition	Especifica a posição deseja nos eixos
	DesiredSpeed	Especifica a velocidade desejada nos eixos
	Acceleration	Indica a aceleração desejada
	ActualPosition	Provê a posição atual do eixo
	ActualVelocity	Provê a velocidade atual do eixo

TABELA A.4: Estruturas usadas do *software* do Nomad

A.3 Filtro de 1^a Ordem

Na implementação de métodos de controle para sistemas reais, apresenta-se dois tipos de problemas bastante comuns que podem ser solucionados usando filtros de primer ordem.

O primeiro, na leitura de dados dos sensores é muito comum a presença de ruído de alta frequência que deve ser filtrado antes de passar por uma etapas que contenham termos derivativos; e o segundo caso, a resposta quase instantânea para certos sinais que devem ser suavizadas por filtros para evitar em muitos casos respostas abruptas indesejáveis na saída do sistema.

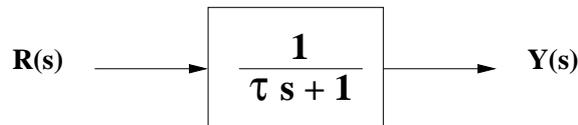


FIGURA A.3: Modelo do filtro de primer ordem

Na figura A.3 apresentamos o modelo de um filtro de primeira ordem onde $R(s)$ é o sinal de entrada, $Y(s)$ a saída e τ o tempo de resposta do filtro. Se aplicamos à entrada deste sistema um sinal degrau unitário, $r(t) = \mu(t)$, a resposta no tempo tem a seguinte equação

$$y(t) = \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}}\right) \mu(t)$$

assim quando τ é pequeno a resposta do sistema será rápida, e quando τ seja grande a resposta será lenta, isto pode-se conferir na figura A.4.

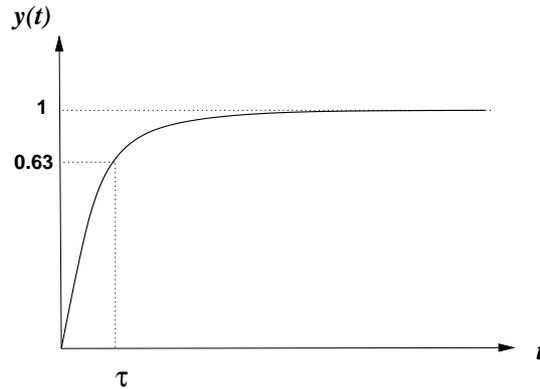


FIGURA A.4: Resposta no tempo do filtro de primer ordem.

A implementação deste filtro no tempo discreto, sendo h é o tempo de amostragem para dos dados do sistema tem a seguinte expressão

$$y((k+1)h) = y(kh) \left[1 - \frac{h}{\tau}\right] + \frac{h}{\tau} r(k) \quad (\text{A.4})$$

A.4 Método do Ziegler-Nichols

Nesta seção apresentamos um método alternativo para o controlador PD e PI do veículo e do manipulador proposto no capítulo 6. Este método esta baseado no anélise da resposta em malha aberta do sistema quando é aplicado um degrau em sua entrada.

Os ganhos do controlador são obtidos em função do tempo morto L e da taxa de reação R . A taxa de reação R é o valor da tangente no ponto de máxima derivada da saída y , estes dois parâmetros são ilustrados na figura A.5.

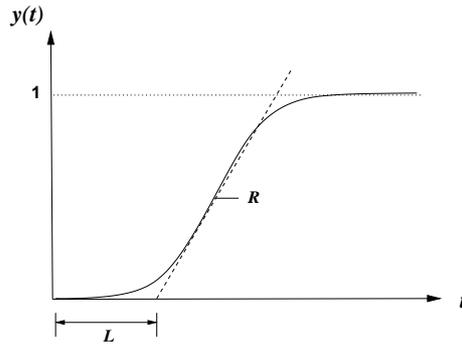


FIGURA A.5: Sintonía pelo método do degrau unitario

Os ganhos do controlador são obtidos com a ajuda da tabela (A.5).

Tipo	K_p	T_i	T_d
P	$1/RL$	–	–
PI	$0.9/RL$	$3L$	–
PID	$1.2/RL$	$2L$	$0.5L$

TABELA A.5: Determinação dos parâmetros do controlador PID

A seguir, calcularemos os ganhos do controlador do Nomad e do Zebra-Zero seguindo o método explicado.

Para o Nomad

Na seção (5.2.2) apresentou-se os resultados da resposta em malha aberta do Nomad a uma entrada tipo degrau; desta identificou-se os parâmetros para o método de sintonização de Ziegler-Nichols cujos valores estão dados por

$$R = 0.370 \quad L = 1.03,$$

com este resultado e utilizando a tabela A.5, os ganhos para o controlador são os seguintes

$$\begin{aligned} \text{P} &\rightarrow P = 2.62 \\ \text{PI} &\rightarrow P = 2.36 \quad T_i = 3.09 \\ \text{PID} &\rightarrow P = 3.15 \quad T_i = 2.06 \quad T_d = 0.52 \end{aligned}$$

Para o Zebra

Assim também, na seção (5.3.3) mostrou-se os resultados da resposta dos motores das juntas do Zebra a um degrau em sua entrada; desta identificou-se os parâmetros deste método de sintonização para cada junta as quais são apresentadas a seguir.

(a) Para junta $q1$: Sendo $R = 0.042$ $L = 0.025$

$$\begin{array}{ll} \text{P} & \rightarrow P = 14.98 \\ \text{PI} & \rightarrow P = 14.74 \quad T_i = 0.084 \\ \text{PID} & \rightarrow P = 17.69 \quad T_i = 0.056 \quad T_d = 0.014 \end{array}$$

(b) Para junta $q2$: Sendo $R = 0.053$ $L = 0.025$

$$\begin{array}{ll} \text{P} & \rightarrow P = 17.46 \\ \text{PI} & \rightarrow P = 14.74 \quad T_i = 0.076 \\ \text{PID} & \rightarrow P = 18.15 \quad T_i = 0.070 \quad T_d = 0.01 \end{array}$$

(c) Para junta $q3$: Sendo $R = 0.037$ $L = 0.025$

$$\begin{array}{ll} \text{P} & \rightarrow P = 14.24 \\ \text{PI} & \rightarrow P = 13.81 \quad T_i = 0.077 \\ \text{PID} & \rightarrow P = 15.96 \quad T_i = 0.065 \quad T_d = 0.01 \end{array}$$

Destes resultados pode-se conferir que os ganhos escolhidos para o controle do Zebra-Zero neste trabalho respondem à resposta dinâmica do sistema testada experimentalmente.

Apêndice B

Exemplo complementar

Nas experiências apresentadas no capítulo 6, a perturbação aplicada ao veículo sempre foi aplicada no rumo do Nomad, isto com a finalidade de evitar que o manipulador saia de seu espaço de trabalho se fora aplicado perturbações em todos os graus de liberdade do veículo.

Na experiência a seguir, apresentamos os resultados do movimento circular do Zebra-Nomad sujeito a perturbações lineares nos eixos $X_v Y_v$ do veículo tal que possa testar a eficiência do controlador coordenado proposto neste trabalho.

Assim, seja uma trajetória circular tracejada sobre uma superfície cilíndrica com raio igual a $R_c = 101.6 \text{ mm}$; a tarefa do efetuador é rastrear dita trajetória conservando a perpendicularidade do efetuador com a superfície ainda quando o veículo seja perturbado.

As equações da trajetória desejada do efetuador estará dada por

$$\begin{aligned}x_{we}^d(t) &= x_{we}^o + R_c - R_c \cos(w_c t) \\y_{we}^d(t) &= y_{we}^o - R_c \sin(w_c t) \\z_{we}^d(t) &= z_{we}^o \\\phi^d(t) &= w_c t.\end{aligned}$$

Dado que desejamos aplicar perturbações ao veículo em ambas direções, propõe-se uma perturbação radial do tipo senoidal ao longo de sua trajetória circular desejada, tal que o veículo sempre terá erros em X e Y que é nosso propósito. A

freqüência de oscilação deste sinal será de 0.1 Hz, a amplitude do erro radial residual no veículo é de 50 mm. Os resultados obtidos nesta experiência apresenta-se a seguir.

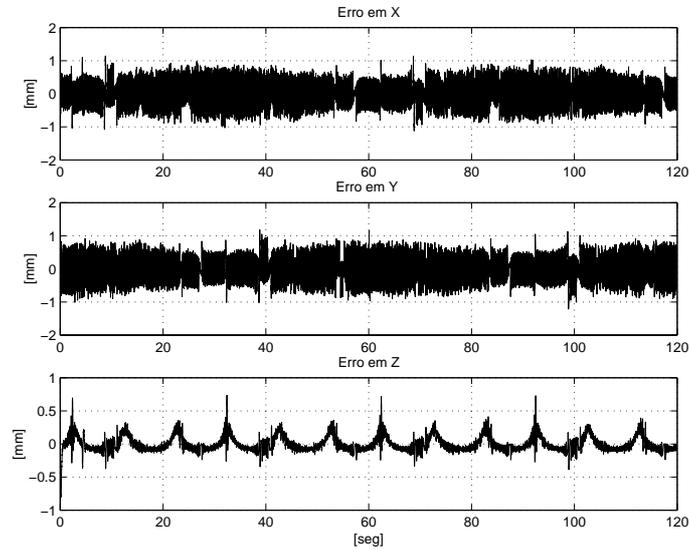


FIGURA B.1: Erro de posição do Zebra com perturbação nos eixos XY

Na figura B.1 apresenta-se os erros de seguimento de trajetória nos eixos XYZ do efetuador; aqui o erro é inferior 1.2 mm, ainda quando no eixo Z não tem perturbação direta, ele apresenta picos de 0.5 mm devido ao movimento oscilatório nos eixos X_wY_w no sistema inercial de coordenadas.

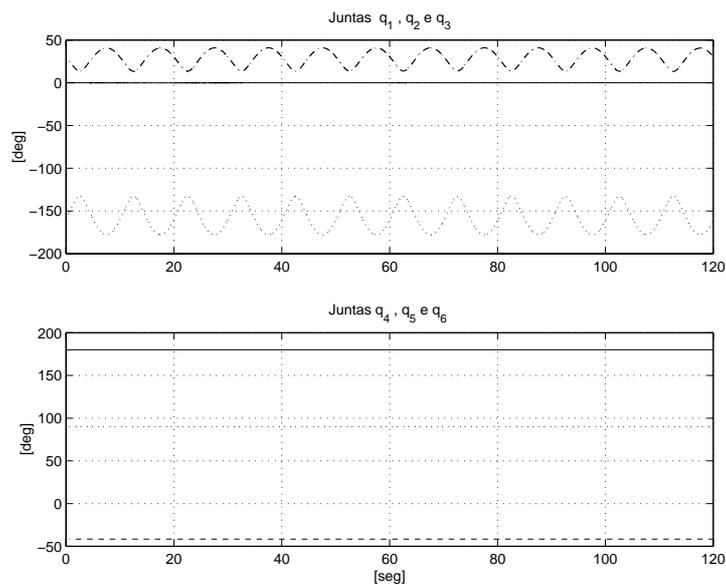


FIGURA B.2: Ângulo das juntas do Zebra com perturbação nos eixos XY

Na figura B.2 mostra-se o movimento das 6 juntas do Zebra, a linha sólida para as juntas q_1 e q_4 , tracejada para as juntas q_2 e q_5 e pontilhada para as restantes. desta pode-se observar que a perturbação radial do veículo é compensada com o movimento das juntas q_2 e q_3 .

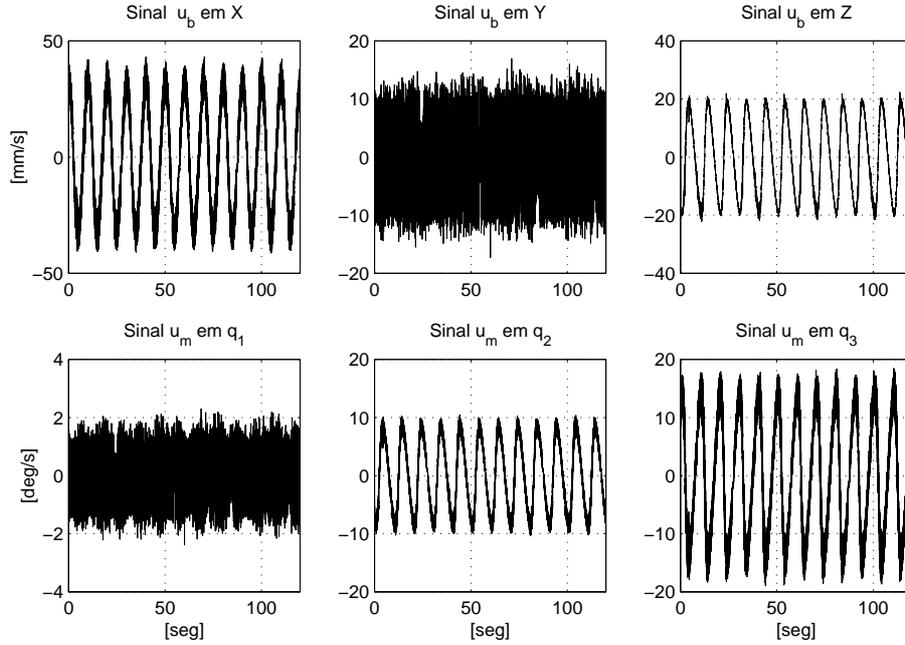


FIGURA B.3: Sinal de controle do Zebra com perturbação nos eixos

Na figura B.3 mostra os sinais de controle de velocidade linear XYZ com referência à base do manipulador e da velocidade angular das juntas q_1, q_2 e q_3 . Era de esperar um sinal de controle para o eixo X_b que compense a perturbação já que este eixo está orientado ao centro do círculo; no eixo Y_b , o esforço de controle deve-se à correção do erro de rastreamento; mas no eixo Z_b , encontra-se um comportamento a simple vista pouco claro já que não existe perturbação nesse direção, esta velocidade é a resposta em Z_b do movimento executado pelas juntas q_2 e q_3 para corrigir o erro na trajetória.

Além disso, existe outra perturbação que não foi modelada diretamente, a gravidade, que o controlador também tem que corrigir. Quando o braço estica para compensar a perturbação radial, ele muda o centro de gravidade e portanto o sinal de controle tem que mudar para compensar o novo torque nas juntas e isso é o que observa-se nesse grafico.

Os sinais de controle nas juntas q_2 e q_3 cumprem a tarefa de compensar os efeitos da perturbação, ambas estão longe da saturação.

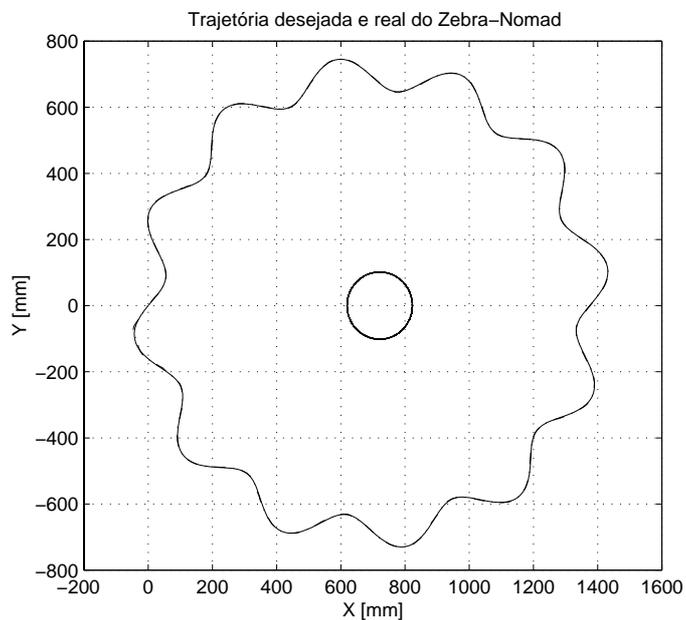


FIGURA B.4: Trajetória do Nomad e do Zebra com perturbação nos eixos

Finalmente, na figura B.4 apresenta-se a trajetória percorrida pelo efetuador do Zebra e o Nomad; aqui pode-se observar claramente a experiência realizada.

Referências Bibliográficas

- An, C. H. & Hollerbach, J. M. (1987), Kinematic stability issues in force control of manipulators, *in* 'Proc. IEEE Conf. Robotics&Automation', Vol. 1, USA, pp. 897–903.
- Andeleigh, P. (1990), *UNIX system architecture*, Prentice Hall, New Jersey, NJ.
- Antröm, K. J. (1997), *Computer Controlled System*, Prentice Hall, New Jersey, NJ.
- Armito, S. & Miyazaki, F. (1984), Stability and robustness of *pid* feedback control for robot manipulator of sensory capability, *in* 'First Int. Symposium on Robotics Research', Gouvieux, France, pp. 783–799.
- Åström, K. J. & Hägglund, T. (1995), *PID Controllers: Theory, Design and Tuning*, Instrument Society of America, Research Triangle Park, North Carolina.
- Åström, K. J. & Wittenmark, B. (1990), *Computed-controlled systems: theory and design*, Prentice-Hall.
- Bakka, E. (1999), *Control of robot manipulator with moving base*, Norwegian University of Science and Tecnology.
- Barraquand, J. & Latombe, J.-C. (1991), 'Robot motion planing: a distributed representation approach', *Int. J. Robotics Res.* **10**(6), 628–649.
- Burga, H. (1999), Controle coordenado de um manipulador móvel, Master's thesis, Programa de Eng. Elétrica, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.
- Caiti, A., Garulli, A., Livide, F. & Prattichizzo, D. (2002), Acoustic tracking of autonomous underwater vehicles by a set-membership approach, *in* '15th Triennial World Congress IFAC', Barcelona, Spain.
- Calazans, R. O. (2000), *Teleoperação remota via internet*, Universidade Federal do Rio de Janeiro.
- Chen, Y.-P. & Chang, J.-L. (1999), 'Sliding-mode force control of manipulators', *Proceedings of the National Science Council, R. O.C.(A)* **23**(2), 281–288.
- Chiaverini, S. & Sciavicco, L. (1993), 'The parallel approach to force/position control of robotics manipulators', *IEEE Trans. Robotics and Automation* **9**(4), 361–373.
- Clegg, A. C. (2000), *Self-tuning Position and Force Control of a Hydraulic Manipulator*, Edinburgh, UK.

- Cunha, J. P. V. S. (1992), Projeto e estudo de simulação de um sistema de controle a estrutura variável de um veículo submarino de operação remota, Master's thesis, Programa de Eng. Elétrica, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.
- 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.
- Dubowsky, S. & Tanner, A. B. (1987), A study of the dynamics and control of mobile manipulators subjected to vehicle disturbances, *in* '4th Int. Symp. of Robot. Res.', Cambridge, UK.
- Dunnigan, M., Lane, D., Clegg, A. & Edwards, I. (1996), 'Hybrid position/force control of a hydraulic underwater manipulator', *IEE Proc. Control Theory Appl.*
- Egeland, O. & Sagli, J. (1990), Kinematics and control of a space manipulator using the macro-micro manipulator concept, *in* 'Proc. IEEE Conf. Dec. and Contr.', Honolulu, pp. 3096–3101.
- Fisher, W. & Mujtaba, M. (1992), 'Hybrid position/force control : A correct formulation', *Int. J. Robotics Res.* **11**(4), 299–311.
- Fossen, T. (1994), *Guidance and Control of Ocean Vehicles*, John Wiley.
- Goheen, K. R. & Jefferys, E. R. (1990), 'On the adaptive control of remotely operated underwater vehicles', *Int. J. Adaptive Contr. Signal Process.* **4**(1), 287–297.
- Hallset, J. O. (1991), A prototype autonomous underwater vehicle for pipeline inspection, *in* '5th Int. Conf. on Advanced Robotics', Pisa, Italy.
- Hewlett Packard, I. (1994), *Geral Purpose Motion Control IC*, Hewlett Packard Motion Control Factory, California.
- Integrated Motions, I. (1994), *Zebra-ZERO User's Manual*, Integrated Motions, Inc., California.
- Jang, W. M. & Wiens, G. J. (1994), 'Passive-joint control of dynamic coupling in mobile robots', *Int. J. Robotics Res.* **1**(3), 209–220.
- Joshi, J. & Desrochres, A. (1986), Modeling and control of a mobile robot subject to disturbances, *in* 'Proc. IEEE Conf. Robotics&Automation', Los Alamitos, CA, pp. 1508–1513.
- Koditschek, D. (1987), 'Exact robot navigation by means of potential functions: topological considerations', *IEEE Trans. Robotics and Automation* pp. 1–6.
- Lanzon, A. & Richards, R. (1999), Trajectory/force control for robotic manipulators using sliding-mode and adaptive control, *in* 'Proc. American Contr. Conf.'
- Liu, G. & Daley, S. (1999), 'Optimal tuning pid controller design in the frequency domain with application to a rotary hydraulic system', **7**(7), 821–830.

- Liu, K. & Lewis, F. L. (1992), ‘Application of robust control techniques to a mobile robot system’, *J. of Robotics Sys.* **9**(7), 893–913.
- 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.
- MathWorks. (1993), *MATLAB: External Interface Guide*, The MathWorks Inc.
- McLain, T., Rock, S. & Lee, M. (1996), ‘Experiments in the coordinated control of an underwater arm/vehicle system’, *J. of Autonomous Robots* **3**(3), 392–400.
- Miksch, W. & Schroeder, D. (1992), Performance-functional based controller design for a mobile manipulator, in ‘Proc. IEEE Conf. Robotics&Automation’, Nice, France, pp. 227–232.
- Murray, R., Li, Z. & Sastry, S. (1994), *A Mathematical Introduction to Robotic Manipulation*, CRC.
- Nassal, U. M., Damm, M. & Lüth, T. C. (1994), A mobile platform supporting a manipulator system for an autonomous robot, in ‘Proc. Fifth World Conference on Robotics Research’, Cambridge, Massachusetts.
- Nomadic Technologies, I. (1999), *Nomad XRDEV software manual*, Nomadic Technologies, Inc., California.
- Ogata, K. (1996), *Discrete Time Control System*, Prentice Hall, New Jersey, NJ.
- Ogata, K. (1997), *Modern Control Engineering*, Prentice Hall, New Jersey, NJ.
- Papadopoulos, E. & Poulakakis, J. (2000), Trajectory planning and control for mobile manipulator systems, in ‘IEE Mediterranean Conference on Control Automation’, Patras, Greece.
- Raibert, M. H. & Craig, J. J. (1981), ‘Hybrid position/force control of manipulators’, *ASME J. of Dynamics Systems Measur. and Contr.* **102**, 126–133.
- Salisbury, J. (1980), Active stiffness control of a manipulator in cartesian coordinates, in ‘Proc. IEEE Conf. Dec. and Contr.’, Albuquerque, USA, pp. 95–100.
- Schutter, J. D., Torfs, D., Bruyninckx, H. & Dutré, S. (1997), ‘Invariant hybrid force/position control of a velocity controlled robot with compliant end effector using modal decoupling’, *Int. J. Robotics Res.* **16**(3), 340–356.
- 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.
- Seraji, H. (1995), Reachability analysis for base placement in mobile manipulator, in ‘J. of Robotics Sys.’, USA.

- Siciliano, B. & Villani, L. (2000), 'Parallel force and position control of flexible manipulators', **147**(6), 605–612.
- Spong, M. & Vidyasagar, M. (1989), *Robot Dynamics and Control*, John Wiley & Sons, New York, NY.
- Stokic, D., Vukobratovic, M. & Surdilovic, D. (1991), An adaptive control scheme for manipulation robots with implicit force control, *in* '5th Int. Conf. on Advanced Robotics', Pisa, Italy.
- Tan, J., Xi, N. & Wang, Y. (2002), Hybrid force/position control of redundant mobile manipulators, *in* '15th Triennial World Congress IFAC', Barcelona, Spain.
- Whiting, I. M. (1996), Tools for the implementation of enhanced pid controllers and their use in electro-hydraulic servo applications, *in* 'IEE Colloq. on Getting the Best Out of PID in Machine Control', London, UK.
- Wiens, G. J. (1989), 'Effects of dynamics coupling in mobile robotic systems', *Int. J. Robotics Res.* pp. 43–57.
- Yamamoto, Y. & Yun, X. (1993), Control of mobile manipulators following a moving surface, *in* 'Proc. IEEE Conf. Robotics&Automation', Vol. 1, Atlanta, pp. 1–6.
- Yamamoto, Y. & Yun, X. (1994), 'Coordinating locomotion and manipulation of a mobile manipulator', *IEEE Trans. Aut. Contr.* **39**(6), 1325–1332.
- Yoerger, D. N., Cooke, J. G. & Slotine, J. J. E. (1990), 'The influence of thruster dynamics on underwater vehicle behavior and their incorporation into control system design', *IEEE J. Oceanic Eng.* **15**(3), 167–178.
- 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.
- Zachi, A. R. L. (2001), Contribuição ao controle adaptativo de sistemas não-lineares com aplicação a servo-visão robótica 3d, Master's thesis, Programa de Eng. Elétrica, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.
- Zhang, J., Ferch, M. & Knoll, A. (2000), Carrying heavy objects by multiple manipulators with self-adapting force control, *in* 'In. Proc. of Intelligent Autonomous Systems', Venice, Italy, pp. 204–211.