



SERVOVISÃO ADAPTATIVA E CONTROLE DE FORÇA PARA ROBÔS
MANIPULADORES COM CINEMÁTICA E DINÂMICA INCERTAS
INTERAGINDO COM AMBIENTES NÃO-ESTRUTURADOS

Antonio Candea Leite

Tese de Doutorado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor em Engenharia Elétrica.

Orientadores: Fernando Cesar Lizarralde
Liu Hsu

Rio de Janeiro
Agosto de 2011

SERVOVISÃO ADAPTATIVA E CONTROLE DE FORÇA PARA ROBÔS
MANIPULADORES COM CINEMÁTICA E DINÂMICA INCERTAS
INTERAGINDO COM AMBIENTES NÃO-ESTRUTURADOS

Antonio Candeia Leite

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ
COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE)
DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR
EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA ELÉTRICA.

Examinada por:

Prof. Liu Hsu, Dr. d'État

Prof. Ramon Romankevicius Costa, D.Sc.

Prof. Marco Antonio Meggiolaro, Ph.D.

Prof. José Paulo Vilela Soares da Cunha, D.Sc.

Prof. Guilherme Augusto Silva Pereira, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL
AGOSTO DE 2011

Leite, Antonio Candea

Servovisão Adaptativa e Controle de Força para Robôs Manipuladores com Cinemática e Dinâmica Incertas interagindo com Ambientes Não-Estruturados/Antonio Candea Leite. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2011.

XVII, 165 p.: il.; 29, 7cm.

Orientadores: Fernando Cesar Lizarralde

Liu Hsu

Tese (doutorado) – UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Elétrica, 2011.

Referências Bibliográficas: p. 132 – 148.

1. Controle em cascata.
 2. Controle de força.
 3. Manipuladores robóticos.
 4. Passividade.
 5. Servovisão.
- I. Lizarralde, Fernando Cesar *et al.*
II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Elétrica. III. Título.

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

SERVOVISÃO ADAPTATIVA E CONTROLE DE FORÇA PARA ROBÔS
MANIPULADORES COM CINEMÁTICA E DINÂMICA INCERTAS
INTERAGINDO COM AMBIENTES NÃO-ESTRUTURADOS

Antonio Candea Leite

Agosto/2011

Orientadores: Fernando Cesar Lizarralde

Liu Hsu

Programa: Engenharia Elétrica

Nesta tese considera-se o problema de servovisão e controle de força para robôs manipuladores incertos interagindo com ambientes não-estruturados por meio de um sensor de força e uma câmera monocular fixa. Um método de controle híbrido é proposto para combinar controle de força direta e servovisão adaptativa, quando a geometria da superfície de restrição e os parâmetros de calibração da câmera são considerados ambos incertos.

A estratégia de servovisão é baseada em um método de simetrização através da fatoração da matriz de controle para solucionar o problema de controle adaptativo multivariável, sem medição da velocidade da imagem. A estratégia de controle de força é baseada em um termo de ação tegral devido à sua robustez com respeito ao atraso de medição e capacidade de remover perturbações na força. Um algoritmo de estimação é formulado para computar a geometria da restrição e orientar o efetuador sobre a superfície de contato durante a execução da tarefa usando medições *online* de força e deslocamento.

A partir de uma estrutura em cascata, os esquemas de servovisão adaptativa e controle híbrido são combinados com uma estratégia de controle adaptativo de movimento no espaço das juntas, que considera a presença de incertezas na cinemática e na dinâmica não-lineares do robô. A análise de estabilidade é desenvolvida usando a teoria de estabilidade de Lyapunov e o paradigma de passividade. Simulações e resultados experimentais ilustram o desempenho e a viabilidade dos esquemas de controle propostos.

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

ADAPTIVE VISUAL SERVOING AND FORCE CONTROL FOR ROBOT
MANIPULATORS WITH UNCERTAIN KINEMATICS AND DYNAMICS
INTERACTING WITH NON-STRUCTURED ENVIRONMENTS

Antonio Candea Leite

August/2011

Advisors: Fernando Cesar Lizarralde

Liu Hsu

Department: Electrical Engineering

This thesis considers the visual servoing and the force control problems for uncertain robot manipulators interacting on unstructured environments by means of a wrist force sensor and a fixed monocular camera. A hybrid control method is proposed to combine direct force control and adaptive visual servoing, when the geometry of the constraint surface as well as the camera calibration parameters are considered to be uncertain.

The visual servoing strategy is based on a symmetrization method which uses the factorization of the control matrix to solve the multivariable adaptive control problem, without image velocity measurements. The force control strategy is based on an integral action term owing to its well-known robustness with respect to the measurement time delay and capability of removing the force disturbances. An estimation algorithm is formulated to compute the constraint geometry and orientate the end-effector on the contact surface during the task execution by using real-time force and displacement measurements.

Based on a cascade structure, the adaptive visual servoing and the hybrid control schemes are combined with an adaptive motion control strategy, which considers the uncertainties in the nonlinear kinematics and dynamics of the robot arm. The stability analysis is developed from the Lyapunov stability theory and the passivity paradigm. Simulation and experimental results are presented to illustrate the performance and feasibility of the proposed schemes.

Sumário

Lista de Figuras	x
Lista de Tabelas	xii
Lista de Símbolos	xiii
Lista de Abreviaturas	xvii
1 Introdução	1
1.1 Motivação	3
1.1.1 Robótica <i>Offshore</i> e Submarina	3
1.1.2 Sensoreamento de Força e Visão	8
1.2 Objetivos	10
1.3 Metodologia Proposta	11
1.4 Revisão Bibliográfica	12
1.4.1 Controle de Força	12
1.4.2 Servovisão Robótica	16
1.4.3 Controle Híbrido de Força e Visão	18
1.5 Contribuição da Tese	20
1.6 Publicações	21
1.7 Organização da Tese	23
2 Controle Híbrido de Posição e Força para Manipuladores	25
2.1 Modelo Cinemático <i>versus</i> Modelo Dinâmico	26
2.2 Modelo Cinemático do Robô	26
2.2.1 Cinemática Direta	27
2.2.2 Cinemática Diferencial	28
2.3 Modelo Dinâmico do Robô	30
2.4 Controle Cinemático do Robô	32
2.4.1 Abordagem de Controle Cinemático	33
2.4.2 Singularidades Cinemáticas	34
2.5 Esquema de Controle Híbrido	36

2.5.1	Análise do Movimento Restrito	38
2.5.2	Estratégia de Controle de Posição	40
2.5.3	Estratégia de Controle de Força	40
2.5.4	Estratégia de Controle de Orientação	41
2.6	Estratégia de Controle Híbrido de Posição e Força	42
2.7	Controle Híbrido baseado em um termo de Orientação	45
2.8	Controle Cinemático para Robôs Incertos	46
2.8.1	Adaptação baseada no Erro de Estimacão	47
2.8.2	Adaptação baseada no Erro de Rastreamento	48
2.8.3	Adaptação Composta	49
2.9	Controle Dinâmico do Robô	50
2.9.1	Estratégia de Controle Híbrido Dinâmico	50
2.9.2	Estratégia de Controle em Cascata	53
2.9.3	Controle Adaptativo Dinâmico do Robô	58
2.10	Conclusão	63
3	Servovisão Robótica 2D e 3D	65
3.1	Formulação do Problema de Servovisão 3D	66
3.1.1	Subsistema Planar (2D)	67
3.1.2	Subsistema de Profundidade (1D)	68
3.1.3	Modelo Translacional Completo	69
3.2	Controle Dinâmico para Manipuladores Incertos usando Servovisão Adaptativa 2D	69
3.2.1	Servovisão 2D com Profundidade Constante	70
3.2.2	Estratégia em Cascata para Servovisão 2D	72
3.2.3	Servovisão Adaptativa 2D com Grau Relativo $n^*=2$	74
3.2.4	Análise de Estabilidade	79
3.2.5	Resultados de Simulação: Servovisão 2D	80
3.3	Servovisão Adaptativa 3D para Robôs com Cinemática e Dinâmica Incertas	83
3.3.1	Estratégia em Cascata para Servovisão 3D	83
3.3.2	Servovisão Adaptativa 3D	84
3.3.3	Resultados de Simulação: Servovisão 3D	91
	94	
3.5	Conclusão	95
4	Controle Híbrido de Força e Visão Adaptativa para Manipuladores	96
4.1	Método Proposto	97
4.2	Estratégia de Controle de Força PI	98
4.3	Servovisão 2D com Profundidade Variável	99

4.3.1	Superfície Virtual	101
4.3.2	Problema de Controle	102
4.3.3	Servovisão Adaptativa	103
4.3.4	Robustez a Incertezas Cinemáticas	106
4.3.5	Resultados de Simulação	107
4.4	Estimativa da Geometria da Restrição	108
4.5	Controle Híbrido de Força e Visão	110
4.6	Resultados Experimentais	112
4.6.1	Descrição do <i>Hardware</i> e do <i>Software</i>	112
4.6.2	Experimentos e Resultados	114
4.7	Controle Dinâmico Híbrido de Visão e Força	118
4.8	Conclusão	122
5	Conclusões e Trabalhos Futuros	124
5.1	Conclusões	124
5.2	Propostas para Trabalhos Futuros	128
5.2.1	Servovisão Robótica	128
5.2.2	Controle de Força Direta e Indireta	129
5.2.3	Controle Híbrido de Visão e Força	131
	Referências Bibliográficas	132
A	Notação e Definições	149
B	Quaternion Unitário	150
C	Análise de Estabilidade	152
C.1	Controle de Orientação	152
D	Provas dos Teoremas	153
D.1	Prova do Teorema 1	153
D.2	Prova do Teorema 2	154
D.3	Prova do Teorema 3	155
D.4	Prova do Teorema 4	156
D.5	Prova do Teorema 5	156
D.6	Prova do Teorema 6	157
D.7	Prova do Teorema 7	158
D.8	Prova do Teorema 8	158
D.9	Prova do Teorema 9	159
D.10	Prova do Teorema 10	160

E	Provas dos Corolários	162
E.1	Prova do Corolário 1	162
E.2	Prova do Corolário 2	162
E.3	Prova do Corolário 3	163
E.4	Prova do Corolário 4	163
F	Formalismo de Passividade	164

Lista de Figuras

1.1	Sistemas robóticos para operação em ambientes hostis e pouco estruturados. Cortesia do GSCAR (Luma), Canadian Space Agency (Dextre), Cenpes/Petrobras (Chico Mendes) e SINTEF (Anna Konda).	2
1.2	O robô MIMROex durante teste de campo em uma plataforma <i>offshore</i> . Cortesia da Fraunhofer IPA.	4
1.3	Um novo conceito de plataforma <i>offshore</i> para exploração de petróleo. Cortesia do TAIL-IO.	5
1.4	Um novo conceito de sistema robótico para operação em plataformas <i>offshore</i> . Cortesia do SINTEF/NTNU.	6
1.5	Laboratório de teste de robôs da ABB em Oslo, Noruega. Cortesia da ABB Process Automation.	7
1.6	Sistema robótico DLR MiroSurge para telecirurgias de invasão mínima. Cortesia da German Aerospace Center.	9
1.7	Calibração remota e planejamento de tarefa para um robô manipulador KUKA. Cortesia da Teconsult Precision Robotics.	10
1.8	Exemplos de controle de força em aplicações industriais: à esquerda, perfuração; à direita, usinagem. Cortesia da KUKA Robotics.	13
1.9	Exemplos de aplicações de servovisão: à esquerda, orientação de uma sonda de ultrassom (Cortesia do IRISA); à direita, agarrar e manipular objetos (Cortesia do Institute for Anthropomatics).	16
2.1	Diagrama em blocos da malha de controle de velocidade.	33
2.2	Diagrama em blocos do esquema de controle híbrido de posição e força.	37
2.3	Escolha do sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s para uma tarefa de deslizamento sobre uma superfície (Siciliano et al. 2008).	43
2.4	Estratégia de controle em cascata para o esquema de controle híbrido de posição e força.	55
3.1	Sistema de Servovisão Robótica 3D.	67
3.2	Diagrama em blocos da estrutura em cascata de servovisão 2D.	74

3.3	Erros e sinais de controle: (a) erro de rastreamento da imagem e_v , (b) erro de posição angular e , (c) controle cartesiano v , (d) torques das juntas τ	82
3.4	Parâmetros adaptados: (a) dinâmica do robô \hat{a} , (b) cinemática do robô \hat{b} , (c) calibração da câmera $\hat{\theta}_1$, (d) calibração da câmera $\hat{\theta}_2$	82
3.5	Rastreamento de trajetória: (a) espaço da imagem, (b) espaço carte- siano.	83
3.6	Diagrama em blocos da estrutura em cascata de servovisão 3D.	85
3.7	Erros de rastreamento: (a) planar; (b) profundidade.	93
3.8	Norma dos vetores de parâmetros: (a) Θ_1 e Θ_2 , (b) θ e b	93
3.9	Rastreamento planar: (a) espaço da imagem; (b) espaço cartesiano.	94
4.1	Sistema Robótico Híbrido de Força e Visão.	97
4.2	Sistema de servovisão 2D com profundidade variável.	100
4.3	Erro de imagem: (a) servovisão adaptativa, (b) servovisão não- adaptativa com parâmetros fixos.	107
4.4	Sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s em um ponto de contato \mathcal{P} sobre a superfície.	108
4.5	Forças tangencial e normal em um ponto de contato sobre a superfície	109
4.6	Ambiente Experimental do Esquema de Controle Híbrido de Visão e Força.	113
4.7	Superfície plana: (a) erro de imagem, (b) erro de força e (c) erro de orientação.	116
4.8	Superfície plana: (a) trajetória do efetuador no espaço da imagem, (b) trajetória do efetuador no plano XZ do espaço operacional.	116
4.9	Superfície curva: (a) erro da imagem, (b) erro de força e (c) erro de orientação.	117
4.10	Superfície curva: (a) trajetória do efetuador no espaço da imagem, (b) trajetória do efetuador no plano XZ do espaço operacional.	117
4.11	Diagrama em blocos da estratégia de controle em cascata para o es- quema de controle híbrido de visão e força.	119
4.12	(a) Erro de imagem e (b) erro de força.	120
4.13	Parâmetros adaptativos: Θ_1 , Θ_2	121
4.14	Parâmetros adaptativos: a	121
4.15	Rastreamento da trajetória no espaço da imagem.	122
B.1	Rotação em torno de um eixo arbitrário.	150
F.1	Subsistemas Σ_1 e Σ_2 conectados em uma configuração realimentada.	165

Lista de Tabelas

1.1	Quadro comparativo entre a Tese e os principais Trabalhos Publicados.	21
2.1	Algoritmo do Controlador Híbrido Dinâmico de Posição e Força.	61
3.1	Algoritmo do Esquema de Servovisão Adaptativa 2D sem medição da Velocidade da Imagem.	79
3.2	Algoritmo do Esquema de Servovisão Adaptativa 3D sem medição da Velocidade da Imagem.	92
4.1	Algoritmo do Esquema de Controle Híbrido de Visão e Força.	112

Lista de Símbolos

A_v	área projetada do objeto alvo, p. 68
A_v^*	área de referência para o objeto alvo, p. 85
C	matriz de Coriolis e forças centrífugas do manipulador, p. 30
F	vetor de forças generalizadas (força e momento), p. 30
J	Jacobiano do manipulador, p. 29
J_k	Jacobiano analítico, p. 29
J_o	Jacobiano de orientação, p. 29
J_p	Jacobiano de posição, p. 29
J_r	Jacobiano da representação, p. 29
K_o	matriz de ganho de orientação, p. 41
K_f	matriz de ganho proporcional de força, p. 41
K_i	matriz de ganho integral de força, p. 99
K_p	matriz de ganho de proporcional de posição, p. 40
K_s	matriz de rigidez da superfície, p. 41
K_v	matriz de transformação câmera/espaco de trabalho, p. 70
M	matriz de inércia do manipulador, p. 30
R_d	matriz de orientação desejada, p. 41
R_q	matriz de erro de orientação, p. 41
S	matriz de seleção para a direção de controle de força, p. 42
W	matriz regressora cinemática, p. 30

W_J	matriz regressora cinemática (cinemática diferencial), p. 49
W_K	matriz regressora cinemática (cinemática direta), p. 48
Y	matriz regressora dinâmica, p. 31
Z	matriz regressora de força, p. 61
Γ_b	matriz de ganho de adaptação cinemática, p. 61
Γ_c	matriz de ganho de adaptação composta, p. 50
Γ_k	matriz de ganho de adaptação cinemática, p. 60
\bar{E}_b	sistema de coordenadas da base, p. 27
\bar{E}_e	sistema de coordenadas do efetuador, p. 27
\bar{E}_s	sistema de coordenadas da restrição, p. 36
\mathcal{C}	espaço da restrição, p. 108
\mathcal{Q}	espaço das juntas, p. 28
\mathcal{S}	operador produto vetorial, p. 29
\mathcal{T}	espaço da tarefa, p. 108
\dot{p}	velocidade linear do efetuador, p. 29
ϵ_p	erro de estimação de posição, p. 48
\mathcal{I}	espaço da imagem, p. 70
\mathcal{O}	espaço operacional, p. 70
μ	momento no efetuador, p. 39
ω	velocidade angular do efetuador, p. 29
ω_d	velocidade angular desejada, p. 41
τ	vetor de torques nos atuadores das juntas, p. 30
ϑ	vetor de ângulos das juntas do manipulador, p. 28
e_p	erro de posição do efetuador, p. 40
e_q	erro de orientação do efetuador, p. 41

e_f	erro de força no efetuador, p. 41
e_{qs}	parte escalar do erro de orientação, p. 41
e_{qv}	parte vetorial do erro de orientação, p. 41
e_v	erro de rastreamento de imagem, p. 70
f	força de contato no efetuador, p. 39
f_d	força de contato desejada, p. 41
g	vetor da força gravitacional atuando no manipulador, p. 30
p	posição do efetuador, expressa no sistema de coordenadas da base, p. 27
p_c	posição do centróide do objeto alvo, expressa no sistema de coordenadas da câmera, p. 67
p_{vd}	trajetória de referência desejada, expressa no sistema de coordenadas da imagem, p. 70
p_v	posição do centróide do objeto alvo, expressa no sistema de coordenadas da imagem, p. 70
q	representação de <i>quaternion</i> unitário, p. 27
q_s	parcela escalar do <i>quaternion</i> unitário, p. 27
q_v	parcela vetorial do <i>quaternion</i> unitário, p. 27
r_v	sinal de referência, expresso no sistema de coordenadas da imagem, p. 75
u	sinal de controle de velocidade das juntas, p. 33
v	velocidade do efetuador, p. 29
v_k	sinal de controle cartesiano, p. 33
\bar{E}_c	sistema de coordenadas da câmera., p. 67
\bar{E}_v	sistema de coordenadas da imagem, p. 70
\mathbf{v}_p	sinal de controle de posição, p. 34
\mathbf{v}_q	sinal de controle de orientação, p. 34

\mathbf{x}	postura (posição e orientação) do efetuador, p. 27
\mathcal{R}	espaço coluna do Jacobiano., p. 34
\mathcal{T}	espaço da tarefa, p. 38
$v_{h,f}$	signal de controle de força desacoplado, p. 37
$v_{h,p}$	signal de controle de posição desacoplado, p. 37
v_h	signal de controle híbrido de posição e força, p. 37
v_f	lei de controle de força, p. 41
v_p	lei de controle de posição, p. 40
Γ_d	matriz de ganho de adaptação dinâmica, p. 59

Lista de Abreviaturas

AGAS	almost globally asymptotically stable, p. 41
DLS	damped least-square, p. 35
DOF	degrees of freedom, p. 28
HSE	health, safe and environment, p. 3
MIMO	multiple input, multiple output, p. 104
MRAC	model reference adaptive control, p. 75
NDT	non-destructive testing, p. 2
SISO	single input, single output, p. 104
SPR	strictly positive real, p. 86

Capítulo 1

Introdução

Atualmente, existe um grande interesse em realizar tarefas com eficiência e precisão em lugares onde a presença humana torna-se difícil, arriscada ou até mesmo impossível como, por exemplo, o espaço exterior ou o fundo do mar (Bellingham & Rajan 2007, Trevelyan et al. 2008). Para solucionar este problema, é necessário o emprego de mecanismos autônomos ou remotos que substituam os seres humanos na execução de uma tarefa, no que diz respeito à atividade física e à tomada de decisão: os robôs.

Um robô é uma máquina complexa constituída de sistemas mecânicos, atuadores, sensores e sistemas de controle, que ao interagirem entre si conferem a sua estrutura características de autonomia, flexibilidade e versatilidade (Nof 1999, Siciliano & Khatib 2008). Estas habilidades são fundamentais para a execução de missões em ambientes hostis¹ ou pouco estruturados, onde a descrição física ou geométrica do espaço de trabalho não é completamente conhecida *a priori*.

Hoje em dia, existem robôs atuando em diversas áreas e realizando inúmeras atividades como, por exemplo:

- inspeção remota e manutenção preventiva de plantas nucleares para evitar a exposição humana à radiação e reduzir substancialmente os resíduos da geração nuclear (Iborra et al. 2003);
- manutenção de navios por meio da raspagem de casco, hélice e leme, minimizando o consumo de combustível, reduzindo os custos de operação e evitando a contaminação atmosférica excessiva (Fernández-Andrés et al. 2005);
- corte, polimento, soldagem e pintura industrial automatizadas de peças de geometria desconhecida, aumentando a eficiência do processo e diminuindo o tempo de execução da tarefa (Basañez & Rosell 2005, Pires et al. 2003);

¹Ambiente de trabalho insalubre ou nocivo a saúde física e mental devido à presença de agentes agressivos ao organismo humano, acima dos limites de tolerância permitidos pelas normas técnicas.

- inspeção e manutenção de turbinas em usinas hidrelétricas, prolongando sensivelmente os prazos de manutenção e reduzindo o tempo de trabalho e de exposição do operador ao ambiente insalubre da turbina (Dutra et al. 2006);
- intervenção cirúrgica remota minimamente invasiva, melhorando a precisão do procedimento cirúrgico e reduzindo o tempo de recuperação e de internação do paciente (Hagn et al. 2008, Taylor et al. 2008);
- inspeção e manutenção de estações espaciais e satélites, reduzindo o número de horas que os astronautas permanecem fora da estação (Coleshill et al. 2009, Yoshida & Wilcox 2008).



Figura 1.1: Sistemas robóticos para operação em ambientes hostis e pouco estruturados. Cortesia do GSCAR (*Luma*), Canadian Space Agency (*Dextre*), Cenpes/Petrobras (*Chico Mendes*) e SINTEF (*Anna Konda*).

A Figura 1.1 ilustra alguns sistemas robóticos desenvolvidos para a execução de tarefas em ambientes hostis e pouco estruturados: *Luma*, veículo submarino de operação remota para inspeção de túneis de adução de usinas hidrelétricas e estudo da biodiversidade marinha na Antártica (Carneiro et al. 2006); *Dextre*, robô manipulador para missões de manutenção e montagem na Estação Espacial Internacional (Coleshill et al. 2009); *Chico Mendes*, robô ambiental híbrido para operações de monitoramento da região Amazônica (Freitas et al. 2010); *Anna Konda*, robô bioinspirado do tipo cobra para inspeção de ambientes nucleares e combate a incêndios (Liljebäck et al. 2005).

1.1 Motivação

1.1.1 Robótica *Offshore* e Submarina

A utilização de robôs autônomos ou remotos para aplicações submarinas relacionadas, por exemplo, à exploração e produção de petróleo em águas profundas, tem despertado o interesse da comunidade acadêmica e de diversos grupos de pesquisa (Antonelli et al. 2008, Hsu et al. 2000, Roh & Choi 2005, Saltaren et al. 2007). Para emprego pleno, esses robôs devem ser móveis, dotados de manipuladores bem como de diversos sensores, e possuir sistemas de controle sofisticados que permitam executar operações remotas com grande autonomia e flexibilidade. Uma missão submarina pode incluir tarefas típicas que exigem grande destreza como, por exemplo: (i) esmerilhamento para eliminar rebarbas de soldas; (ii) manipulação de objetos e ferramentas que exigem o controle da força de contato, para operações de corte, perfuração e usinagem; (iii) posicionamento de sensores para testes não-destrutivos ou NDT (no inglês, *non-destructive testing*), para a inspeção de corrosão e de soldas em interseções de estruturas em alto-mar (no inglês, *offshore*).

A idéia de utilizar robôs móveis de serviço em aplicações na parte superior (no inglês, *topside*) de uma plataforma *offshore* foi introduzida recentemente em (Liljebäck 2008) e resultados preliminares sobre navegação autônoma de robôs nesses tipos de ambientes foram apresentados em (Graf et al. 2007). De fato, existem diversas tarefas de inspeção e manutenção em uma plataforma de exploração de petróleo que poderiam ser realizadas usando sistemas robóticos. Por exemplo, dotando-se o efetuator de um robô com câmeras, sensores de temperatura, analisadores de gás e ferramentas adequadas é possível realizar a monitoração de processos da plataforma, obter amostras de efluentes, agarrar objetos e manipular válvulas de alívio de pressão (Bengel et al. 2009, Skourup & Pretlove 2009a).

A automatização destas tarefas pode aumentar a eficiência do processo e o grau de autonomia da plataforma e, conseqüentemente, minimizar os riscos de acidente e reduzir os custos de operação e o tempo de comissionamento (Johnsen et al. 2007). A longo prazo, espera-se que este novo cenário possa contribuir para a melhoria das condições HSE (no inglês, *health, safe and environment*) e o aumento da produtividade da plataforma. Por isso, a possibilidade de desenvolvimento de plataformas de Óleo e Gás remotamente operadas já é considerada e estudada por importantes instituições ligadas à indústria do Petróleo como, por exemplo, a ABB Process Automation, a StatoilHydro ASA e o convênio entre o órgão de pesquisa SINTEF e a universidade NTNU², ambas localizadas na Noruega (From 2010, Skourup & Pretlove 2009b).



Figura 1.2: O robô MIMROex durante teste de campo em uma plataforma *offshore*. Cortesia da Fraunhofer IPA.

Neste contexto, a operação remota de uma plataforma requer o emprego de sistemas robóticos confiáveis e inteligentes, bem como sistemas de instrumentação distribuída que permitam aos operadores localizados em terra monitorar e controlar todos os processos que ocorrem na plataforma (Kyrkjeb et al. 2009). A idéia chave é instalar grandes seções de processos modulares em uma área não-habitada da plataforma, onde haverá corredores abertos entre cada seção para permitir o acesso aos gabinetes de equipamentos de processo. A Figura 1.2 apresenta o robô MIMROex desenvolvido pela Fraunhofer IPA para realizar tarefas de inspeção e monitoração em uma plataforma *offshore* (Bengel & Pfeiffer 2007).

Um conceito proposto pela Aker Solutions consiste na separação da área de trabalho da plataforma, acessível para operadores humanos, em uma área *normalmente não-habitada* e em outra *permanentemente não-habitada* (vide Figura 1.3), na qual as unidades de processo serão instaladas e distribuídas para que possam ser acessadas por um ou diversos robôs manipuladores equipados com ferramentas e sensores adequados (Bøtker & Liverud 2006, Heathcote 1995). Estes robôs manipuladores podem ser agrupados nas seguintes categorias:

- **classe de trabalho:** para realizar tarefas de inspeção, intervenção, manutenção e reparo no *topside* da plataforma, evitando colisões com os equipamentos do processo;

²The Foundation for Scientific and Industrial Research - Norwegian University of Science and Technology.

- **monitoração e assistência:** para permitir uma percepção adequada da área de interesse pelos operadores em terra e auxiliar os manipuladores da classe de trabalho;
- **operações submarinas:** para executar tarefas de manipulação de ferramentas e missões de intervenção submarina usando, por exemplo, estratégias de controle de força e servovisão.

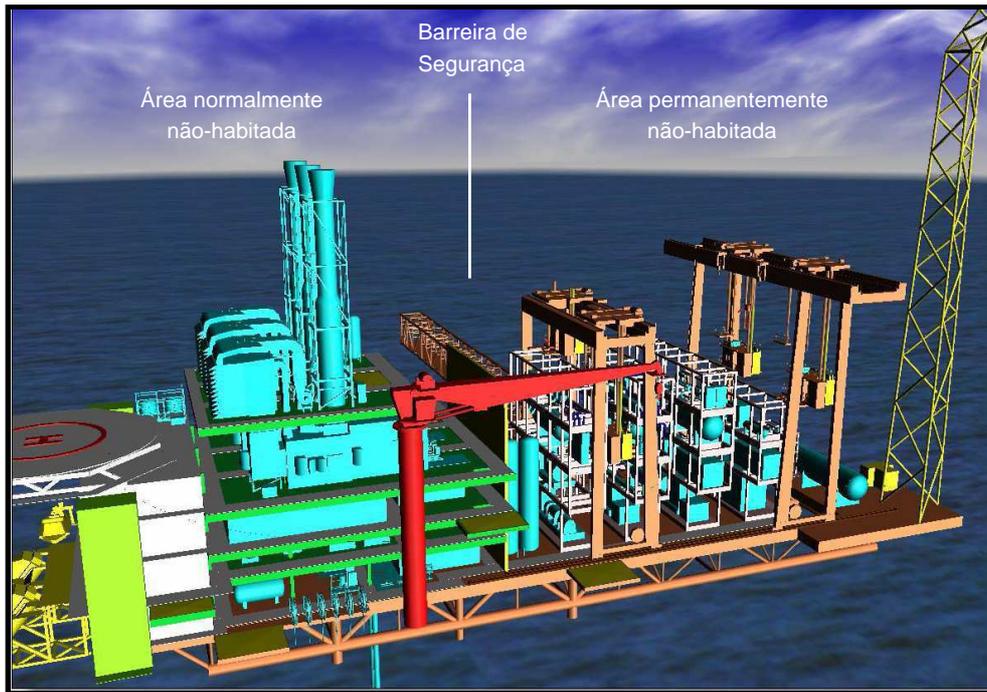


Figura 1.3: Um novo conceito de plataforma *offshore* para exploração de petróleo. Cortesia do TAIL-IO.

Seguindo esta tendência, um novo conceito de sistemas robóticos para a operação remota de plataformas de óleo e gás consiste no emprego de um manipulador montado em um guindaste de pórtico flexível em conjunto com um ou mais manipuladores montados sobre trilhos, a fim de facilitar a mobilidade em torno dos equipamentos de processo e permitir a execução de diversas tarefas de inspeção, manutenção e reparo na plataforma (Anisi et al. 2010, Kyrkjeb et al. 2009).

Então, a partir de câmeras montadas em dispositivos *pan-tilt*, sensores de força/torque, estratégias de controle de força e servovisão, algoritmos desvios de obstáculos e redes de sensores (*e.g.*, acústicos, térmicos, de gases, etc.) pode-se desenvolver um sistema automatizado para realizar uma série de operações de inspeção e intervenções sobre equipamentos de processo em uma plataforma como, por exemplo, abertura e fechamento de válvulas manuais, agarrar e mover objetos, medição de temperatura e vibração (vide Figura 1.4), inspeção visual de corrosão,

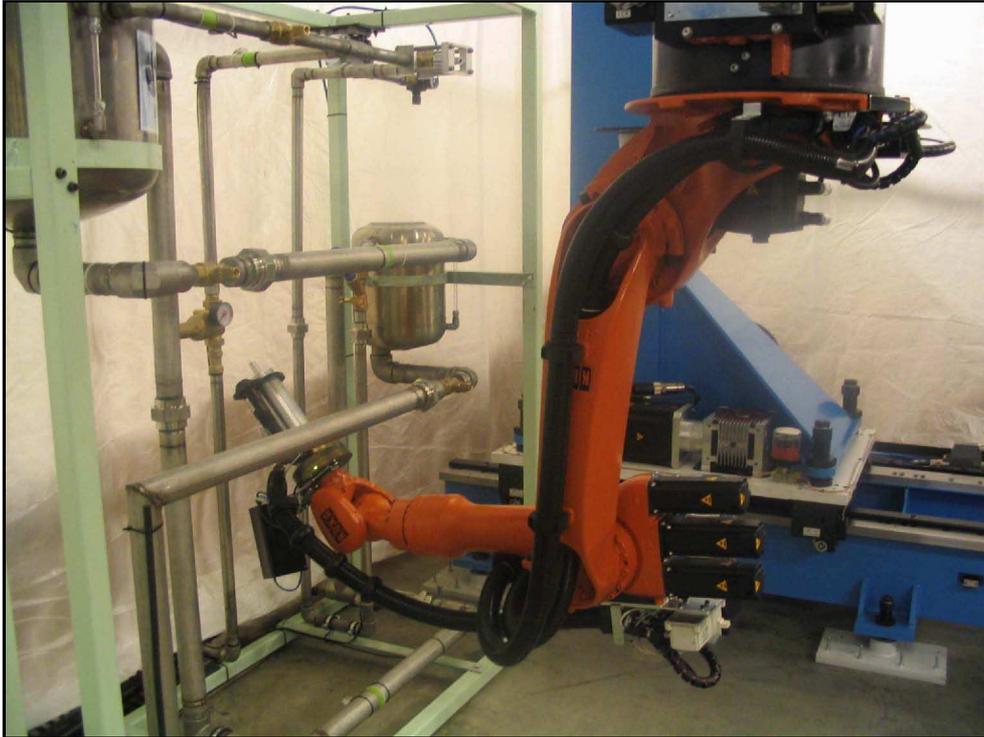


Figura 1.4: Um novo conceito de sistema robótico para operação em plataformas *offshore*. Cortesia do SINTEF/NTNU.

e substituição de peças dos equipamentos do processo (Notheis et al. 2010, Reiser et al. 2008). Neste contexto, o SINTEF tem desenvolvido diversos sensores e ferramentas especializados que são montados em um sistema de mudança automática, para que o robô utilize o equipamento que é mais adequado para a execução de uma determinada tarefa (Transeth et al. 2010).

A Figura 1.5 apresenta o laboratório de testes da ABB Process Automation que foi desenvolvido para avaliar operações robotizadas em plataformas *offshore*, onde um robô montado em um pórtico flexível é usado para realizar tarefas de inspeção, enquanto que os robôs montados sobre trilhos são usados para tarefas de manipulação cooperativa (Skourup & Pretlove 2009b). O sistema robótico é composto ainda por um outro robô a prova d'água que está instalado em uma plataforma da StatoilHydro ASA localizada em Kårstø, na costa oeste da Noruega, para avaliar a resistência de sua estrutura a condições ambientais extremas.

O desenvolvimento de um sistema robótico para uma plataforma de óleo e gás remotamente operada apresenta diversos desafios tecnológicos relacionados, por exemplo, à definição de: tipos de robôs móveis e manipuladores, interface de operação e controle, tipos de ferramentas robóticas, sensores e sistemas de instrumentação, bem como a preparação do sistema robótico para suportar as condições ambientais extremas das plataformas *offshore* (Johnsen et al. 2005). Um desafio interessante é



Figura 1.5: Laboratório de teste de robôs da ABB em Oslo, Noruega. Cortesia da ABB Process Automation.

saber como dotar um operador em terra com a quantidade e o tipo de informação adequados para que o mesmo possa controlar remotamente as várias operações de interesse, que devem ser realizadas em uma plataforma.

Este problema pode ser parcialmente solucionado por meio de um robô manipulador, que atua como um sistema de monitoramento automático com câmeras de vídeo e dispositivos de iluminação, possibilitando uma visão adequada da área de trabalho e o acompanhamento da tarefa que será executada por um segundo robô controlado pelo operador. Para desenvolver este sistema é necessário, por exemplo, a utilização de um esquema de controle por servovisão que permita ao robô de monitoração seguir o movimento do robô da classe de trabalho, sem colidir com outros robôs ou com objetos do ambiente, além de evitar colisões internas.

Então, dentre as atividades de pesquisa que podem ser desenvolvidas para superar estes desafios destacam-se: (i) o uso de múltiplos robôs manipuladores simultaneamente a fim de executar tarefas cooperativas de inspeção e intervenção; (ii) metodologias de controle de força e posição que habilitem o operador a realizar operações de interação com equipamentos de processo por meio de um manipulador robótico; (iii) algoritmos de detecção e desvio de obstáculos, que permitam calcular a distância entre o robô e o objeto de interesse a partir de modelos 3D do ambiente; (iv) análise de dados coletados pelos sensores do robô (*e.g.*, imagem, som, vibração, temperatura, gás, etc.), para determinar automaticamente a tendência normal do processo e detectar desvios durante as rondas de inspeção automática.

Em um futuro próximo, esta tecnologia poderá ser aplicada para os sistemas de produção que serão instalados nas regiões da camada pré-sal (*e.g.*, campo petrolífero de Tupi), que estão situados a mais de 300 km da costa e operam em profundidades em torno de 5 a 7 mil metros. Esta grande distância motiva o desenvolvimento de um sistema de produção *offshore* com alto grau de automação baseado em robótica avançada, a fim de permitir a redução de custos de transporte e logística em plataformas extremamente distantes, ou eventualmente, permitir o desenvolvimento de plataformas parcialmente habitadas (Skourup & Pretlove 2009b).

1.1.2 Sensoreamento de Força e Visão

A execução de tarefas em ambientes hostis e pouco estruturados pode ser facilitada inserindo no sistema do robô diversos sensores que possibilitem a sua interação com a estrutura de interesse como, por exemplo, sensores de força e câmeras de vídeo. Quando um efetuador interage com objetos do ambiente, o controle da força de contato é fundamental para assegurar o desempenho satisfatório de uma tarefa de manipulação. Em determinadas tarefas um comportamento complacente é necessário para evitar danos à ferramenta ou ao objeto manipulado (Villani & De Schutter 2008). Por outro lado, o controle de visão pode ser utilizado para inspeção, localização e posicionamento de objetos no espaço de trabalho do robô. Contudo, a precisão limitada do controle de visão e a natureza ruidosa da imagem obtida pela câmera tornam esta abordagem menos indicada para controlar e monitorar a interação entre o robô e os objetos do ambiente (Chaumette & Hutchinson 2008).

Portanto, a capacidade de sensoreamento de força e visão é uma característica muito útil para que robôs operem em ambientes onde a localização de objetos e a geometria do espaço de trabalho são apenas parcialmente conhecidas. Uma abordagem interessante consiste em combinar controle de força e controle de visão em um esquema de controle híbrido para que as vantagens de cada modo de sensoreamento sejam simultaneamente alcançadas durante a execução de uma tarefa de manipulação (Lippiello et al. 2011, Prats et al. 2008). A Figura 1.6 apresenta o sistema robótico DLR MiroSurge (German Aerospace Center) desenvolvido para realizar telecirurgias de endoscopia e laparoscopia por meio uma malha de controle com realimentação de força e visão (Hagn et al. 2010).

A utilização de robôs autônomos e remotos para execução de tarefas (*e.g.*, seguimento de trajetórias) em ambientes hostis e locais de difícil acesso requer a integração destes dispositivos ao processo automatizado como um todo, por meio de uma metodologia que considere a viabilidade da operação e as restrições geométricas do ambiente e de movimento do robô. Então, dispondo de uma base laboratorial

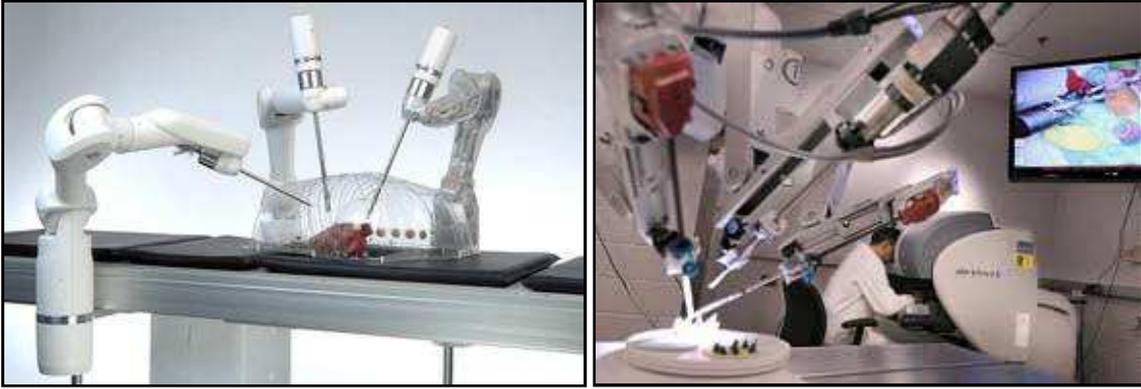


Figura 1.6: Sistema robótico DLR MiroSurge para telecirurgias de invasão mínima. Cortesia da German Aerospace Center.

para desenvolver e implementar métodos de planejamento de trajetórias e algoritmos de controle, é possível depurá-los e avaliar o desempenho do robô durante a execução da tarefa em um ambiente estruturado, diminuindo o tempo de testes em *in-situ*. Neste sentido, o planejamento de trajetórias e a validação dos algoritmos de controle são realizados a partir do conhecimento exato da localização da célula robótica no ambiente de testes. Entretanto, quando a célula robótica é inserida no ambiente de trabalho não é possível garantir que a mesma seja instalada exatamente no local previamente planejado, principalmente em operações submarinas em águas profundas, onde as condições ambientais adversas (*e.g.*, baixa luminosidade e alta pressão) dificultam ou impossibilitam o uso de mergulhadores. Por isso, a acurácia e a precisão da tarefa podem ser comprometidas, aumentando os custos da operação e os riscos de acidentes (Bellingham & Rajan 2007).

O problema de seguimento de trajetórias considerando a existência de incertezas na localização atual da base do robô, com respeito à localização adotada na etapa de planejamento, pode ser formulado como um problema de replanejamento de trajetórias. Então, a partir de uma metodologia de replanejamento que considere a estimativa do erro de configuração (posição e orientação) entre as localizações já citadas, bem como informações a respeito da trajetória previamente planejada, é possível corrigir a trajetória desejada sem recorrer a uma nova etapa de planejamento. Os erros de posição e orientação da base do robô podem ser obtidos a partir de algoritmos de calibração adequados, usando sensores internos e externos (Leite et al. 2008, Marques 2005). O planejamento de tarefas pode ser auxiliado pelo uso de ferramentas de realidade virtual, que permitam ao usuário modelar obstáculos e interagir com ambientes pouco estruturados simulados em tempo real por meio de canais multi-sensoriais e dispositivos hápticos (Hannaford & Okamura 2008).

De fato, mesmo que a geometria do espaço de trabalho seja previamente conhecida, deve-se determinar a configuração do robô com respeito à estrutura de interesse, a fim de assegurar um desempenho satisfatório na execução da tarefa. No entanto, em ambientes remotos é difícil instalar dispositivos de medição externos ao robô, sobretudo em águas profundas. Então, a calibração deve, preferencialmente, ser realizada apenas com os sensores do próprio robô. Este problema não é de solução simples e tem despertado o interesse da comunidade científica que atua na área de robótica (Augustson & Meggiolaro 2010, Biagiotti & Melchiorri 2008, Gatti & Danieli 2008, LaValle 2006). A Figura 1.7 ilustra um procedimento de calibração remota para um robô KUKA, bem como uma etapa de planejamento de trajetórias a fim de realizar tarefas de seguimento de contorno (Beyer & Wulfsberg 2004) usando o sistema ROSY (*Robot Optimization SYstem*).

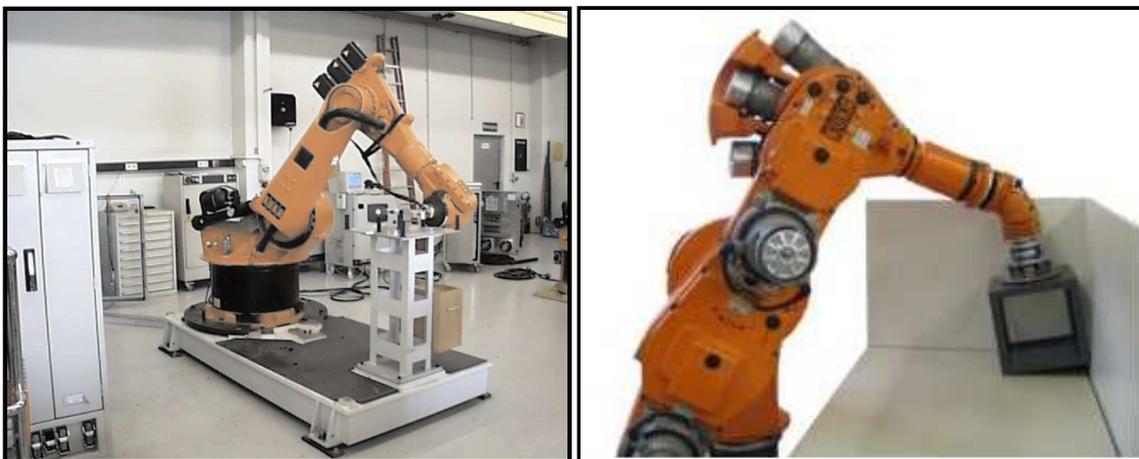


Figura 1.7: Calibração remota e planejamento de tarefa para um robô manipulador KUKA. Cortesia da Teconsult Precision Robotics.

Portanto, os argumentos apresentados motivam o desenvolvimento de uma metodologia de controle baseada em (i) estratégias de controle de visão, (ii) algoritmos de controle de força e posição, (iii) métodos de planejamento e replanejamento de tarefas, (iv) métodos de calibração remota utilizando sensores internos e externos, para que robôs manipuladores realizem tarefas com acurácia e precisão em ambientes hostis e pouco estruturados.

1.2 Objetivos

O objetivo desta Tese é desenvolver uma metodologia de controle para a execução de operações robotizadas em ambientes *offshore* e locais de difícil acesso, cuja característica predominante é serem hostis aos seres humanos e pouco estruturados. A tarefa para o robô manipulador consiste no seguimento de uma trajetória de

referência, especificada no espaço da imagem de uma câmera fixa e não-calibrada, enquanto o efetuador exerce uma força de contato controlada sobre uma superfície de restrição suave de geometria desconhecida.

As principais metas a serem atingidas são o desenvolvimento, a implementação, a simulação e, se possível, a experimentação prática de: (i) algoritmos de controle híbrido de posição e força para robôs manipuladores incertos; (ii) algoritmos de servovisão na presença de incertezas nos parâmetros de calibração da câmera; (iii) métodos de estimação da geometria da superfície de restrição.

O objetivo principal é fornecer subsídios para o desenvolvimento de um método de controle coordenado híbrido de força e visão para manipuladores robóticos montados sobre veículos terrestres ou submarinos, autônomos ou de operação remota, a fim de realizar tarefas de intervenção em ambientes hostis e pouco estruturados como, por exemplo, instalações de plataformas *offshore*, estruturas e dutos submarinos e o interior de turbinas em usinas hidrelétricas.

1.3 Metodologia Proposta

Neste trabalho, considera-se o problema de controle híbrido para robôs manipuladores com dinâmica não desprezível usando um sensor de força e uma câmera monocular fixa, montada no espaço de trabalho do robô. Uma estratégia de controle é proposta para combinar controle de força direta e servovisão adaptativa na presença de superfícies de restrição suaves com geometria desconhecida e incertezas nos parâmetros de calibração da câmera.

Para solucionar o problema de interação com ambientes não-estruturados, um método de estimação é desenvolvido para obter a geometria da superfície de restrição e manter o efetuador do robô ortogonal à superfície no ponto de contato, durante a execução da tarefa, usando medições *online* de força e deslocamento (Leite et al. 2009a). O controle de orientação emprega a formulação de *quaternion* unitário, que é livre de singularidades e computacionalmente eficiente. Um esquema de controle híbrido de posição e força baseado em um termo dependente da orientação é desenvolvido para permitir a interação do efetuador sobre superfícies não-planas.

Duas estratégias de servovisão adaptativa são apresentadas para solucionar o problema de rastreamento de trajetórias bidimensionais (2D) e tridimensionais (3D) no espaço da imagem, considerando que os fatores de escala e o ângulo de rotação da câmera são incertos. As estratégias de servovisão são projetadas a partir de um método de fatoração da matriz de ganho de alta frequência, a fim de solucionar o problema de controle adaptativo multivariável (Costa et al. 2003). Uma extensão para o esquema de servovisão adaptativa 2D para considerar o caso em que o eixo

óptico da câmera é não-perpendicular ao plano da tarefa é apresentada. Pode-se mostrar que o algoritmo de servovisão adaptativa é robusto na medida em que apresenta reduzida sensibilidade a incertezas na cinemática do robô.

Baseado em uma estrutura de controle em cascata, os esquemas de servovisão e de controle são combinados com uma estratégia adaptativa de controle de movimento para o robô manipulador, que considera as incertezas na cinemática e na dinâmica não-lineares do robô, conduzindo a um sistema de controle adaptativo estável. A aplicação desta metodologia requer a medição da velocidade da imagem que pode ser restritivo do ponto de vista prático, devido à natureza ruidosa da imagem obtida pela câmera. Então, é recomendável desenvolver um esquema alternativo de servovisão adaptativa livre da medição da velocidade da imagem e que considere as incertezas na modelagem da câmera, particularmente com respeito aos fatores de escala e o ângulo de desalinhamento da câmera.

Resultados de simulação de um manipulador antropomórfico de três graus de mobilidade são apresentados para ilustrar o desempenho e a viabilidade prática dos esquemas de servovisão adaptativa propostos (Leite et al. 2011). Resultados experimentais, obtidos a partir da implementação do esquema de controle híbrido de força e visão em um robô manipulador Zebra Zero (Integrated Motions Inc.), demonstram a eficácia da estratégia de controle proposta (Leite et al. 2009b).

1.4 Revisão Bibliográfica

Nesta seção, será realizada uma revisão bibliográfica dos principais trabalhos publicados sobre metodologias de (i) controle de força, (ii) servovisão robótica e (iii) controle híbrido de força e visão.

1.4.1 Controle de Força

Um dos requisitos fundamentais para a execução bem sucedida de uma tarefa robótica é a capacidade de controlar a interação entre o manipulador e o ambiente. Neste contexto, a grandeza que descreve o estado da interação de forma mais eficiente é a força de contato exercida pelo efetuador do manipulador (Siciliano et al. 2008). Porém, durante a interação, o ambiente estabelece restrições sobre a geometria dos caminhos que podem ser seguidos pelo efetuador. Neste caso, a utilização de uma estratégia de controle de movimento para controlar a interação não é recomendável, uma vez que erros de planejamento da tarefa podem dar origem a forças de contato elevadas, que podem desviar o efetuador da trajetória desejada e danificar as partes em contato (Villani & De Schutter 2008).

De fato, a execução de uma tarefa de interação a partir de uma estratégia de controle de movimento depende de um planejamento preciso da tarefa e requer um modelo detalhado do manipulador e do ambiente. A modelagem do robô pode ser alcançada com precisão suficiente usando algoritmos de calibração apropriados, mas uma descrição detalhada do ambiente é difícil de ser obtida, principalmente em situações práticas onde a geometria da tarefa é desconhecida. Além disso, os erros no posicionamento do efetuador devido à incerteza na localização exata do ambiente podem influenciar no desempenho do controlador de movimento utilizado (Whitney 1987). Portanto, para a execução bem sucedida de tarefas práticas que requerem a interação do manipulador com o ambiente (*e.g.*, esmerilhamento, montagem, polimento ou usinagem), é necessário controlar não somente a posição, mas também a força exercida pelo efetuador no ponto de contato (Khatib 1987).

Uma questão fundamental em controle de força é determinar como as forças de interação e os sinais de saída do robô (*e.g.*, posição, velocidade) podem ser utilizados para que as especificações de força e movimento sejam alcançadas. Então, a realimentação de sinais de força, posição e velocidade, e a escolha de sinais de entrada adequados para comandar as juntas do manipulador resultam em diferentes métodos de controle de interação (Chiaverini et al. 1999). Os métodos de controle de força podem ser classificados em *fundamentais* e *avançados*. Uma visão geral sobre os algoritmos de controle de força mais utilizados é apresentada em (Villani & De Schutter 2008, Zeng & Hemami 1997).



Figura 1.8: Exemplos de controle de força em aplicações industriais: à esquerda, perfuração; à direita, usinagem. Cortesia da KUKA Robotics.

Os métodos de controle de força fundamentais podem ser divididos em métodos *indiretos* e métodos *diretos*. No método indireto, o erro de força é convertido em um

erro de posição ou de velocidade, que é conduzido ao robô por meio de uma malha de controle de movimento, sem fechamento explícito de uma malha de controle de força. Nesta categoria estão incluídos os métodos de Controle de Complacência ou Rigidez (Mason 1981, Salisbury 1980) e de Controle de Impedância (Hogan 1985). Então, a interação entre o manipulador e o ambiente é influenciada diretamente pela complacência do ambiente e/ou pela complacência ou impedância do manipulador. Entretanto, para tarefas de regulação ou rastreamento onde espera-se um controle preciso da força de contato, é necessário adotar uma estratégia de controle que permita especificar diretamente a força desejada (Figura 1.8). No método direto, o erro de força é usado diretamente para controlar o robô por meio de uma malha de controle de força. Nesta categoria estão incluídos os métodos de Controle Híbrido (Raibert & Craig 1981), Controle Híbrido com Restrições (McClamroch & Wang 1988), Controle Híbrido de Impedância (Anderson & Spong 1988) e Controle Paralelo (Chiaverini & Sciavicco 1993).

O método de Controle Híbrido foi proposto por Raibert e Craig, baseado na separação do espaço da tarefa em direções ortogonais complementares de força e movimento, para permitir que diferentes especificações de força e posição fossem simultaneamente satisfeitas (Raibert & Craig 1981). Porém, nesta abordagem apenas o modelo cinemático do robô foi considerado. A inclusão explícita da dinâmica do manipulador foi apresentada em (Khatib 1987). Por outro lado, alguns autores propuseram uma correção no esquema de controle híbrido de posição e força original, a fim de evitar o problema de instabilidade cinemática (Chiaverini & Sciavicco 1993, Fisher & Mujtaba 1992, Wang & McClamroch 1993). Em outros trabalhos, condições de estabilidade suficientes foram estabelecidas para os esquemas de controle híbrido baseados em abordagens cinemáticas e dinâmicas (Doulgeri 1999, Doulgeri et al. 1998, Yabuta 1992).

A utilização de robôs para realizar tarefas de interação complexas apresenta muitos desafios como, por exemplo, parâmetros incertos, ambientes pouco estruturados e perturbações externas. Para alcançar um razoável desempenho de controle na presença de dinâmicas não-modeladas, ruídos dos sensores e perturbações por forças externas, é preciso utilizar métodos de controle de força avançados capazes de fornecer regulação ou rastreamento de força com precisão suficiente, mesmo na presença de incertezas nos parâmetros do robô e do ambiente. Então, integradas ou combinadas com os métodos de controle de força fundamental, as técnicas de controle de força avançadas são baseadas em Métodos de Aprendizado (Kiguchi & Fukuda 1997, Visioli et al. 2010), Controle Robusto (Gueaieb et al. 2007, Lu & Goldenber 1995), Controle Adaptativo (Roy & Whitcomb 2002, Villani et al. 2000) e Fusão de Sensores (Garcia et al. 2008, Namiki et al. 2000).

Um outro t3pico de pesquisa interessante, e que est3a relacionado ao controle de for7a e posi73o para rob3os manipuladores, 3 o desenvolvimento de metodologias para a estimat3o dos par3metros geom3tricos e mec3nicos do ambiente. Em tarefas de polimento, por raz3es de qualidade, pode ser necess3rio que a orienta73o desejada do efetuador seja especificada com respeito ao vetor normal 3 superf3cie, alinhando o efetuador na dire73o normal ou restringindo o mesmo dentro do cone de atrito no ponto de contato (Karayiannidis & Doulgeri 2009). Neste contexto, diversos m3todos de estimat3o direta ou indireta foram propostos para obter a orienta73o e/ou a rigidez da superf3cie, considerando a presen7a de incertezas nos par3metros do rob3o (Karayiannidis & Doulgeri 2008, Namvar & Aghili 2005, Wang & Xie 2009b).

Em geral, para o projeto de um controlador de posi73o e for7a o ambiente 3 assumido ser r3gido ou complacente. Para o caso r3gido, as restri73es cinem3ticas s3o exercidas sobre o rob3o e o rastreamento de posi73o e for7a pode ser alcan7ado por meio da realimenta73o de estado considerando a descri73o anal3tica da geometria do ambiente (McClamroch & Wang 1988). Uma vez que o efetuador n3o pode mover-se ao longo da dire73o normal 3 superf3cie, a posi73o (ou velocidade) do efetuador permanece confinada sobre um plano tangente 3 superf3cie no ponto de contato. Este fato pode ser utilizado para identificar a geometria da superf3cie. Para um ponto de contato sem atrito, a for7a de contato permanece alinhada na dire73o normal 3 superf3cie e pode ser usada diretamente para calcular a matriz Jacobiana da restri73o e a orienta73o da superf3cie (Cheah et al. 2003, Xiao et al. 2000).

Em situa73es pr3ticas, onde pontos de contato com atrito s3o considerados, as medi73es de velocidade e de for7a s3o ambas utilizadas para determinar a dire73o normal 3 superf3cie (Hosoda et al. 1998, Leite et al. 2009b, Yoshikawa & Sudou 1993). Por outro lado, quando o ambiente n3o 3 r3gido, a sua caracter3stica de complac3ncia deve ser considerada no projeto de controle. Alguns autores mostraram que o problema de regula73o de posi73o e for7a n3o requer a estimat3o *online* da rigidez do ambiente para garantir a estabilidade assint3tica do sistema (Doulgeri & Karayiannidis 2007), enquanto que em tarefas de intera73o onde a posi73o e a orienta73o da superf3cie s3o incertas, a converg3ncia do erro de posi73o pode n3o ser alcan7ada (Karayiannidis & Doulgeri 2010).

A pesquisa sobre controle de for7a tem despertado o interesse da comunidade cient3fica h3 pelo menos tr3s d3cadas. No entanto, ainda 3 muito dif3cil aplicar esses esfor7os para o desenvolvimento de linhas de produ73o industriais. De fato, existem poucos exemplos na ind3stria onde somente a utiliza73o de controle de for7a apresenta resultados satisfat3rios. Em algumas aplica73es 3 mais vi3vel utilizar outras abordagens de controle como, por exemplo, a servovis3o.

1.4.2 Servovisão Robótica

Nas últimas décadas, a realimentação fornecida por sensoriamento de visão tem sido utilizada para desenvolver diversas estratégias de controle para sistemas robóticos com estabilidade comprovada, mesmo na presença de incertezas paramétricas (Chaumette 2004, Espiau et al. 1992, Hsu et al. 2007, Malis 2004). De fato, câmeras de vídeo são sensores fundamentais para obter informações geométricas e qualitativas do ambiente onde o robô opera, sem interação física. Estas informações podem ser empregadas pelo sistema de controle para planejamento de tarefas e desenvolvimento de algoritmos de servovisão sofisticados. Neste contexto, as técnicas de servovisão tem sido extensivamente estudadas como ferramentas potenciais para aplicações na áreas médica e industrial (Krupa et al. 2003, Lippiello et al. 2007). A Figura 1.9 demonstra a aplicação de servovisão para executar a orientação automática de sondas de ultrassom 2D e tarefas de manipulação de objetos.

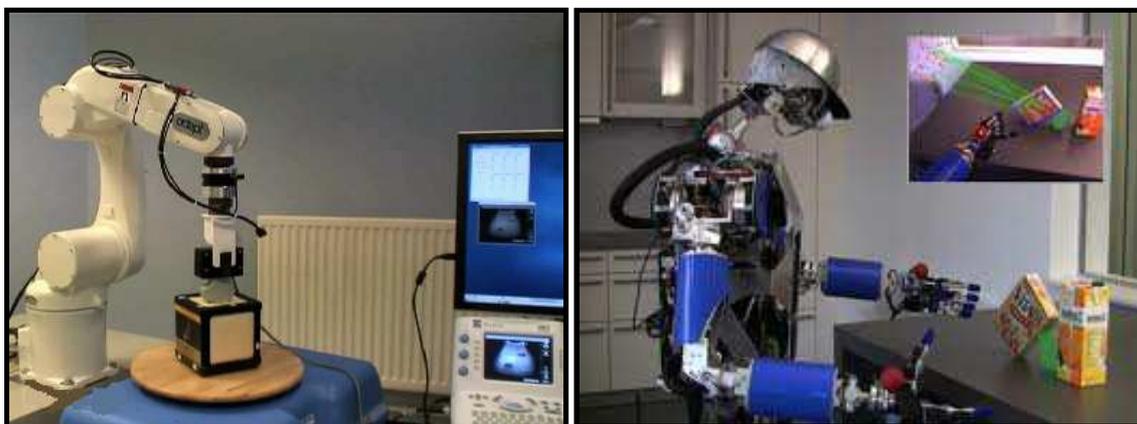


Figura 1.9: Exemplos de aplicações de servovisão: à esquerda, orientação de uma sonda de ultrassom (Cortesia do IRISA); à direita, agarrar e manipular objetos (Cortesia do Institute for Anthropomatics).

Neste amplo cenário, a abordagem de servovisão tem sido explorada em diversos trabalhos como um assunto de controle teórico, usando apenas uma ou múltiplas câmeras, montadas em configurações fixa (no inglês, *eye-to-hand*) ou móvel (no inglês, *eye-in-hand*) (Chaumette & Hutchinson 2006, Hutchinson et al. 1996). O problema de rastreamento de alvos móveis ou de trajetórias de referência baseado em características da imagem ainda é um assunto de grande interesse sob o ponto de vista da teoria de controle, mesmo para o caso planar (Kelly 1996, Zergeroglu et al. 2003). A presença de incertezas nos parâmetros do sistema câmera-robô também tem sido motivo de preocupação, desde as publicações iniciais (Koivo & Houshangi 1991, Papanikolopoulos & Khosla 1993). Enquanto alguns trabalhos publicados consideraram a interação dessas incertezas com algum algoritmo de calibração *on-line* justificado apenas de maneira *ad hoc*, outros requerem o conhecimento prévio dos parâmetros

do sistema (Papanikolopoulos et al. 1993). Diversos esquemas adaptativos ou robustos foram projetados para contornar a degradação de desempenho devido à incerteza na modelagem, particularmente com respeito aos parâmetros de calibração da câmera e aos parâmetros mecânicos do robô (Astolfi et al. 2002, Bishop & Spong 1999, Ortega et al. 2003, Zergeroglu et al. 2001).

Entretanto, a maioria dos trabalhos citados acima não consideram a dinâmica não-linear do robô no projeto de controle. Neste caso, o desempenho do sistema pode não ser satisfatório, particularmente quando o robô deve realizar tarefas em alta velocidade ou atuadores do tipo *direct-drive* são utilizados. Algumas exceções podem ser encontradas em trabalhos recentemente publicados (Cheah et al. 2010b, Fujita & Kawai 2007, Nasisi & Carelli 2003, Zachi, Hsu, Ortega & Lizarralde 2006). Porém, os esquemas de controle de movimento do robô propostos requerem a medição da velocidade da imagem e são aplicados somente para o problema de servovisão planar.

Algumas soluções para o problema de controle de movimento do robô em um ambiente 3D foram desenvolvidas para diferentes escolhas de configuração de câmera baseadas na abordagem de servovisão 2D 1/2. (Conticelli & Allotta 2001a, Corke & Hutchinson 2001, Kelly et al. 2000, Malis et al. 1999) Entretanto, algumas destas soluções requerem a estimação direta da profundidade entre a câmera e o objeto alvo, recorrendo a alguma etapa de aprendizado *off-line* (Malis et al. 1999) ou a um método de homografia Euclidiana (Chen et al. 2005). Recentemente, outros trabalhos têm utilizado abordagens de servovisão baseadas em um Jacobiano da imagem que é independente da profundidade ou um esquema de servovisão adaptativa para lidar com a incerteza na informação da profundidade (Cheah et al. 2010b, Liu et al. 2006). Nessas estratégias, no entanto, assume-se que a dinâmica do robô seja completamente conhecida.

Outros autores têm considerado a ausência da informação de profundidade para solucionar o problema de regulação ou rastreamento 3D no espaço da imagem. Por exemplo, em (Conticelli & Allotta 2001b) um esquema de servovisão adaptativa é projetado para garantir a uniformidade limitada da regulação baseado em algumas restrições das velocidades translacionais e limites sobre o parâmetro de profundidade incerto. Em (Leite et al. 2009b) foi apresentado um controlador adaptativo para permitir o rastreamento de trajetórias 3D no espaço da imagem usando uma câmera fixa com eixo óptico não-perpendicular ao espaço da tarefa. Como o modelo do sistema de servovisão é não-linear devido à variação na profundidade, uma função de aproximação linear foi utilizada para projetar uma lei de adaptação linearmente parametrizada, sem medição da profundidade.

Por outro lado, sabe-se que a medição da velocidade de objetos a partir de imagens é prejudicada pelo ruído na imagem (Kano et al. 2001) e os parâmetros

cinemáticos e dinâmicos do robô são modificados quando o efetuador está manipulando diferentes ferramentas de dimensões incertas (Arimoto 1999). Isto motiva o desenvolvimento de um esquema alternativo de servovisão adaptativa livre da medição da velocidade da imagem, que considere a existência de incertezas paramétricas nos modelos da câmera e do robô. Neste contexto, dois esquemas adaptativos de calibração da câmera foram propostos em (Wang et al. 2010, Zergeroglu et al. 2000) com propriedades de estabilidade global. Entretanto, os autores consideram que a cinemática e a dinâmica do robô são exatamente conhecidas.

Por sua vez, o esquema de servovisão adaptativa para rastreamento de trajetórias 2D desenvolvido em (Lizarralde et al. 2008) não requer a medição da velocidade da imagem e considera as incertezas nos parâmetros de calibração da câmera (*e.g.*, fatores de escala e ângulo de desalinhamento) e na dinâmica do robô. Como um desenvolvimento adicional deste trabalho, uma extensão do controlador proposto para tarefas de posicionamento 3D na presença de incertezas na cinemática do robô, livre das informações da velocidade da imagem e da profundidade cartesiana, foi recentemente publicado em (Leite et al. 2011).

1.4.3 Controle Híbrido de Força e Visão

Por muitos anos, a comunidade acadêmica e diversos centros de pesquisa têm investigado a aplicação de técnicas de controle de força e servovisão para aumentar o grau de autonomia e a versatilidade de sistemas robóticos (Chaumette & Hutchinson 2008, Hutchinson et al. 1996, Villani & De Schutter 2008, Zeng & Hemami 1997). Como parte desta tendência, a realimentação de força e de visão tem sido explorada em diversos trabalhos como uma questão de controle teórico e o problema de controlar sistemas robóticos por meio de sensores de força e/ou de visão ainda tem recebido destacada atenção na literatura de sistemas de controle (Kawai et al. 2010, Lippiello et al. 2011, Pomares & Torres 2005, Prats et al. 2009).

Os benefícios de combinar o sensoreamento de força e visão dentro de um laço de realimentação de um robô manipulador foram apresentando pela primeira vez em (Nelson et al. 1995) usando três diferentes abordagens: no controle alternado (no inglês, *traded control*), uma direção do espaço da tarefa é alternadamente controlada usando um sensor de força ou um sensor de visão; no controle compartilhado (no inglês, *shared control*), ambos os sensores de força e visão controlam a mesma direção do espaço da tarefa simultaneamente; no controle híbrido (no inglês, *hybrid control*), direções diferentes do espaço da tarefa são simultaneamente controladas usando sensores de força e visão. Em (Ishikawa et al. 1996) foi apresentado um método para estimação da posição do contato entre o objeto e o ambiente em tarefas de manipulação, usando fusão sensorial de força e visão. Desde então, diversos con-

troladores foram propostos para utilizar as informações obtidas a partir de sensores de força e de visão para controlar a postura do robô durante a execução de uma tarefa (Baeten & De Schutter 2002, Carelli et al. 2004, Morel et al. 1998, Olsson et al. 2002, Pichler & Jägersand 2000, Xiao et al. 2000).

A presença de incertezas nos parâmetros do sistema tem sido investigada desde os trabalhos preliminares (Ghosh et al. 1998, Yoshikawa & Sudou 1993). Neste contexto, algumas abordagens foram propostas para considerar as incertezas nos parâmetros de calibração da câmera (intrínsecos e extrínsecos) e/ou nos parâmetros mecânicos do robô (cinemáticos e dinâmicos), na ausência de controle de interação (Braganza et al. 2008, Dixon 2007, Gangloff & de Mathelin 2002, Zachi, Hsu, Ortega & Lizarralde 2006). Outras abordagens foram desenvolvidas para estimar os parâmetros geométricos e a rigidez do ambiente, na ausência de sensoreamento de visão, recorrendo a um esquema de controle de posição e força (De Schutter et al. 2007, Karayiannidis & Doulgeri 2008, Namvar & Aghili 2005, Yoshikawa & Sudou 1993). Entretanto, apenas poucas estratégias de controle consideram a presença simultânea de incertezas paramétricas na modelagem da câmera e do robô, bem como na geometria da superfície de restrição (Cheah et al. 2010a, Dean-León et al. 2006). Além disso, a solução para o problema de interação do efetuador com superfícies de geometria curva, baseada em uma estratégia de controle de orientação a partir da estimativa da geometria do ambiente, é considerada apenas em poucos trabalhos (Karayiannidis & Doulgeri 2009, Leite et al. 2009b).

Em (Hosoda et al. 1998) foi proposto um esquema de controle híbrido que utiliza estimadores *online* para os parâmetros do sistema câmera-robô e a geometria da restrição. Para este propósito, o controlador projetado requer apenas o conhecimento prévio do mapeamento cinemático. Seguindo esta mesma linha de pesquisa, em (Xiao et al. 2000) foi desenvolvido uma estratégia de controle baseada no método de torque computado para combinar sensoreamento de força e visão, a fim de solucionar o problema de rastreamento 3D sobre superfícies desconhecidas. Nesta abordagem, a dinâmica do robô foi considerada completamente conhecida e um algoritmo recursivo baseado no método de mínimos quadrados foi utilizado para lidar com o problema de desalinhamento da câmera.

Um método de controle híbrido usando sensores de força e visão para realizar tarefas sobre superfícies planares desconhecidas foi apresentado em (Baeten & De Schutter 2002, Chang 2006). Porém, nessas estratégias a câmera precisa estar calibrada com respeito ao sistema de coordenadas do robô. Um esquema de servovisão adaptativa para robôs planares com incertezas foi proposto em (Dean-León et al. 2006). O algoritmo de controle é baseado em uma abordagem por modos deslizantes de segunda ordem e um compensador visual para estimar o atrito nas juntas e na

força de contato. Contudo, uma solução explícita para o problema de interação com superfícies desconhecidas não foi considerado.

Recentemente, em (Prats et al. 2009) foi proposta uma estratégia para combinar controle de visão e força com percepção tátil em diferentes exemplos de integração multisensorial para executar tarefas cotidianas usando robôs manipuladores (*e.g.*, abrir portas, agarrar objetos). Porém, nesta abordagem os parâmetros mecânicos do robô são considerados conhecidos e as incertezas nos parâmetros de calibração da câmera e na geometria da restrição não foram consideradas. Um controlador híbrido de força e visão para robôs manipuladores com incertezas na cinemática, dinâmica e na geometria da superfície foi proposto em (Cheah et al. 2010a). O algoritmo de controle é baseado em uma lei adaptativa com regressores de força e gravidade. Entretanto, as incertezas no modelo da câmera não foram consideradas rigorosamente na análise teórica e a tarefa de interação é realizada apenas sobre superfícies de geometria plana.

1.5 Contribuição da Tese

A proposta principal desta Tese é a integração de estratégias de servovisão adaptativa, controle de força e controle de orientação em um esquema de controle híbrido estável, que considera a presença de incertezas nos parâmetros de calibração da câmera, nos parâmetros mecânicos do robô e na geometria da superfície de restrição. Simulações e resultados experimentais obtidos a partir de um sistema robótico real são apresentados para ilustrar a viabilidade da metodologia de controle proposta.

Dentre as contribuições desta Tese destacam-se o desenvolvimento de:

- uma lei de controle híbrido de posição e força baseada em um termo dependente da orientação para permitir a interação do efetuador com superfícies de curvatura regular;
- uma estratégia de servovisão adaptativa 3D para robôs manipuladores incertos (cinemática e dinâmica) sem medição da velocidade da imagem e da profundidade cartesiana;
- uma metodologia de estimação da geometria do ambiente baseada apenas em medições da força de contato e dos ângulos das juntas;
- uma estratégia de controle híbrido de visão e força para robôs manipuladores com dinâmica incerta baseada em uma estratégia de controle em cascata.

A Tabela 1.1 apresenta um quadro comparativo entre os principais trabalhos propostos na literatura e as contribuições apresentadas nesta Tese, onde considera-

se o tipo de controlador, incertezas paramétricas e a geometria da restrição. As incertezas paramétricas que são consideradas são identificadas por Câmera (*e.g.*, parâmetros intrínsecos e extrínsecos), Robô (*e.g.*, cinemática e dinâmica), Geometria (*e.g.*, orientação) e Rigidez da superfície de contato. Os trabalhos que não utilizam medição da velocidade da imagem são identificados com um símbolo “*”.

Tabela 1.1: Quadro comparativo entre a Tese e os principais Trabalhos Publicados.

Autores	Controlador	Incertezas Paramétricas	Superfície
(Hosoda et al. 1998)	Visão-Força	Câmera e Geometria	Planar
(Villani et al. 1999)	Posição-Força	Rigidez	Planar
(Xiao et al. 2000)	Posição-Força	-	Curva
(Baeten & De Schutter 2002)	Visão-Força	-	Planar
(Cheah et al. 2003)	Posição-Força	Robô e Geometria	Planar
(Carelli et al. 2004)	Visão-Força	-	Planar
(Pomares & Torres 2005)	Visão-Força	Geometria	Curva
(Chang 2006)	Visão-Força	Câmera e Geometria	Planar
(Cheah et al. 2006)	Servovisão 2D	Câmera* e Robô	-
(Dean-León et al. 2006)	Visão-Força	Câmera e Robô	Planar
(Dixon 2007)	Posição	Robô	-
(Braganza et al. 2008)	Posição	Robô	-
(Karayiannidis & Doulgeri 2009)	Posição-Força	Dinâmica e Geometria	Planar
(Wang & Xie 2009a)	Posição	Robô	-
(Prats et al. 2009)	Visão-Força	Câmera e Geometria	Planar
(Wang & Xie 2009b)	Posição-Força	Robô e Rigidez	Planar
(Karayiannidis & Doulgeri 2010)	Posição-Força	Geometria e Rigidez	Curva
(Cheah et al. 2010b)	Servovisão 3D	Câmera e Cinemática	-
(Wang et al. 2010)	Servovisão 3D	Câmera*	-
(Cheah et al. 2010a)	Visão-Força	Câmera, Robô e Geometria	Planar
(Leite 2005)	Visão-Força	Câmera e Geometria	Curva
Tese	Visão-Força	Câmera*, Robô, Geometria e Rigidez	Curva

Legenda: * - sem medição da velocidade da imagem.

1.6 Publicações

O material apresentado nesta Tese é baseado nas publicações descritas a seguir. Os trabalhos que são considerados como parte da Tese são identificados com um símbolo “*”. Os capítulos onde os trabalhos estão incluídos são identificados no final da publicação.

I - Controle Híbrido de Posição e Força para Robôs Manipuladores.

- **A Cascaded-Based Hybrid Position-Force Control for Robot Manipulators with Nonnegligible Dynamics*** (Leite et. al., 2010), [A. C. Leite](#), F. Lizarralde and L. Hsu, *Proceedings of the 2010 American Control Conference*, Baltimore (MD), pp. 5260 – 5265, 2010 - Capítulo 2.

II - Servovisão Robótica.

- **Adaptive 3D Visual Servoing without Image Velocity Measurement for Uncertain Manipulators*** (Leite et. al., 2011), [A. C. Leite](#), A. R. L. Zachi, F. Lizarralde and L. Hsu, *Proceedings of the 18th IFAC World Congress*, Milano (IT), pp.14584 – 14589, 2011 - Capítulo 3.
- **Sliding Mode Control of Uncertain Multivariable Nonlinear Systems Applied to Uncalibrated Robotics Visual Servoing** (Oliveira et. al., 2009), T. R. Oliveira, A. J. Peixoto, [A. C. Leite](#) and L. Hsu, *Proceedings of the 2009 American Control Conference*, St. Louis (MO), pp.71 – 76, 2009.
- **Adaptive Control of Nonlinear Visual Servoing Systems for 3D Cartesian Tracking** (Zachi et. al., 2006), A. R. L. Zachi, L. Hsu, F. Lizarralde and [A. C. Leite](#), *Revista Controle & Automação*, vol.17(4), pp.381 – 390, 2006.

III - Controle Híbrido de Visão e Força para Robôs Manipuladores.

- **Hybrid Adaptive Vision-Force Control for Robot Manipulators Interacting with Unknown Surfaces*** (Leite et. al., 2009a), [A. C. Leite](#), F. Lizarralde and L. Hsu, *The International Journal of Robotics Research*, vol.28(7), pp.911 – 926, 2009 - Capítulo 4.
- **Adaptive Hybrid Vision-Force Control with Uncalibrated Camera and Uncertain Robot Dynamics** (Leite et. al., 2009b), [A. C. Leite](#), F. Lizarralde and L. Hsu, *Anais do IX Simpósio Brasileiro de Automação Inteligente*, Brasília (DF), 2009.
- **Hybrid Vision-Force Control for Robotic Manipulators interacting with Unknown Surfaces** (Leite et. al., 2007), [A. C. Leite](#), F. Lizarralde and L. Hsu, *Anais do VIII Simpósio Brasileiro de Automação Inteligente*, Florianópolis (SC), 2007.
- **Hybrid Vision-Force Robot Control for Tasks on Unknown Smooth Surfaces** (Leite et. al., 2006), [A. C. Leite](#), F. Lizarralde and L. Hsu, *Proceedings of the 2006 IEEE Conference on Robotics and Automation*, Orlando (FL), pp. 2244 – 2249, 2006.

IV - Calibração de Robôs e Replanejamento de Tarefas

- **Calibração Remota e Replanejamento de Trajetória para Sistemas Robóticos** (Leite et. al., 2008), [A. C. Leite](#), G. C. Marques e F. Lizarralde, *Anais do XVII Congresso Brasileiro de Automática*, Juiz de Fora (MG), 2008.

1.7 Organização da Tese

Este trabalho está organizado de acordo com os seguintes capítulos:

- **Capítulo 2:** Apresenta-se os conceitos e definições relacionados à modelagem cinemática e ao controle cinemático de um manipulador robótico. Em seguida, apresenta-se uma discussão sobre o método de controle híbrido de posição e força proposto para realizar tarefas de interação com superfícies de geometria suave e não-planas. Então, os algoritmos de controle de posição, controle de força e controle de orientação são apresentados e discutidos. Uma vez que o robô interage com ambientes pouco estruturados, uma estratégia de controle adaptativo de força é apresentada para estimar a rigidez da superfície de restrição.

Uma estratégia de controle adaptativo cinemático baseado em uma lei de adaptação composta é proposta para robôs manipuladores com cinemática incerta. A modelagem da dinâmica do robô é apresentada e uma estratégia de controle híbrido dinâmico de posição e força é discutida. Uma estratégia em cascata é proposta para considerar a dinâmica do robô no esquema de controle híbrido apresentado.

- **Capítulo 3:** Uma estratégia de servovisão adaptativa 2D sem medição da velocidade da imagem é proposta para robôs manipuladores com cinemática e dinâmica incertas. Em seguida, apresenta-se uma estratégia de servovisão adaptativa 3D que não requer as medições da profundidade cartesiana e da velocidade da imagem para a mesma classe de manipuladores.

Uma estratégia de controle em cascata baseada em um método de adaptação direta/indireta é aplicada para considerar as incertezas da cinemática e da dinâmica do robô nos esquemas de servovisão propostos. A análise de estabilidade e convergência para as estratégias de servovisão é discutida baseada na teoria de estabilidade de Lyapunov e no formalismo de passividade. Resultados de simulação são apresentados para ilustrar a eficiência e a viabilidade dos esquemas propostos.

- **Capítulo 4:** A estratégia de controle híbrido de visão e força, baseada em um esquema de servovisão adaptativa 2D com profundidade variável e em um esquema de controle de força com ação proporcional e integral (PI) é apresentada. Em seguida, apresenta-se um método para estimar a geometria da superfície de restrição e reorientar o efetuador do robô na direção normal à superfície, durante a execução da tarefa.

A análise de estabilidade e convergência para o esquema de controle híbrido é discutida a partir da teoria de estabilidade de Lyapunov e do formalismo de passividade. A partir de uma estratégia de controle em cascata, a dinâmica do robô é considerada no esquema de controle híbrido de visão e força desenvolvido e a estabilidade do sistema completo é analisada. Resultados experimentais obtidos a partir de um manipulador real são apresentados e discutidos.

- **Capítulo 5:** Apresenta-se as principais conclusões envolvendo os temas de pesquisa abordados nesta Tese e uma discussão a respeito das perspectivas de desenvolvimento de trabalhos futuros.

Capítulo 2

Controle Híbrido de Posição e Força para Manipuladores

Neste capítulo, considera-se o problema de controle de posição e força para robôs manipuladores com dinâmica não-desprezível interagindo com ambientes estruturados. Os modelos cinemático e dinâmico do robô são introduzidos e as principais propriedades utilizadas para o projeto de controladores são analisadas. As estratégias convencionais de controle de posição, controle de força e controle de orientação são apresentadas e uma análise de movimento restrito é discutida, baseada na direção do vetor normal à superfície e no princípio de trabalho virtual. O esquema de controle híbrido de posição e força pode ser projetado diretamente no espaço da restrição, considerando que a orientação da superfície é constante ou a geometria da tarefa é localmente plana. Deste modo, a análise de estabilidade torna-se simples e intuitiva. Um método de controle híbrido cinemático, baseado em um termo dependente da orientação, é proposto para solucionar o problema de interação sobre superfícies com geometria de curvatura regular (Leite et al. 2010).

O problema de controle de posição para robôs manipuladores com incertezas no modelo cinemático é solucionado por meio de um esquema de controle adaptativo, usando uma lei de adaptação composta tipo gradiente. A estratégia de controle híbrido dinâmico de posição e força é baseada em uma compensação completa ou parcial da força do efetuador e a formulação do problema de interação pode ser desenvolvida para ambientes rígidos ou complacentes. A partir de uma estratégia de controle em cascata, o esquema de controle híbrido cinemático é combinado com um esquema de controle dinâmico de movimento para o robô, conduzindo a um sistema estável em malha-fechada. Considerando a presença de incertezas na cinemática e na dinâmica do robô um esquema de controle adaptativo direto/indireto, baseado em leis de adaptação tipo gradiente, é desenvolvido utilizando vetores regressores para os parâmetros mecânicos do robô e para a força de contato. A análise de

estabilidade e convergência para os sistemas interconectados é desenvolvida a partir da teoria de estabilidade de Lyapunov e do formalismo de passividade.

2.1 Modelo Cinemático *versus* Modelo Dinâmico

Na maioria das áreas de atuação da robótica, a conclusão de uma tarefa genérica requer a execução de um movimento específico planejado para o efetuador de um robô manipulador. O movimento pode ser *livre*, se não existe interação física entre o manipulador e o ambiente, ou *restrito*, se ocorrem forças de contato entre o efetuador e o ambiente. A execução correta do movimento do efetuador é atribuída ao sistema de controle que fornece aos atuadores das juntas do manipulador comandos compatíveis com a trajetória de movimento desejada.

O controle de movimento do efetuador exige a análise das características da estrutura mecânica do robô, dos atuadores e dos sensores (*e.g.*, precisão, repetibilidade, resolução). O objetivo desta análise é deduzir os modelos matemáticos dos principais dispositivos que integram o robô. Então, a partir da modelagem de um manipulador robótico é possível definir estratégias de controle de movimento adequadas para executar a tarefa de interesse.

A modelagem de robôs industriais é geralmente dividida em modelagem *cinemática* e *dinâmica*. A cinemática de um robô refere-se à relação geométrica entre o movimento do robô no espaço das juntas e o movimento da ferramenta no espaço da tarefa. A dinâmica descreve a relação entre as forças generalizadas atuando sobre o robô e o movimento da estrutura governado por acelerações, velocidades e posições das juntas (Siciliano et al. 2008).

2.2 Modelo Cinemático do Robô

A análise cinemática da estrutura de um manipulador considera a descrição do movimento do manipulador com respeito à um sistema de coordenadas cartesiano fixo, ignorando as forças e os momentos que causam o movimento da estrutura. Neste contexto, é relevante distinguir entre cinemática e cinemática diferencial quando considera-se um robô manipulador. A cinemática descreve a relação analítica entre a posição das juntas e a posição e orientação do efetuador; a cinemática diferencial descreve a relação analítica entre o movimento das juntas e o movimento do efetuador em termos de velocidades, por meio do Jacobiano do manipulador (Murray et al. 1994, Siciliano et al. 2008).

A formulação da relação cinemática permite o estudo de dois problemas fundamentais da robótica: o problema da cinemática direta e o problema da cinemática inversa. O primeiro refere-se a determinação de um método geral e sistemático para descrever o movimento do efetuador como uma função do movimento das juntas através de ferramentas de álgebra linear. O último refere-se ao problema inverso e sua solução é de fundamental importância para transformar o movimento desejado, naturalmente prescrito ao efetuador no espaço de trabalho, em correspondente movimento das juntas.

2.2.1 Cinemática Direta

A estrutura mecânica de um manipulador é caracterizada por um número de *graus de mobilidade*¹ que determinam sua configuração de forma única. Cada grau de mobilidade é tipicamente associado com uma articulação de junta e constitui uma variável de junta (ângulo ou deslocamento). O objetivo da cinemática direta é calcular a posição e a orientação do efetuador como uma função das variáveis das juntas da estrutura mecânica com respeito a um sistema de coordenadas de referência. A cinemática inversa consiste na determinação das variáveis das juntas em função da posição e orientação do efetuador (Siciliano et al. 2008).

Considere $p \in \mathbb{R}^3$ a posição do sistema de coordenadas do efetuador \bar{E}_e expressa no sistema de coordenadas da base \bar{E}_b , $R_{be} \in SO(3)$ a matriz de rotação do sistema de coordenadas do efetuador \bar{E}_e com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b e $q = [q_s \ q_v^T]^T$ a representação de *quaternion* unitário² para R_{be} , onde $q_s \in \mathbb{R}$ e $q_v \in \mathbb{R}^3$ são as parcelas escalar e vetorial do *quaternion* respectivamente, sujeitas a condição de restrição $\|q\| = 1$. O mapeamento entre o *quaternion* unitário q e a matriz de rotação R_{be} , bem como a relação de multiplicação entre *quaternions* podem ser obtidos consultando-se o Apêndice B (Siciliano et al. 2008).

Então, a posição e a orientação do sistema de coordenadas do efetuador \bar{E}_e , com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b , podem ser expressas por meio da matriz de transformação homogênea como

$$T_{be}(\vartheta) = \begin{bmatrix} R_{be}(\vartheta) & p(\vartheta) \\ 0^T & 1 \end{bmatrix}, \quad (2.1)$$

onde $\vartheta \in \mathbb{R}^n$ é o vetor de ângulos das juntas do manipulador. Por outro lado, considerando a representação de orientação por quaternion unitário, a postura (posição e orientação) do efetuador $\mathbf{x} \in \mathbb{R}^m$ é obtida por meio do mapeamento de cinemática

¹Para alguns autores este termo tem o mesmo significado que graus de liberdade

²Nesta Tese, utiliza-se o *quaternion* unitário para denotar a orientação do efetuador, pois é uma representação livre de singularidades e computacionalmente eficiente (Yuan 1988).

direta como

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} p \\ q \end{bmatrix} = k(\vartheta), \quad (2.2)$$

onde $k(\cdot)$ é uma função, em geral não-linear, que permite a determinação das variáveis do espaço operacional \mathcal{O} a partir do conhecimento das variáveis do espaço das juntas \mathcal{Q} . Note que, considerando um robô manipulador com 6-DOF (no inglês, *degrees of freedom*), $m=7$ e $n=6$.

Sob outra perspectiva, o mapeamento de cinemática inversa $\vartheta = k^{-1}(p, q)$ permite a obtenção das variáveis das juntas correspondentes a uma determinada posição e orientação do efetuador. A solução do problema de cinemática inversa é de fundamental importância, a fim de transformar as especificações de movimento atribuídas ao efetuador no espaço operacional \mathcal{O} em correspondentes movimentos no espaço das juntas \mathcal{Q} , permitindo a execução do movimento desejado. Por outro lado, a solução deste problema pode ser complexa pelas seguintes razões: as equações para solucionar são em geral não-lineares, e portanto pode não ser possível encontrar uma solução na forma fechada; frequentemente podem existir *múltiplas soluções*, inclusive quando a estrutura cinemática possui poucos graus de mobilidade; para o caso de manipuladores cinematicamente redundantes, onde o número de graus de mobilidade é maior que o número de variáveis necessárias para descrever uma dada tarefa, podem existir *infinitas soluções*; pode não haver soluções admissíveis, devido à estrutura cinemática do manipulador.

Contudo, a existência de solução pode ser garantida se: (i) a postura do efetuador pertencer ao *espaço de trabalho destro*³ do manipulador, ou se (ii) a estrutura cinemática do manipulador apresentar desacoplamento entre a posição e a orientação do efetuador (Siciliano et al. 2008). Neste caso, o problema de cinemática inversa pode ser dividido em dois subproblemas e a solução de cinemática inversa pode ser obtida, por exemplo, a partir do método de subproblemas de Paden-Kahan (Murray et al. 1994).

2.2.2 Cinemática Diferencial

A cinemática diferencial estabelece a relação entre as velocidades das juntas e as correspondentes velocidades linear e angular do efetuador. Este mapeamento é descrito através de uma matriz, denominada Jacobiano geométrico ou Jacobiano do manipulador, que depende da configuração do manipulador. Por outro lado, se a localização do efetuador é expressa em termos de uma representação mínima no espaço operacional \mathcal{O} , então é possível calcular a matriz Jacobiana por meio da

³O espaço de trabalho destro de um manipulador é o volume do espaço operacional \mathcal{O} que pode ser alcançado pelo manipulador com orientações arbitrárias.

diferenciação da função de cinemática direta com respeito às variáveis das juntas como

$$\dot{\mathbf{x}} = \begin{bmatrix} \dot{p} \\ \dot{q} \end{bmatrix} = J_k(\vartheta) \dot{\vartheta}, \quad (2.3)$$

onde $J_k(\vartheta) = \frac{\partial k(\vartheta)}{\partial \vartheta} \in \mathbb{R}^{m \times n}$ é o Jacobiano analítico. A velocidade do efetuador $\mathbf{v} = [\dot{p} \ \omega]^T$, composta pela velocidade linear \dot{p} e velocidade angular ω , ambas expressas no sistema de coordenadas da base \bar{E}_b , é relacionada com $\dot{\mathbf{x}}$ por

$$\mathbf{v} = \begin{bmatrix} \dot{p} \\ \omega \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I & 0 \\ 0 & 2J_q(q) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{p} \\ \dot{q} \end{bmatrix} = J_r(q) \dot{\mathbf{x}}, \quad (2.4)$$

onde $J_q(q) = [-q_v \ q_s I - \mathcal{S}(q_v)]$ e $J_r(q)$ é o Jacobiano da representação. Então, substituindo (2.3) em (2.4) tem-se que

$$\mathbf{v} = J_r(q) J_k(\vartheta) \dot{\vartheta} = J(\vartheta) \dot{\vartheta}, \quad (2.5)$$

onde $J(\vartheta) \in \mathbb{R}^{n \times n}$ é o Jacobiano do manipulador, expresso no sistema de coordenadas da base \bar{E}_b , dado por (Siciliano et al. 2008)

$$J(\vartheta) = \begin{bmatrix} J_p(\vartheta) \\ J_o(\vartheta) \end{bmatrix}, \quad (2.6)$$

onde J_p é a matriz relativa à contribuição das velocidades das juntas $\dot{\vartheta}$ para a velocidade linear do efetuador \dot{p} , enquanto que J_o é a matriz relativa à contribuição das velocidades das juntas $\dot{\vartheta}$ para a velocidade angular do efetuador ω . O modelo cinemático introduzido em (2.5) possui as seguintes propriedades que serão usadas no projeto de controle e análise subsequentes para robôs manipuladores com juntas de revolução:

(P1) $J(\vartheta)$ é limitado para todos os possíveis valores de $\vartheta(t)$, isto é,

$$\|J(\vartheta)\|_\infty \leq c_1, \quad \forall \vartheta \in [0, 2\pi], \quad (2.7)$$

onde $c_1 \in \mathbb{R}$ é uma constante positiva conhecida, uma vez que este termo depende de $\vartheta(t)$ como argumento de funções trigonométricas limitadas.

(P2) O produto do Jacobiano do manipulador $J(\vartheta)$ com qualquer vetor mensurável $\nu(t) \in \mathbb{R}^m$ pode ser linearmente parametrizado como

$$W(\vartheta, \nu) b = J(\vartheta) \nu, \quad (2.8)$$

onde $W(\vartheta, \nu) \in \mathbb{R}^{n \times n_k}$ é a matriz regressora cinemática, que contém elementos

mensuráveis em termos de ϑ e ν , $b \in \mathbb{R}^{n_k}$ é o vetor de parâmetros cinemáticos constantes e $n_k \in \mathbb{N}$ é o número de parâmetros desconhecidos da matriz Jacobiana. Os limites inferior e superior denotados por $b_{min}, b_{max} \in \mathbb{R}^{n_k}$ respectivamente, são assumidos serem conhecidos para cada parâmetro cinemático em b e satisfazem

$$b_{min_i} \leq b_i \leq b_{max_i}, \quad i = 1, 2, \dots, n_k, \quad (2.9)$$

onde $b_{min_i}, b_{max_i} \in \mathbb{R}$ denotam o i -ésimo componente de b_{min} e b_{max} respectivamente, e $b_i \in \mathbb{R}$ denota o i -ésimo componente de b .

2.3 Modelo Dinâmico do Robô

O modelo dinâmico não-linear de um robô manipulador em contato com o ambiente, na ausência de atrito e outras perturbações, pode ser expresso no espaço das juntas \mathcal{Q} , em termos de coordenadas generalizadas $\vartheta \in \mathbb{R}^n$ por (Siciliano et al. 2008)

$$M(\vartheta) \ddot{\vartheta} + C(\vartheta, \dot{\vartheta}) \dot{\vartheta} + g(\vartheta) = \tau - J^T(\vartheta) F, \quad (2.10)$$

onde $\tau \in \mathbb{R}^n$ é o vetor de torques nos atuadores das juntas e $F \in \mathbb{R}^n$ é o vetor de forças generalizadas (força e momento) exercida pelo efetuador sobre o ambiente.

Vale ressaltar que, $M(\vartheta) \in \mathbb{R}^{n \times n}$ denota a matriz de inércia do manipulador, $C(\vartheta, \dot{\vartheta}) \dot{\vartheta} \in \mathbb{R}^n$ com $C(\vartheta, \dot{\vartheta}) \in \mathbb{R}^{n \times n}$ fornece o vetor de torques devido às forças centrífugas e de Coriolis, e $g(\vartheta) \in \mathbb{R}^n$ é o vetor de torques devido às forças gravitacionais. Outros torques atuando nas juntas devido, por exemplo, às forças de atrito viscoso e de atrito de Coulomb também poderiam ser considerados no modelo dinâmico (2.10). Note que, como a escolha da matriz $C(\vartheta, \dot{\vartheta})$ não é única, uma escolha em particular para os seus elementos pode ser obtida a partir de coeficientes denominados *símbolos de Christoffel* que fornecem propriedades algébricas notáveis (Murray et al. 1994, Siciliano et al. 2008).

Neste contexto, o modelo dinâmico introduzido em (2.10) possui as seguintes propriedades que serão usadas para identificação paramétrica dinâmica bem como para projetar algoritmos de controle no espaço das juntas do manipulador:

(P1) A matriz de inércia do manipulador $M(\vartheta)$ é simétrica, definida positiva, limitada e, em geral, dependente da configuração, isto é, existem c_0, c_1 tais que

$$M(\vartheta) = M^T(\vartheta) > 0, \quad c_0 \leq M(\vartheta) \leq c_1. \quad (2.11)$$

(P2) Se os elementos da matriz $C(\vartheta, \dot{\vartheta})$ são escolhidos utilizando os símbolos de Christoffel, a matriz $N(\vartheta, \dot{\vartheta}) = \dot{M}(\vartheta) - 2C(\vartheta, \dot{\vartheta})$ é anti-simétrica e satisfaz

$$\nu^T N(\vartheta, \dot{\vartheta}) \nu = 0, \quad \forall \nu \in \mathbb{R}^n. \quad (2.12)$$

(P3) O mapeamento $\tau \mapsto \dot{\vartheta}$ é passivo (Khalil 2002), isto é,

$$\int_0^{t'} \dot{\vartheta}^T(t) \tau(t) dt \geq -c_2, \quad \forall c_2 > 0. \quad (2.13)$$

(P4) O modelo dinâmico do robô (2.10) pode ser linearmente parametrizado como

$$Y(\vartheta, \dot{\vartheta}, \ddot{\vartheta}) a = M(\vartheta) \ddot{\vartheta} + C(\vartheta, \dot{\vartheta}) \dot{\vartheta} + g(\vartheta), \quad (2.14)$$

onde $Y(\vartheta, \dot{\vartheta}, \ddot{\vartheta}) \in \mathbb{R}^{n \times n_d}$ é a matriz regressora dinâmica, que contém elementos mensuráveis em termos de $\vartheta, \dot{\vartheta}$ e $\ddot{\vartheta}$, $a \in \mathbb{R}^{n_d}$ é o vetor de parâmetros dinâmicos constantes e $n_d \in \mathbb{N}$ é o número de parâmetros dinâmicos desconhecidos das matrizes M, C e g . Os limites inferior e superior denotados por $a_{min}, a_{max} \in \mathbb{R}^{n_d}$ respectivamente, são assumidos serem conhecidos para cada parâmetro dinâmico em a e satisfazem

$$a_{min_i} \leq a_i \leq a_{max_i}, \quad i = 1, 2, \dots, n_d, \quad (2.15)$$

onde $a_{min_i}, a_{max_i} \in \mathbb{R}$ denotam o i -ésimo componente de a_{min} e a_{max} respectivamente, e $a_i \in \mathbb{R}$ denota o i -ésimo componente de a .

Dentre as diversas estratégias de controle dinâmico projetadas no espaço das juntas \mathcal{Q} destacam-se: controle PD com compensação de gravidade, controle de dinâmica inversa, controle robusto e controle adaptativo. Nesses esquemas de controle, assume-se que a trajetória desejada é definida em termos de sequências em função do tempo, de valores de aceleração, velocidade e posição dos ângulos das juntas e, portanto, os erros devem ser expressos no espaço das juntas (Spong et al. 2006). Em geral, as especificações de movimento são definidas no espaço operacional \mathcal{O} , e então um algoritmo de cinemática inversa deve ser utilizado para transformar as referências no espaço operacional em correspondentes referências no espaço das juntas. O procedimento de inversão cinemática requer uma carga computacional elevada, uma vez que a inversão da cinemática direta e da cinemática diferencial, de primeira e segunda ordens, são necessárias para transformar a posição, a velocidade e a aceleração desejadas do efetuador em correspondentes quantidades no espaço das juntas. É por esta razão que os atuais sistemas de controle de robôs industriais calculam as posições das juntas por meio da inversão da cinemática direta e então

realizam uma diferenciação numérica para computar as velocidades e as acelerações (Siciliano et al. 2008).

Uma abordagem diferente consiste em considerar os esquemas de controle projetados diretamente no espaço operacional \mathcal{O} , onde a tarefa e as restrições impostas pelo ambiente são naturalmente descritas. Se o movimento do robô é especificado em termos de variáveis do espaço operacional, as variáveis medidas no espaço das juntas podem ser transformadas diretamente em variáveis correspondentes no espaço operacional por meio das seguintes relações de cinemática diferencial:

$$\dot{\vartheta} = J^{-1}(\vartheta) \dot{\mathbf{x}}, \quad \ddot{\vartheta} = \dot{J}^{-1}(\vartheta) \dot{\mathbf{x}} + J^{-1}(\vartheta) \ddot{\mathbf{x}}. \quad (2.16)$$

Então, a partir da relação (2.16), o modelo dinâmico do robô em contato com o ambiente (2.10) pode ser expresso em coordenadas cartesianas por

$$M_c(\vartheta) \ddot{\mathbf{x}} + C_c(\vartheta, \dot{\vartheta}) \dot{\mathbf{x}} + g_c(\vartheta) = \tau_c - F, \quad (2.17)$$

onde M_c , C_c e g_c são definidos em termos das coordenadas generalizadas, isto é,

$$M_c(\vartheta) = J(\vartheta)^{-T} M(\vartheta) J(\vartheta)^{-1}, \quad (2.18)$$

$$C_c(\vartheta, \dot{\vartheta}) = J(\vartheta)^{-T} [C(\vartheta, \dot{\vartheta}) J(\vartheta)^{-1} + M(\vartheta) \dot{J}(\vartheta)^{-1}], \quad (2.19)$$

$$g_c(\vartheta) = J(\vartheta)^{-T} g(\vartheta), \quad (2.20)$$

com $\tau_c = J(\vartheta)^{-T} \tau$ e $F \in \mathbb{R}^6$ é o vetor da força de contato e torques exercidos pelo efetuador do robô sobre o ambiente. Note que, as propriedades de M_c e C_c são similares às propriedades das matrizes correspondentes no espaço das juntas \mathcal{Q} e, portanto, satisfazem (2.11)-(2.14). Contudo, deve-se notar que: (i) a validade do modelo cartesiano é restrita a movimentos que não conduzem a configurações singulares do Jacobiano; (ii) as estratégias de controle dinâmico projetadas no espaço das juntas podem ser projetadas no espaço operacional (Siciliano et al. 2008).

2.4 Controle Cinemático do Robô

Nesta seção, considera-se o problema de controle cinemático para um robô manipulador. Aqui, as seguintes hipóteses são assumidas:

(H1) a cinemática do robô é conhecida;

(H2) o efeito da dinâmica do robô é desprezível.

Esta última hipótese é aplicável à maioria dos robôs comerciais com altas taxas de redução nas engrenagens e/ou quando a velocidade de execução da tarefa não é

muito rápida. Neste contexto, a maioria dos robôs manipuladores geralmente possui uma malha de controle de velocidade interna para o acionamento direto das juntas. Na Figura 2.1 apresenta-se um esquema ilustrativo de uma malha de controle de velocidade, onde \mathbf{x} representa o vetor de posição e orientação do robô, $\dot{\mathbf{x}}$ é o vetor de velocidade de translação e rotação do robô e $\boldsymbol{\tau}$ denota o vetor de torques aplicado nas juntas do robô.

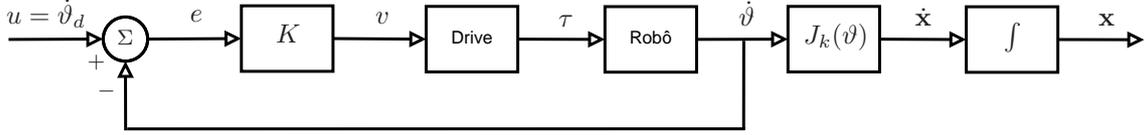


Figura 2.1: Diagrama em blocos da malha de controle de velocidade.

O bloco *Drive* fornece a potência necessária para o acionamento dos atuadores do robô a partir de um sinal de controle v de entrada. O sinal de controle v é gerado pelo controlador proporcional com ganho K que amplifica o sinal do erro e medido entre o vetor de velocidades das juntas do robô $\dot{\vartheta}$ e o sinal externo de referência $\dot{\vartheta}_d$. Então, para uma entrada de controle $u = \dot{\vartheta}_d$ e uma malha de controle com alto ganho tem-se que $e \rightarrow 0$ e, conseqüentemente, $u \approx \dot{\vartheta}$.

2.4.1 Abordagem de Controle Cinemático

Considerando a hipótese de controle cinemático, o movimento do robô manipulador pode ser simplesmente descrito por:

$$\dot{\vartheta}_i = u_i, \quad i = 1, \dots, n, \quad (2.21)$$

onde ϑ_i e $\dot{\vartheta}_i$ são a posição angular e a velocidade angular da i -ésima junta respectivamente, e u_i é o sinal de controle de velocidade aplicado ao i -ésimo *drive* do motor da junta. Desta forma, a partir de (2.5) e considerando $\dot{\vartheta}_i$ como a entrada de controle u_i ($i = 1, \dots, n$), obtém-se o seguinte sistema de controle

$$\mathbf{v} = J(\vartheta) \mathbf{u}. \quad (2.22)$$

Um sinal de controle cartesiano v_k pode ser transformado em sinal de controle nas juntas usando a inversa da matriz Jacobiana

$$\mathbf{u} = J^{-1}(\vartheta) \mathbf{v}_k = J^{-1}(\vartheta) \begin{bmatrix} \mathbf{v}_p \\ \mathbf{v}_q \end{bmatrix}, \quad (2.23)$$

desde que $v_k(t)$ não conduza o robô para configurações singulares. A falha dessa condição é um tema de pesquisa importante, e que ainda continua despertando o

interesse da comunidade científica da área de robótica (Siciliano et al. 2008). Então, a partir de (2.22) e (2.23) tem-se

$$\underbrace{\begin{bmatrix} \dot{p} \\ \omega \end{bmatrix}}_{\mathbf{v}} = \underbrace{\begin{bmatrix} \mathbf{v}_p \\ \mathbf{v}_q \end{bmatrix}}_{v_k}, \quad (2.24)$$

e naturalmente, os sinais \mathbf{v}_p e \mathbf{v}_q são projetados para controlar a posição e orientação do efetuador respectivamente. A partir de uma abordagem de controle híbrido proposta nesta tese, pode-se mostrar que também é possível controlar a posição do efetuador por meio de um sinal de controle *híbrido*, composto por sinais de controle de posição e de controle de força, projetados separadamente em subespaços ortogonais complementares de movimento e interação (Raibert & Craig 1981).

Como a maioria dos robôs industriais são constituídos por um braço antropomórfico e um punho esférico é possível realizar o *desacoplamento cinemático* entre a posição e a orientação do efetuador. Por isso, a solução do problema de cinemática inversa pode ser simplificada e o Jacobiano do manipulador assume uma forma bloco triangular dada por

$$J(\vartheta) = \begin{bmatrix} J_{11} & 0 \\ J_{21} & J_{22} \end{bmatrix}, \quad (2.25)$$

e pode-se mostrar que a relação (2.24) permanece válida. Note que, devido ao desacoplamento cinemático os ângulos das juntas do braço são responsáveis pelo posicionamento do efetuador, enquanto que os ângulos das juntas do punho determinam a orientação do efetuador.

2.4.2 Singularidades Cinemáticas

A solução de (2.23) pode ser computada somente quando a matriz Jacobiana possui posto completo. Entretanto, ela pode tornar-se sem sentido quando o manipulador está em uma *configuração singular* e neste caso o sistema de controle (2.22) possui equações linearmente dependentes. Note que, é possível encontrar uma solução para u extraindo todas as equações linearmente independentes se $\mathbf{v} \in \mathcal{R}(J)$, onde $\mathcal{R}(J)$ denota o espaço coluna do Jacobiano. A ocorrência dessa situação significa que o caminho atribuído ao manipulador é fisicamente realizável, mesmo que ele esteja em uma configuração singular. Por outro lado, se $\mathbf{v} \notin \mathcal{R}(J)$, o sistema de equações não possui solução e isto significa que o caminho do espaço operacional \mathcal{O} não pode ser realizado pelo manipulador para uma determinada postura (Murray et al. 1994, Siciliano et al. 2008).

É importante ressaltar que a inversão da matriz Jacobiana pode representar um grande inconveniente não apenas em uma configuração singular mas também na vizinhança de uma singularidade. De fato, sabe-se que o cálculo da inversa da matriz Jacobiana requer a computação do seu determinante⁴, e que na vizinhança de uma singularidade este valor torna-se relativamente pequeno resultando em grandes valores de velocidades das juntas. Neste contexto, uma análise mais rigorosa do comportamento da solução na vizinhança de uma configuração singular pode ser desenvolvida recorrendo-se à *decomposição em valores singulares* da matrix Jacobiana (Maciejewski & Klein 1989).

Uma solução alternativa para contornar o problema da inversão da equação de cinemática diferencial na vizinhança de uma singularidade é fornecida pelo método DLS (no inglês, *Damped Least-Square*) inverso apresentado em (Nakamura & Hanafusa 1986) onde a inversa do Jacobiano é substituída por

$$J^\dagger = J^T(JJ^T + kI)^{-1}, \quad (2.26)$$

onde k é um fator de amortecimento que torna a inversão melhor condicionada de um ponto de vista numérico. Pode-se mostrar que esta solução é obtida a partir da reformulação do problema de cinemática diferencial inversa em termos da minimização da função custo

$$2\mathcal{J}(\dot{\vartheta}) = (\mathbf{v} - J\dot{\vartheta})^T(\mathbf{v} - J\dot{\vartheta}) + k\dot{\vartheta}^T\dot{\vartheta}, \quad (2.27)$$

onde o termo à esquerda permite que um erro de inversão limitado seja tolerado, enquanto que o termo à direita considera velocidades de norma limitada. O fator k estabelece uma relação de peso entre esses dois objetivos, e pode ser obtido como

$$k = \begin{cases} 0 & , \quad w_m \geq w_0 \\ \lambda_0 \left(1 - \frac{w_m}{w_0}\right)^2 & , \quad w_m < w_0 \end{cases} \quad (2.28)$$

onde $w_m = \sqrt{\det(JJ^T)}$ é a medida de manipulabilidade do manipulador, e w_0, λ_0 são escolhidos de acordo com a estrutura mecânica do manipulador e o máximo coeficiente de amortecimento a ser utilizado.

Vale ressaltar que diversos métodos para selecionar valores ótimos para o fator de amortecimento k bem como para solucionar o problema de singularidades cinemáticas foram propostos na literatura de controle como, por exemplo, os métodos apresentados em (Nenchev et al. 2000, Wampler 1986).

⁴A inversa de uma matriz de dimensão $n \times n$ também pode ser obtida pelo método de Eliminação de Gauss-Jordan, sem recorrer ao cálculo do seu determinante

2.5 Esquema de Controle Híbrido

O método de controle híbrido combina informações de força e torque com dados de posição e orientação do efetuador, de acordo com o conceito de subespaços ortogonais complementares em força e movimento apresentado em (Mason 1981). Do ponto de vista prático, a eficiência da abordagem de controle híbrido foi verificada pela primeira vez em um manipulador do tipo Scheinman-Stanford por meio de ensaios experimentais em (Raibert & Craig 1981), mas a dinâmica do manipulador não foi considerada no projeto de controle.

Algumas questões considerando a validade do conceito de complemento ortogonal na teoria de controle híbrido, particularmente com respeito à *dependência da escolha de unidades* e *inconsistência dimensional* foram discutidas em (Duffy 1990, Lipkin & Duffy 1988), usando a teoria dos helicóides (Davidson & Hunt 2004, Murray et al. 1994). Entretanto, o esquema de controle híbrido cinemático proposto neste trabalho é livre⁵ de tais problemas uma vez que:

- as ações de controle podem ser divididas e tratadas separadamente em movimentos translacionais e rotacionais;
- a formulação do esquema de controle utiliza apenas a posição do efetuador e a força de interação entre o efetuador e o ambiente, respectivamente.

Para diversas tarefas robóticas é possível definir um sistema de coordenadas ortogonal de referência, eventualmente variante no tempo, denominado de sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s , onde as restrições impostas pelo ambiente podem ser facilmente identificadas tornando a especificação da tarefa direta e intuitiva (Siciliano et al. 2008). A partir de matrizes de seleção complementares S_p e S_f , que determinam quais os graus de liberdade devem ser controlados por posição ou força, as restrições podem ser consideradas separadamente e as leis de controle para cada subespaço podem ser projetadas de maneira independente a fim de alcançar diferentes especificações de desempenho de posição e força simultaneamente para uma determinada tarefa.

O diagrama em blocos ilustrado na Figura 2.2 apresenta a estrutura básica de controle para um esquema híbrido de posição e força. Em geral, considerando as ações de controle de movimento, a posição do efetuador p é realimentada e uma referência de posição p_d está disponível na entrada, uma vez que as restrições de movimento tenham sido especificadas. Por outro lado, considerando as ações de controle de interação, a força de contato f é realimentada e uma referência de

⁵Pode-se mostrar que a estratégia de controle híbrido dinâmico no espaço das juntas também não apresenta os problemas levantados em (Duffy 1990).

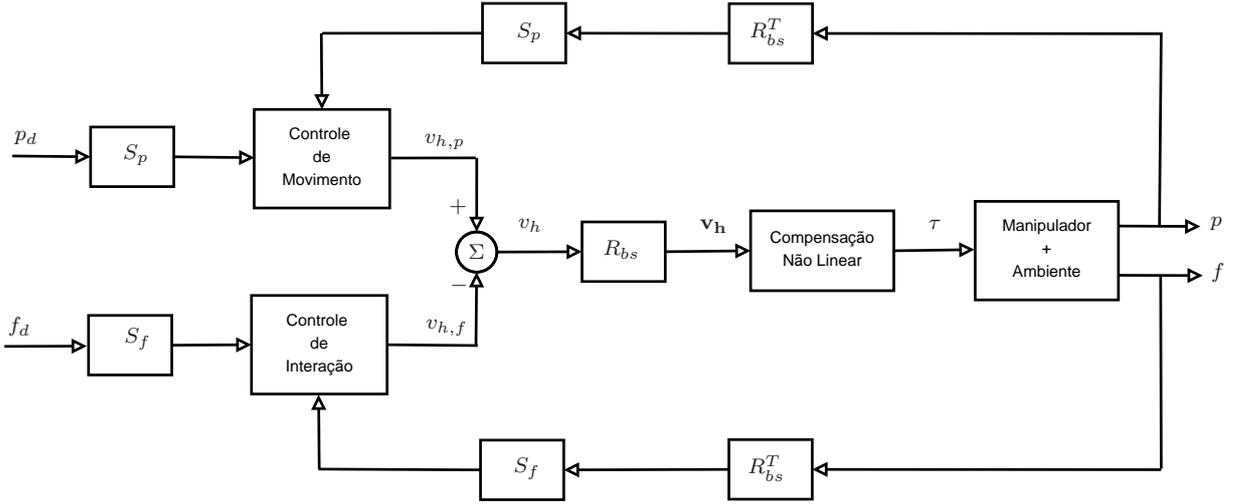


Figura 2.2: Diagrama em blocos do esquema de controle híbrido de posição e força.

força f_d está disponível na entrada, uma vez que as restrições de força tenham sido especificadas. As quantidades p e f , expressas no sistema de coordenadas da base \bar{E}_b (ou do efetuador \bar{E}_e) devem ser expressas no sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s onde a tarefa é naturalmente descrita. Esta transformação é alcançada pela pré-multiplicação destes vetores pela matriz de rotação R_{bs}^T (ou R_{es}^T), permitindo um desacoplamento eficaz dos graus de liberdade da tarefa por meio de matrizes de seleção de posição e força.

Com base na seleção realizada pelas matrizes S_p e S_f sobre as quantidades realimentadas bem como os correspondentes sinais de referência, é possível projetar ações de controle de movimento e de controle de interação ao longo de direções complementares do espaço da tarefa. Os vetores de saída $v_{h,p}$ e $v_{h,f}$ dos blocos de controle podem ser somados para produzir o sinal de controle híbrido v_h expressando as ações de todas as componentes da tarefa. Portanto, a lei de controle híbrido de posição e força v_h é obtida como

$$v_h = v_{h,p} + v_{h,f}, \quad (2.29)$$

onde $v_{h,p}$ e $v_{h,f}$ são os sinais de controle desacoplados atuando respectivamente nos subespaços de posição e força respectivamente.

Então, o vetor v_h pode ser transformado a partir do sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s para o sistema de coordenadas da base \bar{E}_b (ou do efetuador \bar{E}_e) pré-multiplicando suas componentes pela matriz de rotação R_{bs} (ou R_{es}). Finalmente, dependendo do esquema de controle adotado, pode ser necessário empregar uma ação de compensação não-linear, parcial ou total, para a posição e a força. A lei de controle resultante fornece um sinal de controle τ no espaço das juntas na entrada do manipulador. Note que, agora o sinal de controle de posição v_p em (2.24) deve

ser substituído pelo sinal de controle híbrido de posição e força \mathbf{v}_h , sem perda de generalidade. Além disso, para o projeto da estratégia de controle híbrido deve-se considerar a matriz de rotação R_{bs} (ou R_{es}), eventualmente variante no tempo durante a execução da tarefa, que transforma quantidades expressas no sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s em correspondentes quantidades expressas no sistema de coordenadas da base \bar{E}_b (ou do efetuador \bar{E}_e).

2.5.1 Análise do Movimento Restrito

Nesta seção, considera-se o movimento restrito do efetuador sobre uma superfície rígida e assume-se que o contato entre o efetuador e a superfície de restrição é livre de atrito e pontual. Então, considerando que a superfície de restrição no espaço da tarefa \mathcal{T} pode ser descrita por

$$\varphi(p) = 0, \quad (2.30)$$

onde $\varphi(p) : \mathbb{R}^n \mapsto \mathbb{R}$ é um mapeamento suave, o movimento restrito do efetuador sobre a superfície satisfaz

$$D(p) \dot{p} = 0, \quad (2.31)$$

onde $D(p) = \frac{\partial \varphi(p)}{\partial p}$ denota o vetor normal à superfície de restrição no ponto de contato.

Então, quando a geometria da restrição é *conhecida*, o sistema de coordenadas da restrição $\bar{E}_s = [\vec{x}_s \ \vec{y}_s \ \vec{z}_s]$ pode ser convenientemente escolhido, e composto pelo vetor normal unitário $\vec{z}_s = \frac{D(p)}{\|D(p)\|}$ e pelos vetores ortonormais arbitrários \vec{x}_s, \vec{y}_s . Desta forma, a matriz de rotação do sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b pode ser calculada por

$$R_{bs} = [(\vec{x}_s)_b \ (\vec{y}_s)_b \ (\vec{z}_s)_b].$$

e a orientação desejada do efetuador sobre a superfície de restrição pode ser obtida por

$$R_d = R_{bs} (R_{es}^T)_d, \quad (2.32)$$

onde $(R_{es})_d$ denota a matriz de orientação desejada do sistema de coordenadas de restrição \bar{E}_s com respeito ao sistema de coordenadas do efetuador \bar{E}_e .

Observação 1 *Sem perda de generalidade, a reorientação do efetuador sobre a superfície de restrição considera o problema de alinhamento do sistema de coordenadas do efetuador \bar{E}_e com respeito ao sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s , tal que $(R_{es})_d = I$ e, portanto, $R_d = R_{bs}$. Entretanto, dependendo da tarefa de interesse $(R_{es})_d$ pode ser constante e diferente da identidade, ou mesmo variante no tempo.*

Observação 2 Para uma superfície de geometria não-planar a orientação do sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b depende da posição do efetuador $p \in \mathbb{R}^3$ sobre a superfície de restrição, isto é, $R_{bs} = R_{bs}(p)$.

Na ausência de atrito, as forças de interação são representadas pelas forças de reação que surgem quando o efetuador tende a violar as restrições impostas pelo ambiente. Essas forças no efetuador produzem torques de reação nas juntas que podem ser computados usando o *princípio do trabalho virtual*, considerando que o trabalho das forças de reação, por definição, deve ser nulo para todos os deslocamentos que satisfazem as restrições (Siciliano et al. 2008).

Considere $\tau \in \mathbb{R}^6$ o vetor de torques de reação nas juntas do manipulador e $\mathbf{F} \in \mathbb{R}^6$ o vetor de forças generalizadas exercidas sobre o efetuador. A partir do princípio de trabalho virtual tem-se que

$$\tau^T \delta\vartheta - \mathbf{F}^T J(\vartheta) \delta\vartheta = 0, \quad (2.33)$$

onde $\delta\vartheta$ denota o deslocamento virtual no espaço das juntas \mathcal{Q} . A partir de (2.33) e da definição de estática do manipulador tem-se que

$$\tau = J^T(\vartheta) \mathbf{F} = J^T(\vartheta) \begin{bmatrix} f \\ \mu \end{bmatrix}, \quad (2.34)$$

onde $f \in \mathbb{R}^3$ é o vetor de força de contato e $\mu \in \mathbb{R}^3$ é o vetor de momento, ambos medidos com respeito ao sistema de coordenadas do efetuador \bar{E}_e .

Para modelos de contato pontuais, rígidos e livres de atrito pode-se mostrar que as forças generalizadas são produzidas apenas pela força de contato (Murray et al. 1994). Então, considerando que a interação com a superfície de restrição ocorre em um ponto de contato sobre o efetuador tem-se que $\mu = 0$, e portanto,

$$F = \begin{bmatrix} f_1 & f_2 & f_3 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T. \quad (2.35)$$

Para um ponto de contato livre de atrito, a direção da força de contato coincide com a direção do vetor normal a superfície, isto é, $f = \lambda D^T$, onde $\lambda \in \mathbb{R}$ define a magnitude da força de contato. Portanto, a restrição (2.31) pode ser reescrita como

$$f^T \dot{p} = 0. \quad (2.36)$$

A vantagem em utilizar (2.36) ao invés de (2.31) é que f pode ser *medido* por meio de um sensor de força, enquanto que para o caso geral D é *desconhecido*. Logo, para

um ponto de contato livre de atrito tem-se que f e D são vetores na mesma direção, e portanto,

$$D = \begin{bmatrix} -\frac{f_1}{f_3} & -\frac{f_2}{f_3} & -1 \end{bmatrix}^T. \quad (2.37)$$

Por outro lado, considerando a presença da força de atrito e que o efetuador do robô interage com ambientes desconhecidos, o vetor normal à superfície no ponto de contato pode ser estimado a partir de medições de força e deslocamento (Leite et al. 2009b), conforme será apresentado no Capítulo 4.

2.5.2 Estratégia de Controle de Posição

Considere o problema de controle de posição para um manipulador cinemático de 3-DOF. Aqui, assume-se que o objetivo de controle é seguir uma trajetória desejada variante no tempo $p_d(t)$ a partir da posição atual do efetuador p , isto é,

$$p \rightarrow p_d(t), \quad e_p = p - p_d(t) \rightarrow 0, \quad (2.38)$$

onde $e_p \in \mathbb{R}^3$ é o erro de posição do efetuador.

Derivando (2.38) com respeito ao tempo e recorrendo à (2.24), tal que $\dot{p} = \mathbf{v}_p$, a equação do erro de posição é dada por $\dot{e}_p = \mathbf{v}_p - \dot{p}_d$. Então, considerando $\mathbf{v}_p = v_p$ e usando uma lei de controle de posição com ação *feedforward* e proporcional

$$v_p = \dot{p}_d - K_p e_p, \quad (2.39)$$

onde $K_p = k_p I$, a dinâmica do erro de posição é governada por $\dot{e}_p + K_p e_p = 0$. Portanto, a partir de uma escolha apropriada de k_p como uma constante positiva, o sistema em malha-fechada é exponencialmente estável e, conseqüentemente, $\lim_{t \rightarrow \infty} e_p(t) = 0$.

2.5.3 Estratégia de Controle de Força

Considere o problema de controle de força para um manipulador cinemático de 3-DOF, dotado de um sensor de força montado no punho do robô. Aqui, assume-se que o objetivo de controle é seguir uma força desejada variante no tempo $f_d(t)$ a partir da força de contato medida f ao longo da superfície de restrição, isto é,

$$f \rightarrow f_d(t), \quad e_f = f_d(t) - f \rightarrow 0, \quad (2.40)$$

onde $e_f \in \mathbb{R}^3$ é o erro de força no efetuador.

Similar à *Lei de Hooke*, a força de contato (ou o ambiente) pode ser modelada por uma mola linear:

$$f = -K_s (p - d_s), \quad (2.41)$$

onde p é a posição do ponto de contato, d_s é um ponto da superfície no repouso, $K_s = k_s I$ é a matriz de rigidez e $k_s > 0$ é o coeficiente de rigidez da superfície, considerado ser conhecido.

Derivando (2.40) e (2.41) com respeito ao tempo e recorrendo a (2.24), tal que $\dot{p} = \mathbf{v}_p$, a equação do erro de força é dada por $\dot{e}_f = \dot{f}_d + K_s \mathbf{v}_p$. Então, considerando $\mathbf{v}_p = v_f$ e usando uma lei de controle de força com ação *feedforward* e proporcional

$$v_f = -K_s^{-1} (\dot{f}_d + K_f e_f), \quad (2.42)$$

onde $K_f = k_f I$, a dinâmica do erro de força é governada por $\dot{e}_f + K_f e_f = 0$. Portanto, a partir de uma escolha apropriada de k_f como uma constante positiva, o sistema em malha-fechada é exponencialmente estável e, conseqüentemente, $\lim_{t \rightarrow \infty} e_f(t) = 0$.

2.5.4 Estratégia de Controle de Orientação

Considere o problema de controle de orientação para um manipulador cinemático de 6-DOF. Aqui, assume-se que o objetivo de controle é conduzir a orientação atual do efetuador, denotada pela matriz de orientação $R \in SO(3)$, para uma orientação desejada variante no tempo, denotada pela matriz de orientação $R_d(t)$, isto é,

$$R \rightarrow R_d(t), \quad R_q = R_d(t) R^T \rightarrow I, \quad (2.43)$$

onde $R_q \in SO(3)$ é a matriz de erro de orientação expressa no sistema de coordenadas da base \bar{E}_b . Então, considerando $R = R_{be}$ e a partir de (2.32) tem-se que $R_q = R_{be} R_{es} (R_{es}^T)_d R_{be}^T$.

Agora, considere $e_q = [e_{qs} \ e_{qv}^T]^T$ a representação de *quaternion* unitário para R_q tal que $e_q = q_d(t) * q^{-1}$, onde q_d é a representação de *quaternion* unitário para R_d e “*” denota o operador de produto de *quaternion*. Note que, $e_q = [1 \ 0^T]^T$ se e somente se R e R_d estão alinhadas. Então, a partir de (2.24) tem-se que $\omega = \mathbf{v}_q$ e usando uma lei de controle com ação *feedforward* e proporcional

$$\mathbf{v}_q = \omega_d - K_o e_{qv}, \quad K_o = K_o^T > 0, \quad (2.44)$$

onde $\omega_d \in \mathbb{R}^3$ é a velocidade angular desejada e K_o é a matriz de ganho de orientação, pode-se mostrar que o ponto de equilíbrio $(e_{qs}, e_{qv}) = (\pm 1, 0^T)$ é quase-globalmente

assintoticamente estável ou AGAS (no inglês, *almost globally⁶ asymptotically stable*).

Prova: ver Apêndice C.1. ■

2.6 Estratégia de Controle Híbrido de Posição e Força

Considere o problema de controle híbrido de força e posição para um manipulador cinemático de 6-DOF. Suponha que o objetivo de controle é permitir que o efetuador do robô realize tarefas de interação sobre uma superfície de geometria suave e conhecida. Então, durante a execução da tarefa o manipulador deve ser capaz de exercer uma força de contato controlada, enquanto permanece precisamente posicionado e orientado sobre a superfície.

A idéia básica do esquema de controle híbrido consiste em desacoplar as ações das malhas de controle de força e posição, que operam sobre um sinal de erro calculado no sistema de coordenadas de restrição \bar{E}_s , ao longo de cada componente da tarefa por meio de uma matriz de seleção S e do seu complemento $I - S$, respectivamente. É importante mencionar que as matrizes de seleção são definidas de acordo com a tarefa de interação, conforme apresentado em (Siciliano et al. 2008). Nesta tese, a tarefa de interesse é similar ao caso de deslizamento de um objeto sobre uma superfície planar. Por isso a geometria da tarefa sugere a escolha do sistema de coordenadas de restrição \bar{E}_s fixado à superfície no ponto de contato, com eixos ortogonais ao plano (vide Figura 2.3). Então, as matrizes de seleção podem ser escolhidas como

$$S = \underbrace{\begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}}_{S_f}, \quad I - S = \underbrace{\begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}}_{S_p}. \quad (2.45)$$

Desta forma, deseja-se exercer forças apenas na direção normal a superfície \vec{z}_s e executar movimentos apenas nas direções \vec{x}_s e \vec{y}_s , respectivamente. Contudo, para que o esquema de controle híbrido seja projetado corretamente, as variáveis de controle devem ser desacopladas de acordo com a geometria da tarefa. Por isso, deve-se controlar a força de contato na direção \vec{z}_s e posição nas direções \vec{x}_s e \vec{y}_s , cancelando os esforços de controle nas direções complementares.

⁶Nesta tese, utiliza-se o termo *almost globally* para indicar que o domínio de atração é o espaço de estado completo, exceto para um conjunto de medida nula (Wen & Kreutz-Delgado 1991).

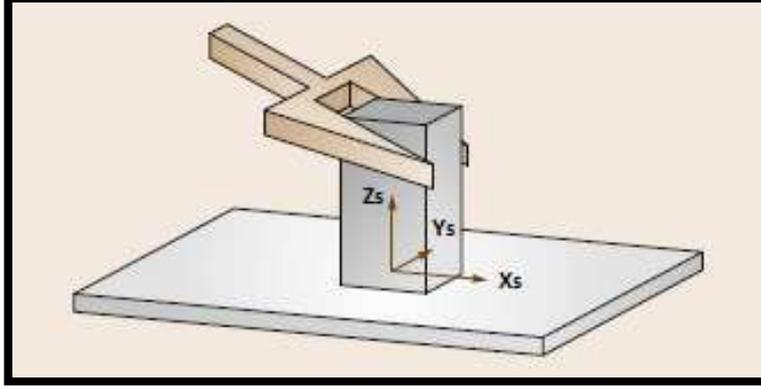


Figura 2.3: Escolha do sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s para uma tarefa de deslizamento sobre uma superfície (Siciliano et al. 2008).

Em geral, as variáveis de força e posição são mensuráveis no espaço da tarefa \mathcal{T} e expressas com respeito ao sistema de coordenadas do efetuador \bar{E}_e ou da base \bar{E}_b . Porém, nestes sistemas de coordenadas a matriz de seleção S é dependente da postura do manipulador. Por outro lado, no espaço da restrição \mathcal{C} a matriz de seleção S é constante e tem forma diagonal composta de números zero (0) ou um (1). Portanto, é conveniente projetar os sinais de controle de posição (2.39) e controle de força (2.42) com respeito ao sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s onde a tarefa é naturalmente descrita e as matrizes de seleção são invariantes.

Por isso, os sinais de controle de posição e força desacoplados, expressos com respeito ao sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s , são dados por:

$${}^s v_{h,p} = (I - S) {}^s v_p, \quad {}^s v_{h,f} = S {}^s v_f. \quad (2.46)$$

Então, assumindo que o Jacobiano do manipulador $J(\vartheta)$ também é referido com respeito ao sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s , o sinal de controle híbrido de posição e força desacoplado é descrito por:

$${}^s v_h = (I - S) {}^s v_p + S {}^s v_f, \quad (2.47)$$

onde ${}^s v_p \in \mathbb{R}^3$ é a lei de controle de posição e ${}^s v_f \in \mathbb{R}^3$ é a lei de controle de força, ambas expressas no sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s , tais que:

$${}^s v_p = {}^s \dot{p}_d - K_p {}^s e_p, \quad (2.48)$$

$${}^s v_f = -K_s^{-1} ({}^s \dot{f}_d + K_f {}^s e_f), \quad (2.49)$$

onde ${}^s e_p = (R_{bs}^T p - {}^s p_d)$ e ${}^s e_f = ({}^s f_d - R_{bs}^T f)$ são expressos em termos de sinais de referência conhecidos e quantidades mensuráveis.

Por outro lado, considere que a orientação do sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s é invariante com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b . Então, assumindo que o Jacobiano do manipulador $J(\vartheta)$ é referido com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b , o sinal de controle híbrido de posição e força desacoplado é descrito por:

$$\mathbf{v}_h = R_{bs} (I - S) R_{bs}^T v_p + R_{bs} S R_{bs}^T v_f, \quad (2.50)$$

onde R_{bs} é a matriz de rotação do sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b . Neste caso, as seguintes relações para o sinal de controle híbrido e o para o Jacobiano do manipulador podem ser estabelecidas:

$${}^s v_h = R_{bs}^T \mathbf{v}_h, \quad {}^s J(\vartheta) = R_{bs}^T J(\vartheta). \quad (2.51)$$

Pode-se mostrar que, quando a matriz de rotação R_{bs} é constante, a formulação do problema de controle híbrido é invariante com respeito ao sistema de coordenadas adotado para o projeto de controle (Murray et al. 1994, Siciliano et al. 2008).

Agora, considere $\xi_p \in \mathbb{R}^2$ o erro de posição desacoplado e $\xi_f \in \mathbb{R}$ o erro de força desacoplado, ambos expressos no sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s após selecionar as direções de controle de posição e força respectivamente, tais que:

$$\xi_p^T \xi_p = \bar{e}_p^T \bar{e}_p, \quad \bar{e}_p = (I - S) {}^s e_p, \quad (2.52)$$

$$\xi_f^T \xi_f = \bar{e}_f^T \bar{e}_f, \quad \bar{e}_f = S {}^s e_f. \quad (2.53)$$

Considerando que $R_d = R_{bs}(p)$, assume-se que (i) a geometria da superfície de contato é suficientemente suave ou localmente plana e (ii) a velocidade da tarefa não é muito rápida. Por isso, a variação da matriz de rotação R_{bs} com respeito à posição p pode ser desprezada, tal que

$$\frac{\partial R_{bs}}{\partial p} \otimes \dot{p} \cong 0, \quad (2.54)$$

onde “ \otimes ” denota o produto de Kronecker. Então, o seguinte teorema pode ser enunciando:

Teorema 1 (*Estabilidade do Esquema de Controle Híbrido de Posição e Força*)
 Considere o sistema de controle em malha-fechada descrito por (2.22) e (2.23) com a lei de controle híbrido dada por (2.47), o controlador de posição (2.48), o controlador de força (2.49) e o controlador de orientação (2.44), expresso no sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s . Assuma que a condição (2.54) é satisfeita, os sinais de referência $p_d(t)$ e $f_d(t)$ são contínuos por partes e uniformemente limitados em norma e $q_d(t)$ é a representação de quaternion unitário para $R_d(t) \in SO(3)$. Baseado nas hipóteses (H1)-(H2), as seguintes propriedades são válidas: (i) todos os sinais do sistema em malha-fechada são uniformemente limitados; (ii) $\lim_{t \rightarrow \infty} \xi_p(t) = 0$,

$\lim_{t \rightarrow \infty} \xi_f(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qv}(t) = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qs}(t) = \pm 1$. Portanto, o sistema de controle em malha-fechada é AGAS.

Prova: ver Apêndice D.1. ■

2.7 Controle Híbrido baseado em um termo de Orientação

Do ponto de vista prático as condições estabelecidas anteriormente com respeito à geometria da restrição e à velocidade da tarefa podem ser restritivas, particularmente, quando o efetuador do robô interage com um ambiente pouco estruturado. De fato, quando a tarefa de interação é realizada sobre uma superfície *plana* a orientação do sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b é *invariante no tempo*⁷, uma vez que a direção do vetor normal à superfície é constante. Isto significa que não é necessário realizar a reorientação do efetuador sobre a superfície durante a execução da tarefa, desde que as forças sejam exercidas em qualquer direção pertencente ao cone de atrito para o contato (Murray et al. 1994). Neste caso, não haverá deslizamento ou perda de contato sobre a superfície. Note que, para uma superfície plana a direção do cone de atrito é constante pois a direção do vetor normal à superfície é invariante.

Por outro lado, quando o efetuador interage com uma superfície *curva*, a matriz de rotação do sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b torna-se *variante no tempo*, uma vez que o vetor normal à superfície não é constante. Então, dependendo da tarefa de interesse pode ser necessário reorientar o efetuador no ponto de contato, uma vez que a direção do cone de atrito é variante no tempo e por isso não é possível garantir que o movimento do efetuador permaneça confinado sobre a superfície durante a execução da tarefa. Por exemplo, em tarefas de polimento é necessário seguir uma trajetória de referência sobre um plano tangente à superfície, enquanto o efetuador exerce uma força na direção normal à superfície no ponto de contato (Jamisola et al. 2005). Este fato motiva o desenvolvimento de uma lei de controle híbrido de posição e força para permitir a execução de tarefas de interação sobre superfícies de geometria curva, uma vez que a orientação do sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b não é constante.

⁷Neste caso, sem perda de generalidade, considera-se que o sistema de coordenadas da base \bar{E}_b permanece fixo durante a execução da tarefa.

Por isso, a lei de controle híbrido proposta apresenta um termo dependente da orientação nos sinais de controle de posição e força desacoplados (Leite et al. 2010)

$$v_{h,p} = R_{bs} (I - S) R_{bs}^T v_p + R_{bs} (I - S) R_{bs}^T \mathcal{S}(\omega_{bs}) e_p, \quad (2.55)$$

$$v_{h,f} = R_{bs} S R_{bs}^T v_f + R_{bs} S R_{bs}^T \mathcal{S}(\omega_{bs}) K_s e_f, \quad (2.56)$$

onde $\omega_{bs} \in \mathbb{R}^3$ é a velocidade angular do sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b , assumida ser mensurável a partir dos sinais do sistema. Agora, considere $\xi_p \in \mathbb{R}^3$ o erro de posição e $\xi_f \in \mathbb{R}^3$ o erro de força, ambos expressos no sistema de coordenadas da base \bar{E}_b após selecionar as direções de controle de posição e força respectivamente, tais que:

$$\xi_p = R_{bs} (I - S) R_{bs}^T e_p, \quad (2.57)$$

$$\xi_f = R_{bs} S R_{bs}^T e_f. \quad (2.58)$$

Então, o seguinte teorema pode ser enunciado:

Teorema 2 (*Estabilidade do Esquema de Controle Híbrido de Posição e Força baseado em um Termo dependente da Orientação*) *Considere o sistema de controle em malha-fechada descrito por (2.22) e (2.23) com a lei de controle híbrido dada por (2.29) com (2.55) e (2.56), o controlador de posição (2.39), o controlador de força (2.42) e o controlador de orientação (2.44). Assuma que os sinais de referência $p_d(t)$ e $f_d(t)$ são contínuos por partes e uniformemente limitados em norma e $q_d(t)$ é a representação de quaternion unitário para $R_d(t) \in SO(3)$. Baseado nas hipóteses (H1)-(H2), as seguintes propriedades são válidas: (i) todos os sinais do sistema em malha-fechada são uniformemente limitados; (ii) $\lim_{t \rightarrow \infty} \xi_p(t) = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} \xi_f(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qv}(t) = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qs}(t) = \pm 1$. Portanto, o sistema de controle em malha-fechada é AGAS.*

Prova: ver Apêndice D.2. ■

2.8 Controle Cinemático para Robôs Incertos

Nesta seção apresenta-se um esquema de controle cinemático baseado em uma estratégia adaptativa, que considera a existência de incerteza paramétrica no modelo cinemático do robô. As incertezas na cinemática do robô podem surgir quando (Dixon 2007):

1. O efetuador manipula diversos objetos de dimensões desconhecidas para utilizar como ferramenta;

2. O efetuador é substituído por ferramentas com dimensões diferentes, que são mais adequadas para a execução de uma determinada tarefa;
3. Diferentes versões de um determinado modelo de robô possuem a mesma estrutura cinemática, mas apresentam parâmetros cinemáticos e dinâmicos distintos;
4. Em linhas de produção automatizadas, os robôs de uma célula robótica são eventualmente substituídos por outros robôs do mesmo modelo, mas com folha de dados diferentes.

A partir desses exemplos, é evidente que a presença de incertezas no modelo cinemático é um problema relevante e que pode ser considerado separadamente do problema de incertezas no modelo dinâmico (Arimoto 1999).

Nesta tese, considera-se que a única fonte de incerteza paramétrica é devido aos parâmetros geométricos do manipulador, representados pelos parâmetros de Denavit-Hartenberg \mathbf{a}_i e \mathbf{d}_i para $i = 1, 2, \dots, n$ (Siciliano et al. 2008). Isto implica que as incertezas relativas aos erros de medição dos transdutores das juntas (*i.e.*, *offsets* das juntas) não serão consideradas. Então, analisando a estrutura da equação de cinemática direta do manipulador, verifica-se que apenas as coordenadas de posição são dependentes dos parâmetros geométricos do manipulador, e portanto, podem ser afetadas pelas incertezas cinemáticas. Em decorrência disso, apenas o Jacobiano de posição do manipulador pode ser afetado pela presença de incertezas na cinemática.

Nos esquemas de controle adaptativo por modelo de referência convencionais as leis de adaptação extraem informação sobre os parâmetros a partir do *erro de rastreamento*. Entretanto, o erro de rastreamento não é a única fonte de informação paramétrica. O *erro de estimação* também contém informação sobre os parâmetros, conforme demonstrado nos métodos de estimação paramétrica apresentados em (Slotine & Li 1991). Isto motiva o desenvolvimento de um esquema de adaptação que combine diferentes fontes de informação paramétrica para estimar a incerteza na cinemática do manipulador. De fato, uma lei de adaptação composta permite que um alto ganho de adaptação seja usado, sem obter o comportamento oscilatório e a convergência lenta observada nas leis de adaptação baseadas em erro de rastreamento (Slotine & Li 1991).

2.8.1 Adaptação baseada no Erro de Estimação

Neste contexto, considerando apenas as coordenadas de posição pode-se mostrar que a equação de *cinemática direta* (2.2) pode ser linearmente parametrizada como

$$p = k(\vartheta) = W_K(\vartheta) b, \quad (2.59)$$

onde $W_K \in \mathbb{R}^{3 \times n_k}$ é uma matriz regressora cinemática, $b \in \mathbb{R}^{n_k}$ é um vetor de parâmetros constantes e $n_k \in \mathbb{N}$ é o número de parâmetros cinemáticos incertos da equação de cinemática direta. Considerando a existência de incertezas paramétricas no modelo cinemático do robô (2.59), a posição estimada do efetuador \hat{p} pode ser expressa como

$$\hat{p} = \hat{k}(\vartheta) = W_K(\vartheta) \hat{b}, \quad (2.60)$$

onde \hat{k} denota a equação de cinemática direta estimada e $\hat{b} \in \mathbb{R}^{n_k}$ é o vetor de parâmetros cinemáticos estimados. De acordo com (Slotine & Li 1991), sabe-se que os modelos de parametrização linear (2.59) e (2.60) podem ser utilizados para realizar uma estimação paramétrica *online*, desde que p e W_K sejam mensuráveis a partir dos sinais do sistema. Nesta abordagem, por exemplo, assume-se que p e ϑ são mensuráveis a partir de um *laser tracker* e um *encoder*, respectivamente.

Agora, considere $\epsilon_p \in \mathbb{R}^3$ como o erro de estimação de posição, obtido a partir da diferença entre a posição estimada e a posição medida, isto é,

$$\epsilon_p = \hat{p} - p. \quad (2.61)$$

Então, o erro de estimação (2.61) é relacionado com o erro paramétrico \tilde{b} como

$$\epsilon_p = W_K(\vartheta) \hat{b} - p = W_K(\vartheta) \tilde{b}, \quad (2.62)$$

onde $\tilde{b} = \hat{b} - b$. Nesta tese, considera-se um algoritmo de estimação baseado no método do gradiente para estimar os parâmetros cinemáticos do robô. O objetivo do algoritmo de estimação é atualizar os parâmetros para que o erro de estimação seja minimizado. Então, uma lei de adaptação para atualizar \hat{b} é descrita por

$$\dot{\hat{b}} = -\Gamma_\epsilon W_K^T \epsilon_p, \quad \Gamma_\epsilon = \Gamma_\epsilon^T > 0, \quad (2.63)$$

onde Γ_ϵ é a matriz de ganho de adaptação (baseada no erro de predição).

2.8.2 Adaptação baseada no Erro de Rastreamento

Considerando a presença de incertezas na cinemática do robô, a lei de controle cinemática (2.23) pode ser reescrita como

$$u = \hat{J}_p^{-1}(\vartheta) v_p, \quad (2.64)$$

onde $\hat{J}_p(\vartheta) \in \mathbb{R}^{3 \times n}$ é a matriz Jacobiana de posição estimada e v_p é o sinal de controle de posição (2.39) projetado para garantir a estabilidade e a convergência do erro de rastreamento.

Analisando a estrutura da matriz Jacobiana inversa \hat{J}_p^{-1} , verifica-se que o método de adaptação direta não pode ser aplicado para solucionar o problema de controle adaptativo, pois não é possível assegurar que a equação (2.64) seja linearmente parametrizada. Por isso, os parâmetros cinemáticos do robô não podem ser diretamente estimados por meio de uma lei de adaptação. O método de adaptação indireta é uma abordagem alternativa que consiste em estimar os parâmetros cinemáticos solucionando uma equação algébrica, e então utilizar as estimativas para computar a lei de controle a cada instante de tempo (Slotine & Li 1991).

Então, considerando que as incertezas cinemáticas afetam apenas as coordenadas de posição, a equação de *cinemática diferencial* (2.5) pode ser linearmente parametrizada como

$$\dot{p} = J_p(\vartheta) \dot{\vartheta} = W_J(\vartheta, \dot{\vartheta}) b, \quad (2.65)$$

onde $W_J \in \mathbb{R}^{3 \times n_k}$ é uma matriz regressora cinemática. A partir do erro de posição (2.38) e somando e subtraindo os termos $\hat{J}_p(\vartheta) \dot{\vartheta}$ e $K_p e_p$, a equação do erro de posição é dada por:

$$\dot{e}_p = -K_p e_p + [J_p(\vartheta) - \hat{J}_p(\vartheta)] \dot{\vartheta} + K_p e_p - \dot{p}_d - \hat{J}_p(\vartheta), \dot{\vartheta}. \quad (2.66)$$

Então, usando (2.64) e (2.65) obtém-se:

$$\dot{e}_p = -K_p e_p - W_J(\vartheta, \dot{\vartheta}) \tilde{b}. \quad (2.67)$$

Baseado na teoria de controle adaptativo, uma lei de adaptação tipo gradiente para atualizar \hat{b} é dada por

$$\dot{\hat{b}} = \Gamma_e W_J^T e_p, \quad \Gamma_e = \Gamma_e^T > 0, \quad (2.68)$$

onde Γ_e é a matriz de ganho de adaptação (baseada no erro de rastreamento).

2.8.3 Adaptação Composta

No esquema de controle adaptativo composto, a lei de controle cinemática é a mesma que (2.64), mas a lei de adaptação é agora uma combinação da lei de adaptação baseada no erro de predição (2.63) com a lei de adaptação baseada no erro de rastreamento (2.68):

$$\dot{\hat{b}} = -\Gamma_c (W_K^T \epsilon_p - W_J^T e_p), \quad \Gamma_c = \Gamma_c^T > 0, \quad (2.69)$$

onde Γ_c é a matriz de ganho de adaptação composta. Note que, agora a lei de adaptação extrai informação sobre os parâmetros cinemáticos a partir dos erros de

predição ϵ_p e de rastreamento e_p simultaneamente. Por isso, o esquema de adaptação composta não somente mantém a estabilidade global do sistema de controle adaptativo, mas também conduz a uma rápida convergência paramétrica e a erros de rastreamento menores (Ioannou & Sun 1996, Slotine & Li 1991). Então, o seguinte teorema pode ser enunciado:

Teorema 3 (*Estabilidade do Esquema de Controle Adaptativo Cinemático*) *Considere o sistema de controle em malha-fechada descrito por (2.22) e (2.64), controlador de posição (2.39) e lei de adaptação (2.69). Assuma que o sinal de referência $p_d(t)$ é contínuo por partes e uniformemente limitado em norma. Então, baseado na hipótese (H2) as seguintes propriedades são válidas: (i) todos os sinais do sistema em malha-fechada são uniformemente limitados; (ii) $\lim_{t \rightarrow \infty} e_p(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} \epsilon_p(t) = 0$. Portanto, o sistema em malha-fechada é globalmente assintoticamente estável.*

Prova: ver Apêndice D.3. ■

2.9 Controle Dinâmico do Robô

Nesta seção, considera-se o projeto de controle dinâmico para robôs manipuladores interagindo com ambientes estruturados. Uma estratégia de controle híbrido dinâmico de posição e força é apresentada e a análise de estabilidade é discutida. A partir de uma estratégia de controle em cascata, o esquema de controle híbrido cinemático é combinado com um esquema de controle dinâmico de movimento do robô, conduzindo a um sistema estável em malha-fechada.

Na área de robótica existem diversas aplicações onde as hipóteses assumidas para o projeto de controle cinemático não podem ser adotadas como, por exemplo, (i) em tarefas práticas que requerem altas velocidades ou (ii) em aplicações que são realizadas por manipuladores com juntas diretamente atuadas (no inglês, *direct-drive manipulators*) ou com baixa relação nas transmissões de engrenagens internas. Neste casos, os parâmetros dinâmicos não podem ser desprezados e por isso deve-se considerar os efeitos de torques e forças generalizadas no projeto de controle.

2.9.1 Estratégia de Controle Híbrido Dinâmico

Nesta seção, considera-se o problema de controle híbrido de posição e força para robôs manipuladores de 3-DOF com dinâmica não-desprezível. A idéia é projetar uma lei de controle linearizante para a equação dinâmica do robô (2.10) e então projetar leis de controle lineares para permitir o seguimento das trajetórias de posição e de força simultaneamente (Spong et al. 2006). Então, o objetivo de controle pode

ser descrito simplesmente como:

$$p \rightarrow p_d(t), \quad e_p = p - p_d(t) \rightarrow 0, \quad (2.70)$$

$$f \rightarrow f_d(t), \quad e_f = f_d(t) - f \rightarrow 0. \quad (2.71)$$

A relação entre a aceleração das juntas $\ddot{\vartheta} \in \mathbb{R}^3$ e a aceleração do efetuador no espaço operacional $\ddot{p} \in \mathbb{R}^3$ é obtida derivando-se a equação de cinemática diferencial (2.5) com respeito ao tempo:

$$\ddot{\vartheta} = J_p^{-1}(\vartheta) (\ddot{p} - \dot{J}_p(\vartheta) \dot{\vartheta}). \quad (2.72)$$

A partir de (2.72), o modelo dinâmico do robô (2.10) pode ser reescrito como

$$M(\vartheta) J_p^{-1}(\vartheta) (\ddot{p} - \dot{J}_p(\vartheta) \dot{\vartheta}) + C(\vartheta, \dot{\vartheta}) \dot{\vartheta} + g(\vartheta) = \tau - J_p^T(\vartheta) f, \quad (2.73)$$

desde que os movimentos do robô estejam distantes das singularidades cinemáticas.

Agora, considere uma lei de controle linearizante para o modelo dinâmico (2.73) descrita por:

$$\tau = M(\vartheta) J_p^{-1}(\vartheta) (u_p - \dot{J}_p(\vartheta) \dot{\vartheta}) + C(\vartheta, \dot{\vartheta}) \dot{\vartheta} + g(\vartheta) + J_p^T(\vartheta) u_f, \quad (2.74)$$

onde $u_p \in \mathbb{R}^3$ e $u_f \in \mathbb{R}^3$ são sinais de controle das malhas externas, com unidades de aceleração e força. Então, substituindo (2.74) em (2.73) obtém-se;

$$\ddot{p} = u_p + J_p(\vartheta) M^{-1}(\vartheta) J_p^T(\vartheta) (u_f - f). \quad (2.75)$$

Em geral, existe uma vantagem conceitual em separar os termos de controle de posição assumindo que u_p é uma função somente da posição e da velocidade do efetuador, enquanto que u_f é uma função somente da força do efetuador. Entretanto, por simplicidade pode-se fazer

$$u_f = f, \quad (2.76)$$

para cancelar o efeito da força de contato e então tornar o sistema de controle (2.75) no espaço operacional um duplo integrador:

$$\ddot{p} = u_p, \quad (2.77)$$

assumindo que qualquer termo de realimentação de força está incluído no termo da malha externa de aceleração (Spong et al. 2006). Note que, o modelo dinâmico do robô (2.17) no espaço operacional \mathcal{O} também poderia ser considerado na formulação do problema de controle híbrido dinâmico, tornando a análise da equação (2.75) simples e intuitiva.

Em geral, o projeto de um esquema de controle híbrido dinâmico é desenvolvido baseado em duas hipóteses básicas: (i) o robô e o ambiente são perfeitamente rígidos e as *restrições* puramente cinemáticas são impostas pelo ambiente; (ii) o robô é perfeitamente rígido e toda a *complacência* do sistema está localizada no ambiente e a força de contato é aproximada por um modelo elástico linear. Em ambos os casos assume-se que o ponto de contato é livre de atrito. O problema de controle híbrido dinâmico na presença de restrições pode ser formulado no espaço operacional (Yoshikawa 1987) ou no espaço da juntas (McClamroch & Wang 1988), e a solução proposta em geral é baseada em uma compensação parcial da força do efetuador e as restrições consideradas são do tipo holonômicas (Siciliano et al. 2008).

O controle baseado no conceito de complacência foi originalmente proposto em (Whitney 1977) no espaço das juntas, e em (Salisbury 1980) no espaço cartesiano. Em geral, a abordagem utilizada para solucionar o problema de controle híbrido em ambientes complacentes é baseada em uma compensação total da força do efetuador (Siciliano et al. 2008). Então, considerando o modelo da força de contato (2.41) e que a orientação do sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b é constante, a velocidade linear do efetuador desacoplada é descrita por:

$$\dot{\bar{p}} = (I - S) R_{bs}^T \dot{p} - S R_{bs}^T K_s^{-1} \dot{f}, \quad (2.78)$$

onde o primeiro termo pertence ao subespaço de controle de posição, e o segundo termo pertence ao seu complemento. Calculando a derivada de (2.78) com respeito ao tempo obtém-se a seguinte decomposição para a aceleração do efetuador desacoplada:

$$\ddot{\bar{p}} = (I - S) R_{bs}^T \ddot{p} - S R_{bs}^T K_s^{-1} \ddot{f}, \quad (2.79)$$

Adotando uma lei de controle linearizante baseada em dinâmica inversa descrita por

$$\tau = M(\vartheta) J_p^{-1}(\vartheta) (u_h - \dot{J}_p(\vartheta) \dot{\vartheta}) + C(\vartheta, \dot{\vartheta}) \dot{\vartheta} + g(\vartheta) + J_p^T(\vartheta) f, \quad (2.80)$$

onde $u_h \in \mathbb{R}^3$ é o sinal de controle híbrido dinâmico, e a partir de (2.73) reescrita em termos de $\ddot{\bar{p}}$ tem-se que

$$\ddot{\bar{p}} = u_h. \quad (2.81)$$

Baseado na decomposição (2.79), escolhendo-se

$$u_h = (I - S) R_{bs}^T u_p + S R_{bs}^T u_f, \quad (2.82)$$

um desacoplamento completo entre o sinal de controle de posição $u_p \in \mathbb{R}^3$ e o sinal de controle de força $u_f \in \mathbb{R}^3$ é alcançado. De fato, substituindo (2.79) e (2.82) em (2.81) e pré-multiplicando ambos os lados da equação resultante, primeiro por $(I - S)$

e em seguida por S , obtém-se as seguintes igualdades:

$$\ddot{p} = u_p, \quad (2.83)$$

$$\ddot{f} = -K_s u_f. \quad (2.84)$$

Portanto, a tarefa de interesse pode ser definida especificando uma posição desejada em termos de p_d e uma força desejada em termos de f_d . O objetivo de controle de posição (2.70) pode ser alcançado a partir da lei de controle

$$u_p = \ddot{p}_d - K_{D_p} \dot{e}_p - K_{P_p} e_p, \quad (2.85)$$

onde K_{D_p} e K_{P_p} são matrizes definidas positivas do ganho de posição. Por outro lado, o objetivo de controle de força (2.71) pode ser atingido usando a lei de controle

$$u_f = -K_s^{-1} (\ddot{f}_d + K_{D_f} \dot{e}_f + K_{P_f} e_f), \quad (2.86)$$

onde K_{D_f} e K_{P_f} são matrizes definidas positivas do ganho de força. O diagrama em blocos do esquema de controle híbrido dinâmico é similar ao diagrama em blocos apresentado para o esquema de controle híbrido cinemático (vide Figura 2.2).

2.9.2 Estratégia de Controle em Cascata

O esquema de controle dinâmico pode ser desenvolvido considerando o modelo dinâmico do robô no espaço das juntas (2.10) ou no espaço operacional (2.17). Entretanto, sabe-se que os esquemas de controle no espaço das juntas são mais adequados para o controle de movimento de robôs manipuladores sem restrição (Siciliano et al. 2008). Por sua vez, quando o efetuador do robô interage com o ambiente, é necessário controlar a posição e a força de contato, durante a execução da tarefa. Como essas variáveis são naturalmente descritas no espaço operacional é mais adequado utilizar esquemas de controle referidos nesse espaço. Por isso, o esquema de controle híbrido dinâmico de posição e força pode ser projetado considerando o modelo dinâmico do robô expresso em coordenadas cartesianas (Spong et al. 2006).

Por outro lado, nesta seção a idéia é introduzir uma estratégia de controle em cascata (Guenther & Hsu 1993) para solucionar o problema de controle híbrido de posição e força para robôs manipuladores com dinâmica não-desprezível, por meio da conexão em cascata de um esquema de controle cinemático com um esquema de controle dinâmico. Esta abordagem será útil nos capítulos seguintes, onde um esquema de servovisão adaptativa baseado no enfoque cinemático será conectado com um esquema de controle adaptativo de movimento para o robô. Para alcançar essa meta, os seguintes passos são considerados:

(S1) Assume-se que existe uma lei de controle $\tau \in \mathbb{R}^n$ descrita por

$$\tau = h(\vartheta, \dot{\vartheta}, \vartheta_m, \dot{\vartheta}_m, \ddot{\vartheta}_m) + J^T(\vartheta) F, \quad (2.87)$$

que garante o objetivo de controle definido por

$$\vartheta \rightarrow \vartheta_m(t), \quad e = \vartheta - \vartheta_m(t) \rightarrow 0, \quad (2.88)$$

onde $e \in \mathbb{R}^n$ é o erro de posição angular e $\vartheta_m \in \mathbb{R}^n$ denota a trajetória de referência expressa no espaço das juntas \mathcal{Q} e assumida ser uniformemente limitada.

(S2) Suponha que é possível definir a trajetória desejada ϑ_m e suas derivadas $\dot{\vartheta}_m$, $\ddot{\vartheta}_m$ em termos de um sinal de controle cartesiano v_k de tal forma que tem-se (2.24) exceto por um termo que converge assintoticamente para zero, isto é,

$$\mathbf{v} = v_k + J(\vartheta) L(s) e, \quad (2.89)$$

onde $L(\cdot)$ denota um operador linear, possivelmente não-causal, e “s” é o operador diferencial.

(S3) Então, pode-se concluir que o sinal de controle cartesiano $v_k(t)$ projetado para o caso de controle cinemático pode ser aplicado a (2.89) e a estabilidade do sistema é preservada.

Exemplo 1 *Pode-se obter alguma intuição a respeito da viabilidade de uma estratégia de controle em cascata se os parâmetros dos modelos cinemático (2.5) e dinâmico (2.10) do robô são considerados completamente conhecidos. Um algoritmo de controle baseado em torque computado descrito por*

$$\tau = M(\vartheta) [\ddot{\vartheta}_m + K_d \dot{e} + K_p e] + C(\vartheta, \dot{\vartheta}) \dot{\vartheta} + g(\vartheta) + J^T(\vartheta) F, \quad (2.90)$$

poderia ser utilizado para solucionar o problema de rastreamento de trajetórias no espaço das juntas \mathcal{Q} , conduzindo a um sistema do erro estável em malha-fechada. Então, a partir da relação de cinemática diferencial (2.5) e do erro de posição angular (2.88) pode-se definir $\dot{\vartheta}_m = J^{-1}(\vartheta) v_k$, para obter:

$$\mathbf{v} = v_k + J(\vartheta) \dot{e}, \quad (2.91)$$

onde é satisfaz uma dinâmica em malha-fechada dada por $\ddot{e} + K_d \dot{e} + K_p e = 0$. Portanto, a partir de uma escolha apropriada de K_d e K_p como matrizes definidas positivas, implica que $\lim_{t \rightarrow \infty} \dot{e}(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} e(t) = 0$. Isto significa que esta abordagem somente difere do caso de controle cinemático (2.24) por um sinal $\dot{e}(t)$

que converge assintoticamente para zero. Note que, $v_k(t)$ pode ser projetado, por exemplo, utilizando a estratégia de controle de posição apresentada na Seção 2.5.2.

Baseado no resultado geral estabelecido para *sistemas passivos interconectados* (Khalil 2002) pode-se demonstrar que os sinais de controle híbrido $\mathbf{v}_h(t)$ e de controle de orientação $\mathbf{v}_q(t)$, computados para o caso de controle cinemático, podem ser aplicados ao caso de controle dinâmico do robô e a estabilidade em malha-fechada pode ser provada, uma vez que a abordagem em cascata proposta somente difere da abordagem de controle cinemático por um termo $\dot{e}(t)$ que converge assintoticamente para zero. Note que, no caso de existência de incertezas paramétricas no modelo cinemático (2.5) e dinâmico (2.10) do robô, estratégias de controle *adaptativo* ou *robusto* também podem ser utilizadas para promover o controle dinâmico do robô (Hsu et al. 2007, Zachi, Hsu, Ortega & Lizarralde 2006). Além disso, o esquema de controle híbrido de posição e força proposto possui propriedades de *passividade* que possibilitam garantir a estabilidade quando o mesmo é conectado em cascata com outro esquema de controle com propriedades de passividade similares, conforme apresentado em (Hsu et al. 2007, Leite et al. 2010). A Figura 2.4 apresenta um diagrama em blocos da estratégia de controle em cascata proposta para o esquema de controle híbrido de posição e força para um robô manipulador com dinâmica não-desprezível.

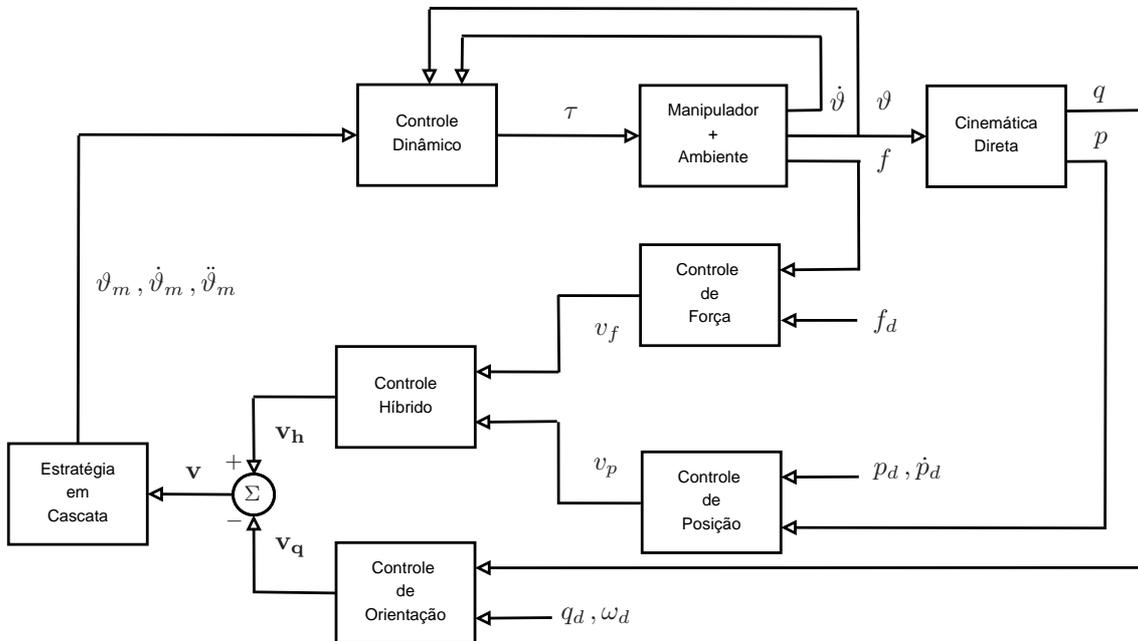


Figura 2.4: Estratégia de controle em cascata para o esquema de controle híbrido de posição e força.

Para conduzir a análise de estabilidade do esquema de controle em cascata proposto, o formalismo de *passividade* (vide Apêndice F) estabelece regras simples para descrever combinações de subsistemas baseadas em um formalismo de Lyapunov. Particularmente, a passividade é comumente aplicada em vários problemas de controle de sistemas mecânicos, tais como, controle de robôs manipuladores e de veículos submarinos, e posicionamento dinâmico de navios. Então, para sistemas passivos conectados em cascata, o seguinte resultado geral pode ser enunciado:

Teorema 4 (*Sistemas Passivos Interconectados com Perturbação Externa*) *Considere os seguintes sistemas interconectados, onde Σ_1 é o sistema conduzido e Σ_2 é o sistema condutor:*

$$\Sigma_1 : \begin{cases} \dot{\mathbf{x}}_1 = f_1(\mathbf{x}, t) + g_1(\mathbf{x}, t) \mathbf{y}_2 + d(\mathbf{x}, t), \\ \mathbf{y}_1 = h_1(\mathbf{x}_1), \end{cases} \quad (2.92)$$

$$\Sigma_2 : \begin{cases} \dot{\mathbf{x}}_2 = f_2(\mathbf{x}, t) + \mathbf{u}_2, \\ \mathbf{y}_2 = h_2(\mathbf{x}_2), \end{cases} \quad (2.93)$$

onde f_1, f_2 são funções contínuas por partes em t e localmente Lipschitz em \mathbf{x} para todo $t \geq 0$ e $\mathbf{x} \in \mathcal{D}$, e $\mathcal{D} \subset \mathbb{R}^n$ é um domínio que contém a origem $\mathbf{x} = 0$, h_1, h_2, g_1 são funções contínuas e d é um termo de perturbação que desaparece. Suponha que $\|d(\mathbf{x}, t)\| \leq \gamma \|\mathbf{x}\|$, $\forall t \geq 0, \forall \mathbf{x} \in \mathcal{D}$, onde γ é uma constante não-negativa e assuma que $\|g_1(\mathbf{x}, t)\| \leq c$, para algum $c > 0$. Se o sistema Σ_1 é estritamente passivo de saída de $\mathbf{y}_2 \mapsto \mathbf{y}_1$ com função de armazenamento definida positiva $V_1(\mathbf{x}_1)$ tal que

$$\dot{V}_1 \leq -\lambda_1 \|\mathbf{y}_1\|^2 + c_1 \mathbf{y}_2^T \mathbf{y}_1, \quad \lambda_1 > 0$$

e o sistema Σ_2 é estritamente passivo de saída de $\mathbf{u}_2 \mapsto \mathbf{y}_2$ com função de armazenamento definida positiva $V_2(\mathbf{x}_2)$ tal que

$$\dot{V}_2 \leq -\lambda_2 \|\mathbf{y}_2\|^2 + c_2 \mathbf{u}_2^T \mathbf{y}_2, \quad \lambda_2 > 0.$$

Então, para $\mathbf{u}_2 = 0$ as seguintes propriedades são válidas: (i) $\mathbf{x}_1, \mathbf{x}_2 \in \mathcal{L}_\infty$; (ii) $\lim_{t \rightarrow \infty} \mathbf{y}_1(t) = 0, \lim_{t \rightarrow \infty} \mathbf{y}_2(t) = 0$.

Prova: ver Apêndice D.4. ■

A partir do resultado apresentado no Teorema 4 e considerando que os parâmetros cinemático e dinâmico do robô são conhecidos, pode-se projetar um algoritmo de controle dinâmico baseado em passividade para solucionar o problema de rastreamento de trajetórias no espaço das juntas \mathcal{Q} .

Considere a seguinte lei de controle dinâmico, expressa em coordenadas generalizadas:

$$\tau = M(\vartheta) \ddot{\vartheta}_r + C(\vartheta, \dot{\vartheta}) \dot{\vartheta}_r - K_d \sigma + g(\vartheta) + J^T(\vartheta) F + \mathbf{u}_2, \quad (2.94)$$

onde K_d é uma matriz de ganho definida positiva, \mathbf{u}_2 é uma entrada externa fictícia que conduz o sistema de controle em malha-fechada e

$$\sigma := \dot{\vartheta} - \dot{\vartheta}_r = \dot{e} + \Lambda e, \quad \dot{\vartheta}_r := \dot{\vartheta}_m - \Lambda e, \quad (2.95)$$

onde $\sigma \in \mathbb{R}^n$ é um erro virtual de velocidade e $\dot{\vartheta}_r \in \mathbb{R}^n$ é um sinal de referência de velocidade, ambos definidos no espaço das juntas \mathcal{Q} , com $\Lambda = \lambda I$ e $\lambda > 0$. Então, a partir de (2.10), (2.94) e (2.95), o sistema em malha-fechada pode ser escrito na forma

$$M(\vartheta) \dot{\sigma} + (C(\vartheta, \dot{\vartheta}) + K_d) \sigma = \mathbf{u}_2, \quad (2.96)$$

e a análise de estabilidade pode ser estabelecida usando o formalismo de passividade (Khalil 2002), conduzindo a um sistema estável em malha-fechada.

De fato, pode-se mostrar que (2.96) define um mapeamento estritamente passivo com respeito à saída $\mathbf{u}_2 \mapsto \sigma$ com função de armazenamento definida positiva $2V_r(\sigma) = \sigma^T M(\vartheta) \sigma$. Portanto, para $\mathbf{u}_2 = 0$ tem-se que $\dot{V}_r(\sigma) < 0$ e a partir do *Lema de Barbalat* (Ioannou & Sun 1996) pode-se mostrar que todos os sinais do sistema são limitados e $\lim_{t \rightarrow \infty} \sigma(t) = 0$, implicando em $\lim_{t \rightarrow \infty} \dot{e}(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} e(t) = 0$.

Então, baseado na estratégia de controle em cascata, pode-se definir o sinal de referência de velocidade $\dot{\vartheta}_r$ como

$$\dot{\vartheta}_r = J^{-1}(\vartheta) v_k, \quad (2.97)$$

e a partir da relação de cinemática diferencial (2.5) e do erro virtual de velocidade (2.95) tem-se que

$$\mathbf{v} = v_k + J(\vartheta) \sigma, \quad (2.98)$$

ou, equivalentemente

$$\begin{bmatrix} \dot{p} \\ \omega \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{v}_h \\ \mathbf{v}_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} J_p(\vartheta) \\ J_o(\vartheta) \end{bmatrix} \sigma, \quad (2.99)$$

onde $\sigma \in \mathbb{R}^n$ é um sinal de perturbação que converge assintoticamente para zero. A estratégia de controle em cascata é definida a partir de (2.95) simplesmente fazendo:

$$\dot{\vartheta}_m = J^{-1}(\vartheta) v_k + \lambda e, \quad \ddot{\vartheta}_m = \dot{J}^{-1}(\vartheta) v_k + J^{-1}(\vartheta) \dot{v}_k + \lambda \dot{e}, \quad (2.100)$$

onde $\ddot{\vartheta}_m$ depende da derivada temporal de v_k e, conseqüentemente, das velocidades

linear e angular do efetuador, bem como da derivada temporal da força de contato. Note que, a trajetória de referência $\vartheta_m(t)$ pode ser obtida integrando $\dot{\vartheta}_m$, enquanto que as velocidades do efetuador podem ser obtidas a partir de $J(\vartheta) \dot{\vartheta}$.

Para analisar as propriedades de passividade do esquema de controle híbrido de posição e força proposto, considere que o sistema do erro é conduzido por um sinal externo fictício $\nu = [\nu_p \ \nu_o]^T$ tal que

$$\dot{e}_p = \mathbf{v}_h + \nu_p - \dot{p}_d, \quad (2.101)$$

$$\dot{e}_f = \dot{f}_d + K_s (\mathbf{v}_h + \nu_p), \quad (2.102)$$

$$\dot{e}_q = \frac{1}{2} J_q^T(e_q) (\mathbf{v}_q + \nu_o - \omega_d). \quad (2.103)$$

onde $\nu_p = J_p(\vartheta) \sigma$ e $\nu_o = J_o(\vartheta) \sigma$. Então, definindo $\Sigma_p = R_{bs} (I - S) R_{bs}^T$ e $\Sigma_f = R_{bs} S R_{bs}^T K_s$, o seguinte corolário pode ser enunciado:

Corolário 1 (*Passividade do Esquema de Controle Híbrido de Posição e Força*)
 Considere o sistema do erro (2.101)-(2.103) e a relação (2.57)-(2.58), com a lei de controle híbrido dada por (2.29) com (2.55) e (2.56), o controlador de posição (2.39), o controlador de força (2.42) e o controlador de orientação (2.44). Então, o mapeamento $\sigma \mapsto J_p(\vartheta)^T (\Sigma_p \xi_p + \Sigma_f \xi_f) + J_o(\vartheta)^T e_{qv}$ é estritamente passivo com relação à saída, com função de armazenamento definida positiva dada por $2V_h = \xi_p^T \xi_p + \xi_f^T \xi_f + (e_{qs} - 1)^2 + e_{qv}^T e_{qv}$.

Prova: ver Apêndice E.1. ■

2.9.3 Controle Adaptativo Dinâmico do Robô

Considerando a presença de incerteza paramétrica no modelo dinâmico do robô (2.10), pode-se mostrar que o projeto do controlador adaptativo para o robô manipulador pode ser realizado interconectando um esquema adaptativo cinemático com um esquema adaptativo de Slotine-Li (Slotine & Li 1991). Então, a partir do modelo dinâmico (2.10) pode-se definir a matriz regressora $Y(\vartheta, \dot{\vartheta}, \dot{\vartheta}_r, \ddot{\vartheta}_r)$ como

$$\hat{M}(\vartheta) \ddot{\vartheta}_r + \hat{C}(\vartheta, \dot{\vartheta}) \dot{\vartheta}_r + \hat{g}(\vartheta) = Y(\vartheta, \dot{\vartheta}, \dot{\vartheta}_r, \ddot{\vartheta}_r) \hat{a}, \quad (2.104)$$

onde $\hat{a} \in \mathbb{R}^{n_d}$ é um vetor constante de parâmetros dinâmicos incertos e $\hat{M}, \hat{C}, \hat{g}$ denotam os termos estimados do modelo dinâmico do robô (2.10). Considere a lei de controle

$$\tau = Y(\vartheta, \dot{\vartheta}, \dot{\vartheta}_r, \ddot{\vartheta}_r) \hat{a} - K_d \sigma + J^T(\vartheta) F + \mathbf{u}_2, \quad (2.105)$$

onde K_d é uma matriz de ganho definida positiva, \mathbf{u}_2 é um sinal de entrada externo fictício que conduz o sistema em malha-fechada e \hat{a} pode ser atualizado usando a lei de adaptação tipo gradiente

$$\dot{\hat{a}} = -\Gamma_d Y^T \sigma, \quad \Gamma_d = \Gamma_d^T > 0, \quad (2.106)$$

onde Γ_d é a matriz de ganho de adaptação dinâmica. Então, a análise de estabilidade e as propriedades de passividade do sistema em malha-fechada podem ser estabelecidas pelo seguinte teorema:

Teorema 5 (*Estabilidade do Esquema de Controle Adaptativo Dinâmico*) *Considere o modelo dinâmico do robô (2.10), a lei de controle (2.105) e a lei de adaptação (2.106). Então, o mapeamento $\mathbf{u}_2 \mapsto \sigma$ é estritamente passivo com relação à saída com função de armazenamento definida positiva*

$$2V_d(\sigma, \tilde{a}) = \sigma^T M(q) \sigma + \tilde{a}^T \Gamma_d^{-1} \tilde{a}, \quad (2.107)$$

onde $\tilde{a} = \hat{a} - a$ é o erro de estimação dos parâmetros dinâmicos. Então, para $\mathbf{u}_2 = 0$ as seguintes propriedades são válidas: (i) todos os sinais do sistema em malha-fechada são uniformemente limitados; (ii) $\lim_{t \rightarrow \infty} \sigma(t) = 0$, que implica em $\lim_{t \rightarrow \infty} \dot{e}(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} e(t) = 0$.

Prova: ver Apêndice D.5. ■

Agora, considere que as incertezas do modelo cinemático (2.5) afetam apenas as coordenadas de posição. Então, a velocidade do efetuador estimada \hat{p} pode ser expressa como

$$\hat{p} = \hat{J}_p(\vartheta) \dot{\vartheta} = W_J(\vartheta, \dot{\vartheta}) \hat{b}, \quad (2.108)$$

onde $\hat{J}_p(\vartheta) \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ é o Jacobiano de posição aproximado e $\hat{b} \in \mathbb{R}^{n_k}$ denota o vetor de parâmetros cinemáticos estimados. Sabe-se de (Slotine & Li 1991) que os modelos de parametrização linear (2.65) e (2.108) podem ser utilizados para estimação paramétrica online, desde que \dot{p} e W_J sejam mensuráveis a partir dos sinais do sistema. Para evitar a necessidade de medição da velocidade do efetuador \dot{p} utiliza-se um filtro diferencial passa-baixas, tal que,

$$\dot{p}_F + \lambda_F p_F = \lambda_F \dot{p}, \quad (2.109)$$

onde $\lambda_F > 0$ e $p_F \in \mathbb{R}^3$ é a saída filtrada da velocidade do efetuador. A partir de (2.65) e (2.109), obtém-se a seguinte relação:

$$p_F = \lambda_F p - \frac{\lambda_F^2}{s + \lambda_F} p = W(t) b, \quad (2.110)$$

onde

$$W(t) = \frac{\lambda_F}{s + \lambda_F} W_J(\vartheta, \dot{\vartheta}). \quad (2.111)$$

e “ s ” é operador diferencial ou operador de Laplace. Note que, o sinal p_F pode ser computado medindo apenas a posição p do efetuador.

Considere $\epsilon \in \mathbb{R}^3$ o erro de estimação obtido a partir da diferença entre a posição filtrada do efetuador estimada e medida respectivamente, isto é,

$$\epsilon = \hat{p}_F - p_F. \quad (2.112)$$

Então, o erro de estimação (2.112) é relacionado ao erro de estimação paramétrica \tilde{b} como

$$\epsilon = W(t) \hat{b} - p_F = W(t) \tilde{b}, \quad (2.113)$$

onde $\tilde{b} := \hat{b} - b$. Note que, agora é necessário que ambos p_F e W sejam mensuráveis a partir dos sinais do sistema e, por isso, a única quantidade incerta em (2.113) é o vetor de parâmetros \hat{b} . Nesta abordagem, considera-se que p é mensurável a partir de um sensor de posição como, por exemplo, um sistema de medição eletromagnético ou um rastreador laser (Dixon 2007).

Nesta seção, considera-se um algoritmo de estimação baseado no método do gradiente para estimar os parâmetros cinemáticos do robô. A idéia básica do algoritmo de estimação é atualizar os parâmetros para que o erro de estimação seja minimizado. Por isso, uma lei de adaptação tipo gradiente para atualizar \hat{b} é dada por

$$\dot{\hat{b}} = -\Gamma_k W^T \epsilon, \quad \Gamma_k = \Gamma_k^T > 0, \quad (2.114)$$

onde Γ_k é a matriz de ganho de adaptação cinemática. Então, o seguinte corolário pode ser enunciado:

Teorema 6 (*Estabilidade do Algoritmo de Estimação Indireta*) *Considere o modelo de parametrização linear (2.110) com o erro de estimação (2.113) e a lei de adaptação (2.114). Assuma que p e W são mensuráveis a partir dos sinais do sistema. Então, as seguintes propriedades são válidas: (i) todos os sinais do sistema em malha-fechada são uniformemente limitados; (ii) $\lim_{t \rightarrow \infty} \epsilon(t) = 0$.*

Prova: ver Apêndice D.6. ■

Por outro lado, baseado na propriedade (2.8) da matriz Jacobiana, o torque nas juntas devido às forças de reação pode ser linearmente parametrizado como

$$Z(\vartheta, F) b = J^T(\vartheta) F, \quad (2.115)$$

onde $Z \in \mathbb{R}^{n \times n_k}$ é a matriz regressora de força. Então, na presença de incertezas cinemáticas, a lei de controle dinâmico (2.105) pode ser reescrita em termos das matrizes regressoras Y e Z como

$$\tau = Y(\vartheta, \dot{\vartheta}, \dot{\vartheta}_r, \ddot{\vartheta}_r) \hat{a} - K_d \sigma + Z(\vartheta, F) \hat{b} + \mathbf{u}_2, \quad (2.116)$$

e a partir de um algoritmo de estimação baseado no método do gradiente, a lei de adaptação para atualizar \hat{b} é descrita por

$$\dot{\hat{b}} = -\Gamma_b (W^T \epsilon + Z^T \sigma), \quad \Gamma_b = \Gamma_b^T > 0, \quad (2.117)$$

onde Γ_b é a matriz de ganho de adaptação cinemática. O algoritmo do controlador híbrido dinâmico de posição e força correspondente é apresentado na Tabela 2.1.

Tabela 2.1: Algoritmo do Controlador Híbrido Dinâmico de Posição e Força.

Cinemática e Dinâmica do Robô	$\mathbf{x} = k(\vartheta), \quad \mathbf{v} = J(\vartheta) \dot{\vartheta}, \quad f = -K_s(p - d_s).$ $M(\vartheta) \ddot{\vartheta} + C(\vartheta, \dot{\vartheta}) \dot{\vartheta} + g(\vartheta) = \tau - J^T(\vartheta) F, \quad F = [f^T \ \mu^T]^T.$
Leis de Controle	$v_p = \dot{p}_d - K_p e_p, \quad e_p = p - p_d.$ $v_f = -K_s(f_d + K_f e_f), \quad e_f = f_d - f.$
Sinais Desacoplado	$v_{h,p} = R_{bs}(I - S) R_{bs}^T (v_p + \mathcal{S}(\omega_{bs}) e_p).$ $v_{h,f} = R_{bs} S R_{bs}^T (v_f + \mathcal{S}(\omega_{bs}) K_s e_f).$
Erros de saída	$\xi_p = R_{bs}(I - S) R_{bs}^T e_p, \quad \xi_f = R_{bs} S R_{bs}^T e_f, \quad e_q = q_d * q^T.$
Lei de Controle Dinâmico	$\tau = Y(\vartheta, \dot{\vartheta}, \dot{\vartheta}_r, \ddot{\vartheta}_r) \hat{a} - K_d \sigma + Z(\vartheta, F) \hat{b}, \quad K_d = K_d^T > 0.$ $e = \vartheta - \vartheta_m, \quad \dot{\vartheta}_r = \dot{\vartheta}_m - \lambda e, \quad \sigma = \dot{\vartheta} - \dot{\vartheta}_r = \dot{e} + \lambda e.$
Estimador Gradiente	$\dot{\hat{p}} = W_J(\vartheta, \dot{\vartheta}) \hat{b}, \quad \dot{p}_F + \lambda_F p_F = \lambda_F \dot{p}.$ $\epsilon = \hat{p}_F - p_F, \quad p_F = W b, \quad W = \frac{\lambda_F}{s + \lambda_F} W_J(\vartheta, \dot{\vartheta}).$
Estratégia em Cascata	$\dot{\vartheta}_r = \hat{J}^{-1}(\vartheta) v_k, \quad v_k = [\mathbf{v}_h^T \ \mathbf{v}_q^T]^T.$
Sinais de Controle	$\mathbf{v}_h = v_{h,p} + v_{h,f}.$ $\mathbf{v}_q = \omega_d - K_o e_{qv}, \quad K_o = K_o^T.$
Leis de Adaptação	$\dot{\hat{a}} = -\Gamma_d Y^T \sigma, \quad \Gamma_d = \Gamma_d^T > 0.$ $\dot{\hat{b}} = -\Gamma_b (W^T \epsilon + Z^T \sigma), \quad \Gamma_b = \Gamma_b^T > 0.$

Por outro lado, como apenas as coordenadas de posição são afetadas pelas incertezas no modelo cinemático, pode-se mostrar que a parametrização dos torques de reação nas juntas pode ser reescrita como $Z(\vartheta, f) b = J_p^T(\vartheta) f$, sem perda de generalidade. Então, o seguinte teorema pode ser enunciado:

Teorema 7 (*Estabilidade do Esquema de Controle Adaptativo Dinâmico e Cinemático*) Considere o modelo dinâmico do robô (2.10), a lei de controle (2.116) e a lei de adaptação (2.106). Agora, considere o modelo de parametrização linear (2.110) com o erro de estimação (2.113) e a lei de adaptação (2.117). Assuma que Y , W , Z e p são mensuráveis a partir dos sinais do sistema. Então, o mapeamento $\mathbf{u}_2 \mapsto \sigma$

é estritamente passivo com relação a saída com função de armazenamento definida positiva

$$2V_d(\sigma, \tilde{a}, \tilde{b}) = \sigma^T M(\vartheta) \sigma + \tilde{a}^T \Gamma_d^{-1} \tilde{a} + \tilde{b}^T \Gamma_b^{-1} \tilde{b}, \quad (2.118)$$

onde $\tilde{a} = \hat{a} - a$ é o erro de estimação dos parâmetros dinâmicos e $\tilde{b} = \hat{b} - b$ é o erro de estimação dos parâmetros cinemáticos. Então, para $\mathbf{u}_2 = 0$ as seguintes propriedades são válidas: (i) todos os sinais do sistema em malha-fechada são uniformemente limitados; (ii) $\lim_{t \rightarrow \infty} \sigma(t) = 0$, que implica em $\lim_{t \rightarrow \infty} \dot{e}(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} e(t) = 0$; (iii) $\lim_{t \rightarrow \infty} \epsilon(t) = 0$.

Prova: ver Apêndice D.7. ■

Observação 3 É válido ressaltar que (i) considerando $\vartheta, \dot{\vartheta}$ e F mensuráveis, todos os sinais necessários para calcular as matrizes regressoras Y, W e Z estão disponíveis e (ii) a convergência dos parâmetros estimados \hat{a} e \hat{b} para os parâmetros verdadeiros depende do nível de excitação persistente das matrizes regressoras Y, W e Z , respectivamente.

A partir da estratégia de controle em cascata apresentada na Seção 2.9.2, pode-se definir o sinal de referência de velocidade $\dot{\vartheta}_r(t)$ como

$$\dot{\vartheta}_r = \hat{J}^{-1}(\vartheta) v_k, \quad (2.119)$$

e usando a relação de cinemática direta (2.5) e o erro virtual de velocidade (2.95), o movimento do efetuador no espaço operacional \mathcal{O} é descrito por:

$$\mathbf{v} = v_k + \hat{J}(\vartheta) \sigma + [J(\vartheta) - \hat{J}(\vartheta)] \dot{\vartheta}, \quad (2.120)$$

ou, equivalentemente,

$$\dot{p} = \mathbf{v}_h + \hat{J}_p(\vartheta) \sigma + [J_p(\vartheta) - \hat{J}_p(\vartheta)] \dot{\vartheta}, \quad (2.121)$$

$$\omega = \mathbf{v}_q + J_o(\vartheta) \sigma, \quad (2.122)$$

onde \mathbf{v}_h e \mathbf{v}_q são os sinais de controle híbrido e de controle de orientação respectivamente. A estratégia de controle em cascata é definida a partir de (2.95) simplesmente fazendo:

$$\dot{\vartheta}_m = \hat{J}^{-1}(\vartheta) v_k + \lambda e, \quad \ddot{\vartheta}_m = \dot{\hat{J}}^{-1}(\vartheta) v_k + \hat{J}^{-1}(\vartheta) \dot{v}_k + \lambda \dot{e}. \quad (2.123)$$

Agora, considerando-se as propriedades de passividade do esquema de controle híbrido de posição e força (usando o Corolário 1) e do esquema de controle adaptativo do robô (usando o Teorema 7) pode-se aplicar o Teorema 4 para analisar a

estabilidade do sistema completo interconectado. Os subsistemas em cascata são identificados pelos seguintes estados correspondentes como:

$$\begin{aligned}\Sigma_1: \mathbf{x}_1^T &= \begin{bmatrix} \xi_p^T & \xi_f^T & e_{qv}^T \end{bmatrix}, & \mathbf{y}_1 &= \hat{J}_p^T (\Sigma_p \xi_p + \Sigma_f \xi_f) + J_o^T e_{qv}, \\ \Sigma_2: \mathbf{x}_2^T &= \begin{bmatrix} e^T & \dot{e}^T & \hat{a}^T & \hat{b}^T \end{bmatrix}, & \mathbf{y}_2 &= \sigma,\end{aligned}$$

onde $d = (J - \hat{J})\dot{\vartheta}$ é uma perturbação limitada, que depende das incertezas no modelo cinemático do robô.

Portanto, a partir do Teorema 4 pode-se mostrar que todos os sinais do sistema são limitados e que $\sigma(t)$ e $\epsilon(t)$ convergem para zero assintoticamente. Isto implica que (i) $\lim_{t \rightarrow \infty} e(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} \dot{e}(t) = 0$, (ii) $\lim_{t \rightarrow \infty} \xi_p(t) = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} \xi_f(t) = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qv}(t) = 0$ e, conseqüentemente, $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qs}(t) = \pm 1$, provando a estabilidade assintótica quase-global dos sistemas interconectados em malha-fechada. É interessante notar que a estrutura em cascata proposta também pode ser implementada usando um controlador robusto de movimento do robô com propriedades de passividade similares (Slotine & Li 1991).

2.10 Conclusão

Neste capítulo apresenta-se alguns aspectos sobre a modelagem cinemática e dinâmica para robôs manipuladores, destacando-se as principais propriedades que são úteis para a análise e o projeto de controladores. O esquema de controle híbrido cinemático é discutido e as estratégias convencionais de controle de posição, controle de força e controle de orientação são apresentadas. Um esquema de controle adaptativo cinemático, baseado em uma lei de adaptação composta, é desenvolvido para considerar a presença de incertezas no modelo cinemático do robô.

Quando a geometria da superfície não é plana deve-se considerar no projeto de controle a orientação do sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b , em geral variante no tempo. Deste modo, é possível realizar o desacoplamento das variáveis de controle no espaço da restrição \mathcal{C} , onde a tarefa é naturalmente descrita e as matrizes de seleção são constantes. Por isso, nesta tese, apresenta-se um método de controle híbrido baseado em um termo dependente da orientação para solucionar o problema de interação sobre superfícies com geometria de curvatura regular (Leite et al. 2010).

Uma abordagem alternativa para solucionar o problema de controle híbrido de posição e força para robôs com dinâmica não-desprezível consiste em utilizar uma estratégia de controle em cascata, onde um esquema de controle híbrido cinemático é interconectado com um esquema de controle dinâmico de movimento para o robô,

conduzindo a um sistema estável em malha-fechada. Considerando a presença de incertezas na cinemática e na dinâmica do robô um esquema de controle adaptativo direto/indireto é introduzido, baseado em vetores regressores para os parâmetros mecânicos do robô e para a força de contato. A análise de estabilidade e convergência para os sistemas interconectados é desenvolvida a partir da teoria de estabilidade de Lyapunov e do formalismo de passividade.

Capítulo 3

Servovisão Robótica 2D e 3D

Nas últimas décadas, câmeras de vídeo surgiram como um sensor útil para localizar e medir a posição de objetos em um ambiente. Na área de robótica, em particular, as câmeras são usadas em diversas aplicações industriais, militares, médicas e acadêmicas. Por isso, muitas ferramentas de *hardware* e *software* para processamento de imagem foram desenvolvidas para uso em calibração, inspeção, localização e posicionamento. Além disso, os sensores de visão são componentes essenciais para o desenvolvimento de sistemas robóticos autônomos, móveis e flexíveis. Estas características são necessárias para que robôs operem em ambientes desconhecidos ou pouco estruturados, e compartilhem o espaço de trabalho com operadores humanos e inclusive com outros robôs (Siciliano et al. 2008).

Desde meados dos anos 70, as câmeras são utilizadas em sistemas de controle para corrigir trajetórias de robôs e aumentar a precisão de tarefas (Shirai & Inoue 1973). Em paralelo com o surgimento de novas tecnologias em câmeras de vídeo e o desenvolvimento de métodos para calibração e posicionamento, existe o interesse em utilizar a visão para fornecer controle de posição em malha-fechada para o efetuador de um robô - isto é definido como servovisão (Hutchinson et al. 1996). Então, a servovisão consiste em controlar um robô para manipular o seu espaço de trabalho usando a visão, ao invés de apenas observar o ambiente. Nesta tese, o objetivo é utilizar a servovisão para controlar a posição do efetuador do robô com respeito a um alvo ou um conjunto de características da imagem, a fim de realizar tarefas de seguimento de trajetórias. A tarefa de seguimento também pode ser definida para robôs móveis, onde o objetivo é controlar a posição do veículo com respeito à alguns marcos (Dixon et al. 2001, Mariottini et al. 2007). Neste contexto, o problema de rastreamento de trajetórias baseado em informações visuais foi tratado sob o ponto de vista teórico em diversas publicações (Fujita & Kawai 2007, Kelly et al. 2000, Papanikolopoulos et al. 1993, Zergeroglu et al. 2001).

Porém, observa-se que (i) a presença de incertezas paramétricas pode comprometer o desempenho do controlador afetando a precisão da tarefa, e (ii) para determinados tipos de movimento do robô no espaço de trabalho, o modelo do sistema de servovisão torna-se não-linear dificultando a aplicação de técnicas de controle convencionais. Por isso, algumas técnicas adaptativas foram propostas para considerar as incertezas de modelagem no projeto de controle, particularmente com respeito à calibração da câmera e aos parâmetros mecânicos do robô, a fim de melhorar o desempenho do sistema (Astolfi et al. 2002, Bishop & Spong 1999, Kelly 1996, Nasisi & Carelli 2003, Zachi, Hsu, Ortega & Lizarralde 2006, Zergeroglu et al. 2001).

Contudo, em alguns desses esquemas o controlador adaptativo de movimento do robô apresenta uma matriz regressora que depende da velocidade da imagem. Por isso, esses esquemas de controle podem ser restritivos do ponto de vista prático, uma vez que as medidas da velocidade são prejudicadas por dados ruidosos da imagem da câmera (Kano et al. 2001). Este fato motiva o desenvolvimento de estratégias de servovisão adaptativa 2D e 3D, livre da medição da velocidade da imagem, para controlar a pose de um robô manipulador de 3-DOF quando os parâmetros de calibração da câmera, bem como os parâmetros cinemáticos e dinâmicos do robô são ambos incertos (Leite et al. 2011, Lizarralde et al. 2008).

3.1 Formulação do Problema de Servovisão 3D

Considere o problema de controlar um robô manipulador de 3-DOF para realizar o seguimento de uma trajetória tridimensional, especificada no espaço da imagem \mathcal{I} de uma câmera monocular (Figura 3.1). A idéia chave é empregar a realimentação visual obtida a partir de uma câmera fixa e não-calibrada, montada no espaço de trabalho do robô, para permitir o seguimento da trajetória ao longo das direções x, y, z sem a medição da profundidade cartesiana e da velocidade da imagem.

Uma vez que os movimentos do efetuador são realizados em uma ambiente tridimensional, três graus de mobilidade devem ser controlados usando a abordagem de servovisão. Deste modo, pelo menos três características da imagem independentes precisam ser extraídas a partir da imagem de um objeto alvo, fixado no efetuador do robô, a fim de realizar a tarefa de interesse.

Nesta tese, o *centróide* da imagem do alvo será usado para fornecer rastreamento planar 2D com relação a uma trajetória de imagem desejada, enquanto a *área* da imagem do alvo será extraída para fornecer rastreamento de profundidade 1D com respeito a uma profundidade da imagem desejada. Embora, essas duas tarefas possam interagir de uma forma significativa pode-se demonstrar, no decorrer desta seção, que elas são de fato apenas parcialmente acopladas. Por isso, o projeto de

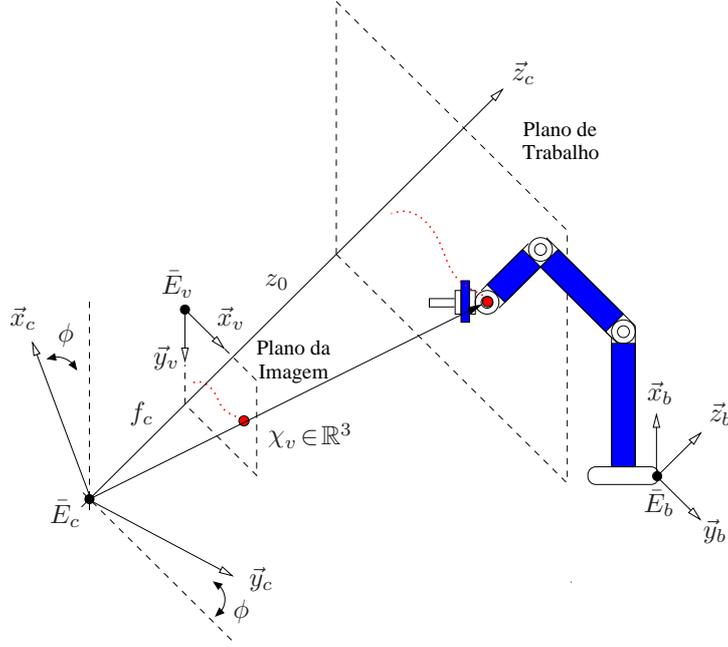


Figura 3.1: Sistema de Servovisão Robótica 3D.

controle pode ser simplificado, e o sistema de servovisão completo pode ser dividido em dois subsistemas de controle por visão, conforme será apresentado a seguir.

3.1.1 Subsistema Planar (2D)

Seja $p_c \in \mathbb{R}^3$ o vetor posição do centróide do objeto expresso no sistema de coordenadas da câmera \bar{E}_c e $p_b \in \mathbb{R}^3$ o vetor posição do centróide do mesmo objeto expresso no sistema de coordenadas da base do robô \bar{E}_b . Aqui, assume-se que os sistemas de coordenadas da base e da câmera estão alinhados somente com respeito ao eixo z . Deste modo, as coordenadas dos dois vetores estão relacionadas por

$$\begin{bmatrix} x_c \\ y_c \\ z_c \end{bmatrix} = R(\phi) \begin{bmatrix} x_b \\ y_b \\ z_b \end{bmatrix} + T, \quad (3.1)$$

onde $R(\phi) \in SO(3)$ é uma matriz de rotação elementar (constante) em torno do eixo z , que considera o ângulo de *desalinhamento*¹ da câmera $\phi \in \left(-\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2}\right)$ com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b e $T \in \mathbb{R}^3$ é um vetor de translação constante. Note que, a posição do objeto alvo $p_b \in \mathbb{R}^3$ e a posição do efetuador do robô $p \in \mathbb{R}^3$, ambas expressas com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b , possuem as mesmas coordenadas cartesianas e por isso pode-se considerar $p = p_b$, sem perda de generalidade.

¹O problema da restrição usual imposta ao ângulo de desalinhamento da câmera $\phi \in \left(-\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2}\right)$ foi solucionado em (Oliveira et al. 2009) a partir de um esquema de controle baseado em modos deslizantes e funções de monitoração.

A partir do modelo de projeção perspectiva frontal de uma câmera *pinhole* (Hutchinson et al. 1996), considere $p_v \in \mathbb{R}^2$ o vetor posição do centróide do objeto expresso no sistema de coordenadas da imagem \bar{E}_v , dado em termos de suas coordenadas por

$$\begin{bmatrix} x_v \\ y_v \end{bmatrix} = \frac{f_c}{z_c} \begin{bmatrix} \alpha_1 & 0 \\ 0 & \alpha_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_c \\ y_c \end{bmatrix}, \quad (3.2)$$

onde $f_c \in \mathbb{R}^+$ é a distância focal da lente da câmera (em geral, $z_c \gg f_c$), $z_c \in \mathbb{R}^+$ é a distância entre o ponto focal da câmera e o plano de trabalho (profundidade), $\alpha_1, \alpha_2 \in \mathbb{R}^+$ são os fatores de escalamento da câmera (pixel mm^{-1}). A relação de cinemática diferencial expressa no sistema de coordenadas da imagem \bar{E}_v é estabelecida usando (3.1) e (3.2) como

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_v \\ \dot{y}_v \end{bmatrix} = \frac{1}{z_c} \begin{bmatrix} f_c \alpha_1 & 0 & -x_v \\ 0 & f_c \alpha_2 & -y_v \end{bmatrix} R(\phi) \begin{bmatrix} \dot{x}_b \\ \dot{y}_b \\ \dot{z}_b \end{bmatrix}. \quad (3.3)$$

Considerando que o robô é puramente cinemático e que a velocidade do efetuador pode ser diretamente controlada, pode-se assumir que $v = [\dot{x}_b \ \dot{y}_b \ \dot{z}_b]^T$, onde $v \in \mathbb{R}^3$ é o sinal de controle a ser projetado.

3.1.2 Subsistema de Profundidade (1D)

Agora, considera-se a descrição de profundidade na formulação apresentada. Seja $A_v \in \mathbb{Z}$ a área projetada do objeto de interesse, expressa no sistema de coordenadas da imagem \bar{E}_v , cuja dinâmica é dada por (Flandin et al. 2000, Zachi, Hsu, Ortega & Lizarralde 2006)

$$\dot{A}_v = \left(\frac{-2A_v}{z_c} \right) \dot{z}_c. \quad (3.4)$$

Aqui, as seguintes hipóteses serão adotadas:

(H1) Um objeto alvo com geometria esférica é usado para que a área projetada no espaço da imagem \mathcal{I} seja invariante com respeito a rotações do objeto no ambiente tridimensional.

(H2) A área projetada do objeto alvo A_v é limitada e satisfaz a inequação

$$A_{min} < A_v(t) < A_{max}, \quad (3.5)$$

para qualquer tempo t que pertença ao intervalo $[0, \infty)$, onde $A_{min} > 0$.

(H3) $\text{sgn}(z_c)$ é assumido ser constante e conhecido. Sem perda de generalidade, assume-se que $z_c > 0$.

3.1.3 Modelo Translacional Completo

A partir de (3.1) tem-se $\dot{z}_c = \dot{z}_b$, e o modelo cinemático completo do sistema de servovisão 3D é dado por:

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_v \\ \dot{y}_v \\ \dot{A}_v \end{bmatrix} = \frac{1}{z_c} \begin{bmatrix} f_c \alpha_1 & 0 & -x_v \\ 0 & f_c \alpha_2 & -y_v \\ 0 & 0 & -2A_v \end{bmatrix} R(\phi) v. \quad (3.6)$$

Considerando $\chi_v = [x_v \ y_v \ A_v]^T$ o vetor de característica da imagem e $v = [v_x \ v_y \ v_z]^T$ o vetor de velocidade translacional, o modelo do sistema (3.6) pode ser reescrito como

$$\dot{\chi}_v = \frac{1}{z_c} J_v(\chi_v) v, \quad (3.7)$$

com

$$J_v(\chi_v) = \begin{bmatrix} f_c \alpha_1 \cos(\phi) & f_c \alpha_1 \sin(\phi) & -x_v \\ -f_c \alpha_2 \sin(\phi) & f_c \alpha_2 \cos(\phi) & -y_v \\ 0 & 0 & -2A_v \end{bmatrix}, \quad (3.8)$$

onde a matriz J_v é denominada Jacobiano da imagem (Chaumette & Hutchinson 2006, Hutchinson et al. 1996). No que se segue, será mostrado que extraindo a área projetada do objeto alvo a partir da imagem da câmera, o sinal de controle cartesiano $v \in \mathbb{R}^3$ pode ser projetado mesmo quando a medição direta da profundidade z_c não está disponível (Leite et al. 2011, Zachi, Hsu, Lizarralde & Leite 2006).

3.2 Controle Dinâmico para Manipuladores

Incertos usando Servovisão Adaptativa 2D

Nesta seção, considera-se o problema de rastreamento visual para robôs manipuladores com dinâmica não-desprezível, na presença de incertezas nos parâmetros de calibração da câmera e no modelo do robô. Uma estratégia adaptativa é desenvolvida para sistemas de servovisão baseados na estrutura *image-based look-and-move*, para permitir o rastreamento de uma trajetória de referência 2D a partir de uma câmera monocular fixa, com eixo óptico perpendicular ao plano da tarefa, sem o uso de medições da velocidade da imagem.

Para formular o problema de controle adaptativo multivariável relacionado ao esquema de calibração adaptativa da câmera, livre da informação da velocidade da imagem, uma planta linear incerta com grau relativo dois deve ser considerada. A solução proposta é baseada em um esquema de controle adaptativo por modelo de referência (MRAC) recentemente proposto para sistemas MIMO com grau relativo dois (Hsu et al. 2007) usando o método de fatoração SDU (Costa et al. 2003).

A partir de uma estratégia de controle em cascata, o esquema de calibração *on-line* da câmera é combinado com um esquema de controle adaptativo direto/indireto de movimento para o robô, que considera as incertezas na sua cinemática e dinâmica não-lineares. A análise de estabilidade e convergência do sistema adaptativo completo é baseada na teoria de estabilidade de Lyapunov e no paradigma de passividade. Resultados de simulação são apresentados para ilustrar a eficiência e a aplicabilidade do esquema de servovisão adaptativa 2D proposto.

3.2.1 Servovisão 2D com Profundidade Constante

Considere o problema de seguimento de uma trajetória de referência 2D com um robô manipulador de 3-DOF usando uma câmera fixa e não-calibrada, montada no espaço de trabalho do robô (vide Figura 3.1). Aqui, assume-se a seguinte hipótese:

(H4) O eixo óptico da câmera é *perpendicular* ao plano da tarefa. Portanto, a profundidade z_c entre o plano da tarefa e o plano da imagem permanece *constante*.

Seja $p_v \in \mathbb{R}^2$ a posição do centróide do objeto alvo e $p_{vd} \in \mathbb{R}^2$ a trajetória de referência desejada, ambas expressas no sistema de coordenadas da imagem \bar{E}_v . Então, o objetivo de controle pode ser descrito por:

$$p_v \rightarrow p_{vd}(t), \quad e_v = p_v - p_{vd}(t) \rightarrow 0, \quad (3.9)$$

onde $e_v \in \mathbb{R}^2$ é o erro de rastreamento de imagem. A partir do modelo de projeção perspectiva frontal de uma câmera *pinhole*, o espaço operacional \mathcal{O} pode ser relacionado com espaço da imagem \mathcal{I} usando a seguinte transformação de coordenadas (Hutchinson et al. 1996):

$$p_v = K_v p + p_{v0}, \quad (3.10)$$

com

$$K_v = \frac{f_c}{z_c} \begin{bmatrix} \alpha_1 \cos(\phi) & \alpha_1 \sin(\phi) \\ -\alpha_2 \sin(\phi) & \alpha_2 \cos(\phi) \end{bmatrix}, \quad (3.11)$$

onde $p \in \mathbb{R}^2$ é a posição do efetuador expressa no sistema de coordenadas da base \bar{E}_b e obtida a partir do mapeamento de cinemática direta $p = k(\vartheta)$, $\vartheta \in \mathbb{R}^2$ é o vetor de ângulos das juntas do manipulador, $p_{v0} \in \mathbb{R}^2$ é um vetor constante, $K_v \in \mathbb{R}^{2 \times 2}$ é a matriz (constante) de transformação câmera/espaço de trabalho e $z_c \in \mathbb{R}^+$ é a distância total (constante) entre o ponto focal da câmera e o plano da tarefa.

De acordo com a hipótese (H4), para movimentos do efetuador restritos ao plano da tarefa, a profundidade z_c é constante ($z_c = z_0$). Por isso, o problema de controle

cartesiano no espaço da imagem pode ser descrito a partir de (3.10) por:

$$\dot{p}_v = K_v \dot{p} = K_v v, \quad (3.12)$$

onde $v \in \mathbb{R}^2$ é o sinal de controle a ser projetado com lei de controle cinemática $\dot{\vartheta} = J_p^{-1}(\vartheta) v$. Então, o problema de rastreamento visual é formulado em como projetar $v(t) \in \mathbb{R}^2$ em (3.12) para garantir a convergência assintótica do erro de rastreamento de imagem $e_v(t)$ para zero, conforme t tende para infinito. Para alcançar este objetivo, duas hipóteses básicas são consideradas:

(H5) A trajetória desejada da imagem $p_{vd}(t)$ é definida dentro do espaço de trabalho do robô, e a velocidade desejada da imagem $\dot{p}_{vd}(t)$ é conhecida e limitada;

(H6) Os movimentos do manipulador são planejados para evitar as singularidades do Jacobiano.

A partir destas hipóteses os problemas relacionados a oclusão do alvo no espaço da imagem podem ser evitados e a inversa da matriz Jacobiana sempre existe. Na maioria das aplicações robóticas, a trajetória de referência para o efetuador do robô é, em geral, especificada no espaço da tarefa \mathcal{T} , isto é, o espaço operacional \mathcal{O} ou o espaço da imagem \mathcal{I} . Se K_v é uma matriz *conhecida*, pode-se obter a trajetória desejada em coordenadas generalizadas $\vartheta_m \in \mathbb{R}^2$ por

$$\vartheta_m = k^{-1}(p_d), \quad p_d = K_v^{-1} (p_{vd} - p_{v0}). \quad (3.13)$$

Por outro lado, se $J_p(\vartheta)$ e K_v são matrizes *conhecidas*, pode-se também obter a trajetória desejada em coordenadas generalizadas integrando

$$\dot{\vartheta}_m = J_p^{-1} \dot{p}_d, \quad \dot{p}_d = K_v^{-1} \dot{p}_{vd}. \quad (3.14)$$

Entretanto, nesta seção, considera-se o caso onde (i) os parâmetros cinemáticos e dinâmicos do robô são *incertos*, e (ii) a câmera não está calibrada. Portanto, os parâmetros b e a em (2.8) e (2.14), bem como a transformação câmera/espaço de trabalho K_v em (3.12) são ambos *desconhecidos*, e por isso p_d e ϑ_m não podem ser precisamente calculados.

Note que, a partir de (2.5) e (3.10), o modelo dinâmico do robô (2.10) *livre de contato*, pode ser expresso no espaço da imagem \mathcal{I} por:

$$M_v(\vartheta) \ddot{p}_v + C_v(\vartheta, \dot{\vartheta}) \dot{p}_v + g_v(\vartheta) = Y_v(\vartheta, \dot{\vartheta}, \dot{p}_v) a_v = \tau_v, \quad (3.15)$$

onde

$$M_v(\vartheta) = J_v^{-T}(\vartheta) M(\vartheta) J_v^{-1}(\vartheta), \quad (3.16)$$

$$C_{\vartheta}(\vartheta, \dot{\vartheta}) = J_v^{-T}(\vartheta) [C(\vartheta, \dot{\vartheta}) - M(\vartheta) J_p^{-1}(\vartheta) \dot{J}_p(\vartheta)] J_v^{-1}(\vartheta), \quad (3.17)$$

$$g_v(\vartheta) = J_v^{-T}(\vartheta) g(\vartheta), \quad (3.18)$$

$$\tau_v = J_v^{-T}(\vartheta) \tau, \quad (3.19)$$

e $J_v(\vartheta) = K_v J_p(\vartheta)$. No caso em que a , b e K_v são ambos *incertos*, uma solução adaptativa padrão (Ioannou & Sun 1996) pode adaptar a , b e K_v^{-1} separadamente. Curiosamente, este é o procedimento que geralmente é realizado na literatura de robótica (Nasisi & Carelli 2003, Zergeroglu et al. 2001), isto é, os esquemas de controle adaptativo do robô e de servovisão adaptativa da câmera são projetados separadamente. Note ainda que, o robô é passivo de $\tau_v \mapsto \dot{p}_v$, mas não necessariamente de $J_p^{-T}(\vartheta) \tau \mapsto \dot{p}_v$ (Slotine & Li 1991).

3.2.2 Estratégia em Cascata para Servovisão 2D

Nesta seção, a idéia é utilizar uma estratégia de controle em cascata para solucionar o problema de servovisão adaptativa 2D para robôs manipuladores com dinâmica não-desprezível, na presença de incertezas nos parâmetros do sistema câmera-robô. A partir dos passos (S1)-(S3) da estratégia de controle em cascata apresentada na Seção 2.9.2, o problema de controle cartesiano no espaço da imagem (3.12) pode ser reformulado como:

$$\dot{p}_v = K_v v + K_v J_p(\vartheta) \dot{e}. \quad (3.20)$$

Então, verifica-se que esta abordagem somente difere do caso de servovisão cinemática 2D (3.12) por um sinal $\dot{e}(t)$ que converge assintoticamente para zero.

Recentemente, baseado na formulação (3.20), alguns esquemas de servovisão adaptativa foram propostos em (Leite et al. 2009b, Nasisi & Carelli 2003, Zachi, Hsu, Ortega & Lizarralde 2006, Zergeroglu et al. 2001) para lidar com a incerteza nos parâmetros de calibração da câmera, particularmente, com respeito aos fatores de escalamento e o ângulo de orientação da câmera. Estes esquemas também poderiam considerar as incertezas nos parâmetros dinâmicos do robô. Entretanto, o controlador adaptativo de movimento do robô envolve uma matriz regressora que depende da velocidade da imagem. De fato, no esquema adaptativo proposto em (Leite et al. 2009b, Zachi, Hsu, Ortega & Lizarralde 2006), um sistema de servovisão com grau relativo $n^* = 1$ de v para p_v é obtido definindo-se $\dot{\vartheta}_m = J_p^{-1}(\vartheta) v + \lambda e$. Como um resultado, o cálculo de $\ddot{\vartheta}_m$ requer o conhecimento de \dot{v} e, conseqüentemente, a derivada temporal de p_v . Porém, sabe-se que a medição de velocidade é afetada por dados ruidosos da imagem da câmera. Por isso, tais esquemas de controle poderiam

ser restritivos do ponto de vista prático. Isto motiva o desenvolvimento de uma esquema de servovisão adaptativa livre da medição da velocidade da imagem. Neste contexto, definindo-se

$$\dot{\vartheta}_m = J_p^{-1}(\vartheta) H^{-1}(s) [v + \lambda J_p(\vartheta) \dot{\vartheta}] , \quad (3.21)$$

para algum polinômio Hurwitz de 1ª ordem $H(s)$, o sistema de servovisão resultante possui grau relativo $n^* = 2$,

$$\ddot{\vartheta}_m = K_v [v + H(s) J_p(\vartheta) \dot{\vartheta}] , \quad (3.22)$$

e portanto, pode ser controlado usando o esquema de controle adaptativo que será apresentado a seguir, com a vantagem que $\ddot{\vartheta}_m$ não depende mais da derivada temporal de v , e conseqüentemente da velocidade da imagem. Note que, considerando a existência de incertezas paramétricas nos modelos cinemático (2.5) e dinâmico (2.10) do robô pode-se utilizar o esquema de controle adaptativo direto/indireto apresentado na Seção 2.9.3.

Então, baseado na estratégia de controle em cascata apresentada na Seção 2.9.2, o sinal de referência de velocidade $\dot{\vartheta}_r(t)$ pode ser definido como

$$\dot{\vartheta}_r = \hat{J}_p^{-1}(\vartheta) H^{-1}(s) [v + \lambda \hat{J}_p(\vartheta) \dot{\vartheta}] , \quad (3.23)$$

onde $H(s) = (s + \lambda)I$, e a partir do erro virtual de velocidade (2.95) o movimento do efetuador do robô no espaço da imagem \mathcal{I} é governado por

$$\ddot{\vartheta}_m = K_v [v + H(s) \hat{J}_p(\vartheta) \sigma] + K_v L(s) w , \quad (3.24)$$

onde $\sigma \in \mathbb{R}^2$ pode ser considerado como um sinal de perturbação que desaparece, uma vez que a partir do Teorema 5 ele converge assintoticamente para zero, e $w \in \mathbb{R}^2$ é um sinal de perturbação (limitado) que surge devido às incertezas na cinemática do robô, isto é:

$$w = [J_p(\vartheta) - \hat{J}_p(\vartheta)] \dot{\vartheta} . \quad (3.25)$$

Deste modo, a estratégia de controle em cascata pode ser obtida simplesmente definindo

$$\dot{\vartheta}_m = \dot{\vartheta}_r + \lambda e , \quad \ddot{\vartheta}_m = \ddot{\vartheta}_r + \lambda \dot{e} , \quad (3.26)$$

onde $\ddot{\vartheta}_m$ depende de v (ao invés de \dot{v}), uma vez que

$$\ddot{\vartheta}_r = \hat{J}_p^{-1}(\vartheta) [v - \dot{\hat{J}}_p(\vartheta) \dot{\vartheta}_r] + \lambda \sigma . \quad (3.27)$$

É interessante notar que a estrutura em cascata proposta também pode ser implementada usando um controlador robusto de movimento do robô com propriedades de passividade similares (Slotine & Li 1991). A Figura 3.2 apresenta um diagrama em blocos da estratégia de controle em cascata para o esquema de servovisão 2D conectado com o esquema de controle dinâmico de movimento do robô.

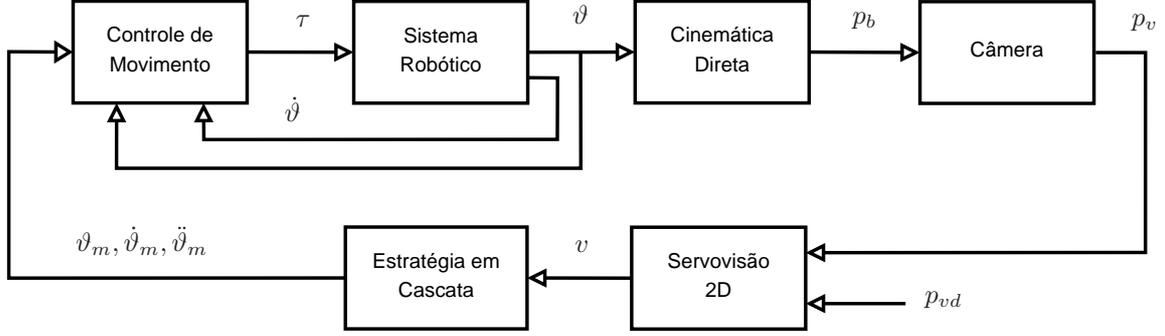


Figura 3.2: Diagrama em blocos da estrutura em cascata de servovisão 2D.

3.2.3 Servovisão Adaptativa 2D com Grau Relativo $n^*=2$

Nesta tese, o problema de servovisão adaptativa 2D sem medição da velocidade da imagem é formulado como um problema de controle adaptativo multivariável para plantas com grau relativo $n^*=2$. Como uma solução, utiliza-se a abordagem de controle adaptativo MIMO para sistemas com grau relativo $n^*=2$ baseada no método de fatoração SDU, recentemente proposta em (Costa et al. 2003). Então, para o projeto do controlador pode-se definir o vetor de estados $\mathbf{x}_v = [\mathbf{x}_{v1}^T \ \mathbf{x}_{v2}^T]^T$ com

$$\mathbf{x}_{v1} = p_v, \quad \mathbf{x}_{v2} = \dot{p}_v - K_v \hat{J}_p(\vartheta) \sigma - K_v w, \quad (3.28)$$

e obter a realização em espaço de estados para (3.24) como:

$$\dot{\mathbf{x}}_v = A \mathbf{x}_v + B K_v v + B_\sigma \hat{J}_p(\vartheta) \sigma + B_w w, \quad (3.29)$$

$$\mathbf{y}_v = C \mathbf{x}_v, \quad (3.30)$$

onde

$$A = \begin{bmatrix} 0 & I \\ 0 & 0 \end{bmatrix}; \quad B = \begin{bmatrix} 0 \\ I \end{bmatrix}; \quad B_\sigma = \begin{bmatrix} K_v \\ \lambda K_v \end{bmatrix};$$

$$B_w = \begin{bmatrix} K_v \\ 0 \end{bmatrix}; \quad C = [I \ 0].$$

Agora, define-se a trajetória desejada p_{vd} expressa no espaço da imagem \mathcal{I} por meio de um modelo de referência:

$$p_{vd} = G_m(s) r_v(t), \quad G_m(s) = \frac{\lambda_v^2}{(s + \lambda_v)^2} I, \quad (3.31)$$

onde $r_v(t) \in \mathbb{R}^2$ é um sinal de referência contínuo por partes e uniformemente limitado, e λ_v é um parâmetro positivo de livre escolha.

A abordagem MRAC (no inglês, *model reference adaptive control*) poderia conduzir a um controle por casamento de modelo (no inglês, *model matching control*) usando realimentação de saída. Aqui, adota-se uma abordagem mais simples considerando que a planta é essencialmente um duplo integrador, exceto pela matriz de ganho K_v . De fato, pode-se primeiro solucionar o problema para um sistema tipo duplo integrador com ganho matricial unitário, por realimentação de saída, determinando uma lei de controle $u_v := K_v v$. Deste modo, a lei de controle ideal u_v^* para (3.24) seria simplesmente $v^* = K_v^{-1} u_v^*$. Então, pode-se definir a parametrização de controle em termos de u_v que pode ser considerado como um vetor regressor que está disponível e depende apenas de sinais de entrada e saída. Por isso, uma lei de controle ideal u_v^* que promove o casamento com o modelo de referência é dada por:

$$u_v^* = -2\lambda_v \hat{p}_v - \lambda_v^2 p_v + \lambda_v^2 r_v, \quad (3.32)$$

$$\dot{z}_1 = -\lambda_0 z_1 + u, \quad (3.33)$$

$$\dot{z}_2 = -\lambda_0 z_2 + p_v, \quad (3.34)$$

$$\hat{p}_v = z_1 - \lambda_0^2 z_2 + \lambda_0 p_v, \quad (3.35)$$

onde $\lambda_0 > 0$ é uma parâmetro de livre escolha e em termos da variável $z = z_1 - \lambda_0^2 z_2$, as últimas três equações correspondem a um observador de ordem reduzida de \dot{p}_v .

Entretanto, note que u_v não pode ser mensurável uma vez que K_v é uma matriz *incerta*. A lei de controle ideal v^* que promove o casamento com o modelo para v é dada por $v^* = K_v^{-1} u_v^*$, que pode ser escrita

$$v^* = \theta^{*T} \omega_v - \frac{2\lambda_v}{\Lambda(s)} v, \quad (3.36)$$

com

$$\omega_v = \frac{2\lambda_v \lambda_0^2}{\Lambda(s)} p_v - (\lambda_v^2 + 2\lambda_v \lambda_0) p_v + \lambda_v^2 r_v, \quad (3.37)$$

onde $\theta^{*T} = K_v^{-1}$ e $\Lambda(s) = s + \lambda_0$. Note que, a partir de (3.32)-(3.35), u_v^* pode ser reescrita como

$$u_v^* = \xi^{*T} \nu + \xi_4^* r_v,$$

onde $\xi^{*T} = [-(2\lambda_v \lambda_0 + \lambda_v^2) \quad -2\lambda_v \quad 2\lambda_v \lambda_0^2]$, $\xi_4^* = \lambda_v^2$ e $\nu = [p_v^T \quad z_1^T \quad z_2^T]^T$.

3.2.3.1 - Sistema do Erro de Imagem

Agora, pode-se expressar o sistema do erro de imagem em termos de um estado aumentado $\mathbf{z}_v = [\mathbf{x}_v^T \quad z_1^T \quad z_2^T]^T$ combinando (3.29), (3.33) e (3.34), e definindo $u_v = K_v v$:

$$\dot{\mathbf{z}}_v = A_1 \mathbf{z}_v + B_1 K_v v + B_{cs} \hat{J}(\theta) \sigma + B_{cb} w, \quad (3.38)$$

$$\mathbf{y}_v = C_1 \mathbf{z}_v, \quad (3.39)$$

onde

$$A_1 = \begin{bmatrix} A & 0 & 0 \\ 0 & -\lambda_0 & 0 \\ C & 0 & -\lambda_0 \end{bmatrix}; \quad B_1 = \begin{bmatrix} B \\ I \\ 0 \end{bmatrix}; \quad B_{cs} = \begin{bmatrix} B_\sigma \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix};$$

$$B_{cb} = \begin{bmatrix} B_w \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}; \quad C_1 = [C \ 0 \ 0].$$

Adicionando e subtraindo v^* de v , e usando o fato que v^* é um controle por casamento de modelo (no inglês, *model matching control*), tem-se que

$$\dot{\mathbf{z}}_v = A_m \mathbf{z}_v + B_m r_v + B_m K_v (v - v^*) + B_{cs} \hat{J}_p(\vartheta) \sigma + B_{cb} w,$$

$$\mathbf{y}_v = C_m \mathbf{z}_v,$$

onde $A_m = A_1 + B_1 \xi^{*T}$, $B_m = B_1 \xi_4^*$ e $C_m = C_1$. Note que, a tripla $\{A_m, B_m, C_m\}$ corresponde a uma realização não-mínima do modelo de referência (3.31), onde o grau relativo de r_v para p_{vd} é $n^* = 2$ e, conseqüentemente, $C_m B_m = 0$.

Então, pode-se obter o sistema do erro de imagem em termos do estado do erro $\mathbf{z}_e = \mathbf{z}_v - \mathbf{z}_{vd}$ e do erro de rastreamento de imagem e_v como:

$$\dot{\mathbf{z}}_e = A_m \mathbf{z}_e + B_m K_v (v - v^*) + B_{cs} \hat{J}_p(\vartheta) \sigma + B_{cb} w, \quad (3.40)$$

$$e_v = C_m \mathbf{z}_e. \quad (3.41)$$

Deste modo, definindo

$$v = \hat{v} - \frac{2\lambda_v}{\Lambda(s)} v \quad (3.42)$$

e considerando (3.36) tem-se que:

$$\dot{\mathbf{z}}_e = A_m \mathbf{z}_e + B_m K_v (\hat{v} - \theta^{*T} \omega) + B_{cs} \hat{J}_p(\vartheta) \sigma + B_{cb} w, \quad (3.43)$$

$$e_v = C_m \mathbf{z}_e. \quad (3.44)$$

Pode-se reduzir este problema de controle adaptativo multivariável com grau relativo $n^* = 2$ para grau relativo $n^* = 1$ de acordo com (Ioannou & Sun 1996) definindo-se os sinais filtrados

$$\hat{v}_f = L_v^{-1}(s) \hat{v}, \quad \omega_f = L_v^{-1}(s) \omega_v, \quad (3.45)$$

com $L_v(s) = (s + \lambda_v) I$ e reescrevendo (3.40) como

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{z}}_e &= A_m \mathbf{z}_e + B_m K_v L_v(s) (\hat{v}_f - \theta^{*T} \omega_f) + B_{cs} \hat{J}_p(\vartheta) \sigma + B_{cb} w, \\ e_v &= C_m \mathbf{z}_e. \end{aligned}$$

Por simplicidade, introduz-se a seguinte notação: $\tilde{v}_f = \hat{v}_f - \theta^{*T} \omega_f$. Então, realizando a seguinte mudança de variável

$$\bar{\mathbf{z}}_e = \mathbf{z}_e - B_m K_v \tilde{v}_f \quad (3.46)$$

obtém-se

$$\dot{\bar{\mathbf{z}}}_e = A_m \bar{\mathbf{z}}_e + B_{m1} K_v \tilde{v}_f + B_{cs} \hat{J}_p(\vartheta) \sigma + B_{cb} w, \quad (3.47)$$

$$e_v = C_m \bar{\mathbf{z}}_e, \quad (3.48)$$

onde $B_{m1} = A_m B_m + \lambda_v B_m$. Note que, para obter o sistema (3.47) considera-se que $C_m B_m = 0$, e exceto pelo fato que K_v é uma matriz e $\bar{\mathbf{z}}_e, \tilde{v}_f$ são vetores, a equação do erro de imagem MIMO (3.47) possui a mesma forma que a equação do erro de imagem SISO convencional (Ioannou & Sun 1996). Então, para obter uma nova parametrização para o sistema de controle adaptativo MIMO deve-se realizar uma fatoração SDU da matriz K_v , tal que $K_v = S_v D_v U_v$, onde S_v é uma matriz simétrica definida positiva, D_v é uma matriz diagonal e U_v é uma matriz triangular unitária superior, respectivamente. Em geral, esta fatoração não é única e pode-se mostrar que, para qualquer $G_m(s)$ em (3.31), existe uma matriz $S_v = S_v^T$ definida positiva tal que $\{A_m, B_{m1} S_v, C_m\}$ é SPR (no inglês, *strictly positive real*) (Costa et al. 2003), isto é, existem matrizes definida positiva P e Q tais que:

$$A_m^T P + P A_m = -2Q, \quad S_v B_{m1}^T P = C_m. \quad (3.49)$$

Então, utiliza-se a fatoração SDU para a matriz K_v para obter uma nova forma para a equação do erro de imagem:

$$\dot{\bar{\mathbf{z}}}_e = A_m \bar{\mathbf{z}}_e + B_{m1} S_v D_v (\hat{v}_f - \hat{v}_f^*) + B_{cs} \hat{J}_p(\vartheta) \sigma + B_{cb} w, \quad (3.50)$$

$$e_v = C_m \bar{\mathbf{z}}_e, \quad (3.51)$$

onde

$$\hat{v}_f^* = U_v \theta^{*T} \omega_f + (I - U_v) \hat{v}_f.$$

Note que, as entradas desconhecidas de U_v são incorporadas na nova parametrização usando a decomposição $U_v \tilde{v}_f = \tilde{v}_f - (I - U_v) \tilde{v}_f$. A idéia chave de (3.50) é que a matriz diagonal D_v aparece no lugar de K_v , e agora uma hipótese pode ser estabelecida sobre os sinais das suas entradas d_1, d_2 .

3.2.3.2 - Estrutura do Controlador

Agora, pode-se formular a parametrização do controlador adaptativo para $v_f = [\hat{v}_{f1} \ \hat{v}_{f2}]^T$. De acordo com a abordagem de fatoração SDU (Costa et al. 2003, Hsu et al. 2007), um controle por casamento de modelo é expresso como

$$\hat{v}_f^* = \begin{bmatrix} \theta_1^{*T} \Psi_1 \\ \theta_2^{*T} \Psi_2 \end{bmatrix}, \quad (3.52)$$

onde $\theta_1^* \in \mathbb{R}^3$, $\theta_2^* \in \mathbb{R}^2$ e

$$\Psi_1^T := [\omega_f^T \ \hat{v}_{f2}], \quad \Psi_2 := \omega_f. \quad (3.53)$$

Portanto, a parametrização do sinal de controle filtrado é definida por

$$\hat{v}_f = \begin{bmatrix} \theta_1^T \Psi_1 \\ \theta_2^T \Psi_2 \end{bmatrix}, \quad (3.54)$$

onde θ_i é a estimativa de θ_i^* com erro paramétrico $\tilde{\theta}_i = \theta_i - \theta_i^*$. Então, a lei de adaptação é dada por (i=1,2)

$$\dot{\theta}_i = -\gamma_i \operatorname{sgn}(d_i) e_{vi} \Psi_i, \quad (3.55)$$

onde d_i são as entradas da matriz D_v . Agora, a fim de recuperar v em (3.42), tem-se a partir de (2.42) que

$$\hat{v} = \begin{bmatrix} \hat{v}_1 \\ \hat{v}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \hat{\theta}_1^T \Psi_1 + \theta_1^T \Omega_1 \\ \hat{\theta}_2^T \Psi_2 + \theta_2^T \Omega_2 \end{bmatrix}, \quad (3.56)$$

onde $\hat{\theta}_i$ é dado por (3.55) e

$$\Omega_1^T := [\omega_v^T \ \hat{v}_2]^T, \quad \Omega_2 := \omega_v. \quad (3.57)$$

Note que, a partir de (3.52) e (3.54), o sistema do estado do erro (3.50)-(3.51) pode ser reescrito como:

$$\dot{\bar{\mathbf{z}}}_e = A_m \bar{\mathbf{z}}_e + B_{m1} S_v D_v \xi + B_{cs} \hat{J}(\vartheta) \sigma + B_{cb} w, \quad (3.58)$$

$$e_v = C_m \bar{\mathbf{z}}_e, \quad (3.59)$$

onde $\xi = \tilde{\theta}^T \Psi$, $\tilde{\theta}^T = [\tilde{\theta}_1^T \tilde{\theta}_2^T]^T$ e $\Psi = \text{diag}(\Psi_1, \Psi_2)$. O algoritmo para o esquema de servovisão adaptativa 2D correspondente é apresentado na Tabela 3.1.

Tabela 3.1: Algoritmo do Esquema de Servovisão Adaptativa 2D sem medição da Velocidade da Imagem.

Servovisão Cinemática	$p = k(\vartheta), \quad \dot{p} = J_p(\vartheta) \dot{\vartheta} \quad \dot{\vartheta} = \hat{J}^{-1} v.$ $p_v = K_v p + p_{v0}, \quad \dot{p}_v = K_v \dot{p}.$
Vetores regressores	$\omega_v = \frac{2\lambda_v \lambda_0^2}{\Lambda(s)} p_v - (\lambda_v^2 + 2\lambda_v \lambda_0) p_v + \lambda_v^2 r_v.$ $\Omega_2^T = \omega_v^T, \quad \Omega_1^T = [\omega_v^T \hat{v}_2].$
Sinais filtrados	$\omega_f = L_v^{-1}(s) \omega_v, \quad \hat{v}_{fi} = \theta_i^T \Psi_i, \quad L_v(s) = (s + \lambda_v) I.$ $\Psi_2 = \omega_f, \quad \Psi_1^T = [w_f^T \hat{v}_{f2}].$
Erro de saída	$e_v = p_v - p_{vd}, \quad p_{vd} = G_m(s) r_v, \quad G_m(s) = \lambda_v^2 / (s + \lambda_v)^2.$
Lei de Adaptação	$\dot{\theta}_i = -\gamma_i \text{sgn}(d_i) e_{vi} \Psi_i, \quad \gamma_i > 0. \quad i = 1, 2.$
Servovisão Adaptativa	$v_i = \hat{v}_i - 2\lambda_c \Lambda^{-1}(s) v_i, \quad \hat{v}_i = \tilde{\theta}_i^T \Psi_i + \theta_i^T \Omega_i.$ $\Lambda(s) = (s + \lambda_0) I.$
Estratégia em Cascata	$\dot{\vartheta}_r = \hat{J}_p^{-1}(\vartheta) H^{-1}(s) [v + \lambda \hat{J}_p(\vartheta) \dot{\vartheta}], \quad H(s) = (s + \lambda) I.$
Modelo Dinâmico	$M(\vartheta) \ddot{\vartheta} + C(\vartheta, \dot{\vartheta}) \dot{\vartheta} + g(\vartheta) = \tau.$
Lei de Controle Dinâmico	$\tau = Y(\vartheta, \dot{\vartheta}, \ddot{\vartheta}_r, \ddot{\vartheta}_r) \hat{a} - K_d \sigma, \quad K_d = K_d^T > 0.$ $e = \vartheta - \vartheta_m, \quad \dot{\vartheta}_r = \dot{\vartheta}_m - \lambda e, \quad \sigma = \dot{\vartheta} - \dot{\vartheta}_r = \dot{e} + \lambda e.$
Estimador Gradiente	$\dot{\hat{p}} = W_J(\vartheta, \dot{\vartheta}) \hat{b}, \quad \dot{p}_F + \lambda_F p_F = \lambda_F \dot{p}.$ $\epsilon = \hat{p}_F - p_F, \quad p_F = W b, \quad W = \frac{\lambda_F}{s + \lambda_F} W_J(\vartheta, \dot{\vartheta}).$
Leis de Adaptação	$\dot{\hat{a}} = -\Gamma_d Y^T \sigma, \quad \Gamma_d = \Gamma_d^T > 0.$ $\dot{\hat{b}} = -\Gamma_k W_F^T \epsilon, \quad \Gamma_k = \Gamma_k^T > 0.$

3.2.4 Análise de Estabilidade

De acordo com (Ioannou & Sun 1996), considera-se a representação de estados (3.47)-(3.48). Na realidade, pode-se obter uma função de Lyapunov verdadeira para o sistema do erro, com o estado do erro completo, considerando $\omega_f = L_v^{-1}(s) \omega_v$. O vetor de erro $\tilde{\omega}_f := L_v^{-1}(s) (\omega_v - \omega_M)$, onde ω_M corresponde a realização do modelo de referência definido para alcançar (3.43)-(3.44), pode ser expressa como a saída de um filtro adequado e estável com entrada e_v , e conseqüentemente de $\bar{\mathbf{z}}_e$, de maneira similar a (Ioannou & Sun 1996, p.358)

$$\dot{\epsilon} = A_f \epsilon + B_f \bar{\mathbf{z}}_e, \quad \tilde{\omega}_f = C_f \epsilon + D_f \bar{\mathbf{z}}_e, \quad (3.60)$$

onde ε possui dimensão apropriada e A_f é uma matriz estritamente Hurwitz². As propriedades de estabilidade e passividade do sistema de servovisão adaptativa 2D proposto são enunciadas no seguinte teorema:

Teorema 8 (*Estabilidade do Esquema de Servovisão Adaptativa 2D*) *Considere os sistemas do erro (3.47)-(3.48) e (3.60), com controlador adaptativo (3.42) e (3.56), e lei de adaptação (3.55). Então, para P satisfazendo (3.49), o mapeamento $B_{cs} \hat{J}_p(\vartheta) \sigma + B_{cb} w \mapsto P \bar{\mathbf{z}}_e$ é estritamente passivo com respeito à saída, com função de armazenamento definida positiva dada por*

$$2V_L(\bar{\mathbf{z}}_e, \varepsilon, \tilde{\theta}_1, \tilde{\theta}_2) = \bar{\mathbf{z}}_e^T P \bar{\mathbf{z}}_e + \alpha \varepsilon^T P_1 \varepsilon + \tilde{\theta}_1^T |d_1| \gamma_1^{-1} \tilde{\theta}_1 + \tilde{\theta}_2^T |d_2| \gamma_2^{-1} \tilde{\theta}_2, \quad (3.61)$$

onde P_1 é uma matriz definida positiva satisfazendo $A_f^T P_1 + P_1 A_f = -Q_1$ para uma matriz definida positiva Q_1 . Então, as seguintes propriedades são válidas: (i) todos os sinais do sistema em malha-fechada são uniformemente limitados; (ii) $\lim_{t \rightarrow \infty} \bar{\mathbf{z}}_e(t) = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} \varepsilon(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} e_v(t) = 0$.

Prova: ver Apêndice D.8. ■

Então, considerando as propriedades de passividade do esquema de controle adaptativo de movimento do robô, usando o Teorema 5, e do esquema de servovisão adaptativa 2D usando o Teorema 8, pode-se aplicar o Teorema 4 para demonstrar a estabilidade do sistema completo em malha-fechada, onde os subsistemas conectados em cascata Σ_1 e Σ_2 são identificados pelos estados correspondentes como

$$\begin{aligned} \Sigma_1: \mathbf{x}_1^T &= \begin{bmatrix} \bar{\mathbf{z}}_e^T & \varepsilon^T & \theta_1^T & \theta_2^T \end{bmatrix}, & \mathbf{y}_1 &= P \bar{\mathbf{z}}_e, & d &= w. \\ \Sigma_2: \mathbf{x}_2^T &= \begin{bmatrix} e^T & \dot{e}^T & \hat{a}^T & \hat{b}^T \end{bmatrix}, & \mathbf{y}_2 &= \sigma. \end{aligned}$$

Portanto, a partir do Teorema 4, conclui-se que todos os sinais do sistema são limitados e os sinais $\sigma(t)$ e $\bar{\mathbf{z}}_e(t)$ tendem para zero assintoticamente. Isto implica que $\lim_{t \rightarrow \infty} e(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} e_v(t) = 0$, provando a estabilidade global do sistema completo em malha-fechada.

3.2.5 Resultados de Simulação: Servovisão 2D

Nesta seção, apresentam-se os resultados de simulação obtidos para ilustrar o desempenho do esquema de servovisão adaptativa 2D proposta. Aqui, considera-se os modelos cinemático (2.5) e dinâmico (2.10) do robô. As incertezas paramétricas são compensadas usando o esquema de controle adaptativo apresentado na Tabela 3.1.

²Uma matriz $A(t) \in \mathbb{R}^{n \times n}$ é estritamente Hurwitz se e somente se $\text{Re } \sigma_i[A(t)] < 0$ com $i = 1, \dots, n$ para $t \in [t_0, \infty)$.

O modelo de servovisão 2D considerado é descrito por (3.10)-(3.11). Nas simulações considera-se um manipulador de 2 elos movendo-se em um plano horizontal com equação de cinemática direta $p=k(\vartheta)$ dada por

$$p_1 = l_1 \cos(\vartheta_1) + l_2 \cos(\vartheta_1 + \vartheta_2), \quad (3.62)$$

$$p_2 = l_1 \sin(\vartheta_1) + l_2 \sin(\vartheta_1 + \vartheta_2), \quad (3.63)$$

onde $\vartheta = [\vartheta_1 \ \vartheta_2]^T$ é o vetor de ângulos das juntas do robô, l_1, l_2 denotam os comprimentos dos elos e os elementos do Jacobiano de posição $J_p(\vartheta) = \frac{\partial k(\vartheta)}{\partial \vartheta}$ são: $J_{11} = -b_1 \sin(\vartheta_1) - b_2 \sin(\vartheta_1 + \vartheta_2)$, $J_{12} = -b_2 \sin(\vartheta_1 + \vartheta_2)$, $J_{21} = b_1 \cos(\vartheta_1) + b_2 \cos(\vartheta_1 + \vartheta_2)$, $J_{22} = b_2 \cos(\vartheta_1 + \vartheta_2)$, com $b_1 = l_1$, $b_2 = l_2$.

Por outro lado, tem-se que os componentes das matrizes $M(\vartheta)$, $C(\vartheta, \dot{\vartheta})$ e $g(\vartheta)$ são: $M_{11} = a_1 + 2a_2 \cos(\vartheta_2)$, $M_{12} = M_{21} = a_3 + a_2 \cos(\vartheta_2)$, $M_{22} = a_3$, $h_2 = a_2 \sin(\vartheta_2)$, $C_{11} = -h_2 \dot{\vartheta}_2$, $C_{12} = -h_2(\dot{\vartheta}_1 + \dot{\vartheta}_2)$, $C_{21} = h_2 \dot{\vartheta}_1$, $C_{22} = 0$, $g_1 = a_4 g \sin(\vartheta_1) + a_5 g \sin(\vartheta_1 + \vartheta_2)$, $g_2 = a_5 g \sin(\vartheta_1 + \vartheta_2)$, com $a_1 = I_1 + m_1 l_{c1}^2 + I_2 + m_2 l_{c2}^2 + m_2 l_1^2$, $a_2 = m_2 l_1 l_{c2}$, $a_3 = I_2 + m_2 l_{c2}^2$, $a_4 = m_1 l_{c1} + m_2 l_1$, $a_5 = m_2 l_2$. Os valores dos parâmetros foram escolhidos para ser similares a (Kelly 1996): $m_1 = 9,5 \text{ kg}$; $l_1 = 0,20 \text{ m}$; $l_{c1} = 0,12 \text{ m}$; $I_1 = 4,3 \times 10^{-3} \text{ kg m}^2$; $m_2 = 4,5 \text{ kg}$; $I_2 = 6,1 \times 10^{-3} \text{ kg m}^2$; $l_2 = 0,16 \text{ m}$; $l_{c2} = 0,08 \text{ m}$; $g = 9,8 \text{ m s}^{-2}$.

A trajetória desejada p_{vd} foi projetada para ser a saída do modelo de referência $G_m(s) = 100/(s + 10)^2$ em resposta aos sinais de referência dados por

$$r_{v1} = c_1 \sin(w_r t) + c_2 + c_4 \sin(1.5 w_r t), \quad (3.64)$$

$$r_{v2} = c_1 \sin(w_r t + c_5) + c_3 + c_4 \sin(1.5 w_r t + c_5), \quad (3.65)$$

onde $w_r = 1 \text{ rad s}^{-1}$, $c_5 = 1,6 \text{ rad}$, $c_1 = c_4 = 50$ e $c_2 = c_3 = 300$. Os parâmetros usados nas simulações foram: $K_D = \text{diag}\{20, 2\}$; $\lambda_c = 10$; $\Gamma_d = 20 \text{ I}$; $\lambda_f = 1$; $\Gamma_k = 10 \text{ I}$; $\gamma_1 = \gamma_2 = 100$; $\lambda = 1$; $\lambda_0 = 10$; $\phi = -\frac{\pi}{6} \text{ rad}$; $f_c = 0,008 \text{ m}$, $z_0 = 0,64 \text{ m}$; $\alpha_1 = \alpha_2 = 72727 \text{ pixel m}^{-1}$. As condições iniciais são: $\vartheta(0) = [-\frac{\pi}{20} \ \frac{\pi}{2}]^T$, $p_{vd}(0) = [250 \ 450]^T$, $\theta_1(0) = [0,5 \ 0 \ 0]^T$; $\theta_2(0) = [0 \ -0,5]^T$, $\hat{a}(0) = 0,8 [a_1 \ a_2 \ a_3 \ a_4 \ a_5]^T$ e $\hat{b}(0) = 0,8 [b_1 \ b_2]^T$. Todas as outras condições iniciais são nulas.

Os resultados de simulações são apresentadas nas Figuras 3.3-3.5. A convergência assintótica do erro de rastreamento da imagem para um conjunto residual de 2 *pixels* é ilustrado na Figura 3.3 (a), enquanto a evolução no tempo do erro de posição angular é mostrado na Figura 3.3 (b). As Figuras 3.4 (a) e 3.4 (b) ilustram a convergência dos parâmetros cinemáticos e dinâmicos estimados do modelo do robô. A convergência dos parâmetros de calibração da câmera estimados é ilustrada nas Figuras 3.4 (c) e 3.4 (d). A evolução no tempo dos sinais de controle cartesiano e dos torques nas juntas é apresentada nas Figuras 3.3 (c) e 3.3(d), respectivamente.

O rastreamento de trajetória no espaço da imagem e no espaço cartesiano é descrito nas Figuras 3.5 (a) e 3.5 (b), onde pode-se observar que um desempenho satisfatório foi alcançado, apesar do evidente desalinhamento da câmera com respeito ao sistema de coordenadas da base do robô.

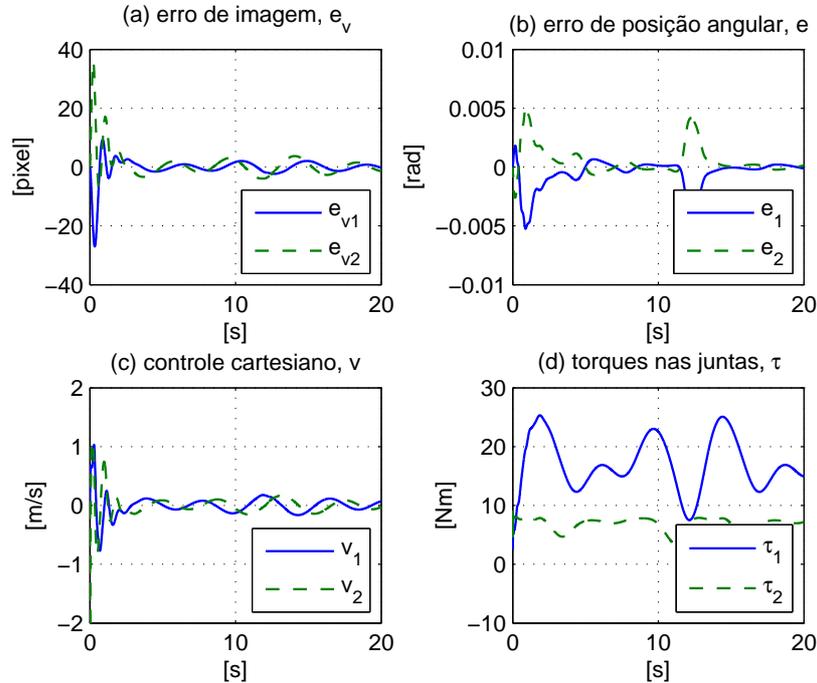


Figura 3.3: Erros e sinais de controle: (a) erro de rastreamento da imagem e_v , (b) erro de posição angular e , (c) controle cartesiano v , (d) torques das juntas τ .

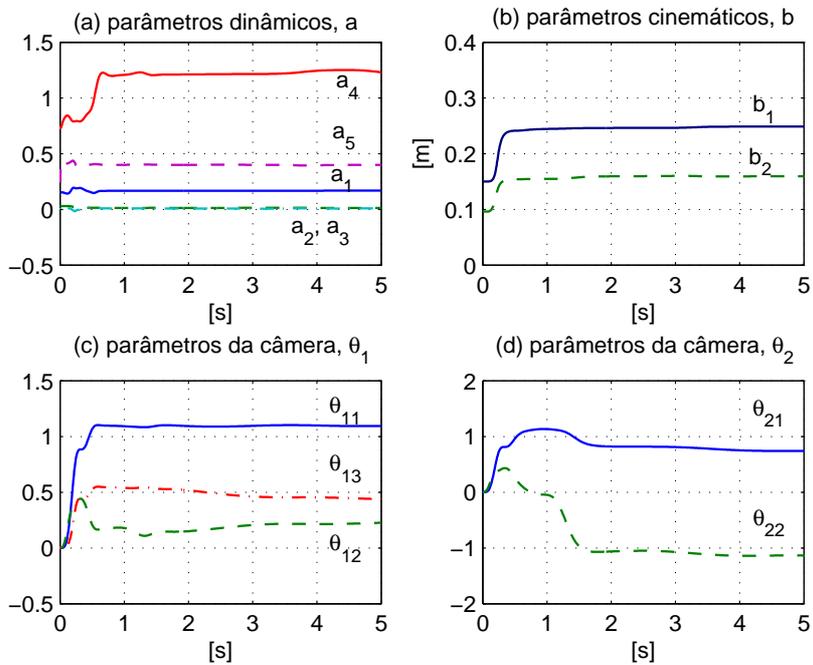


Figura 3.4: Parâmetros adaptados: (a) dinâmica do robô \hat{a} , (b) cinemática do robô \hat{b} , (c) calibração da câmera $\hat{\theta}_1$, (d) calibração da câmera $\hat{\theta}_2$.

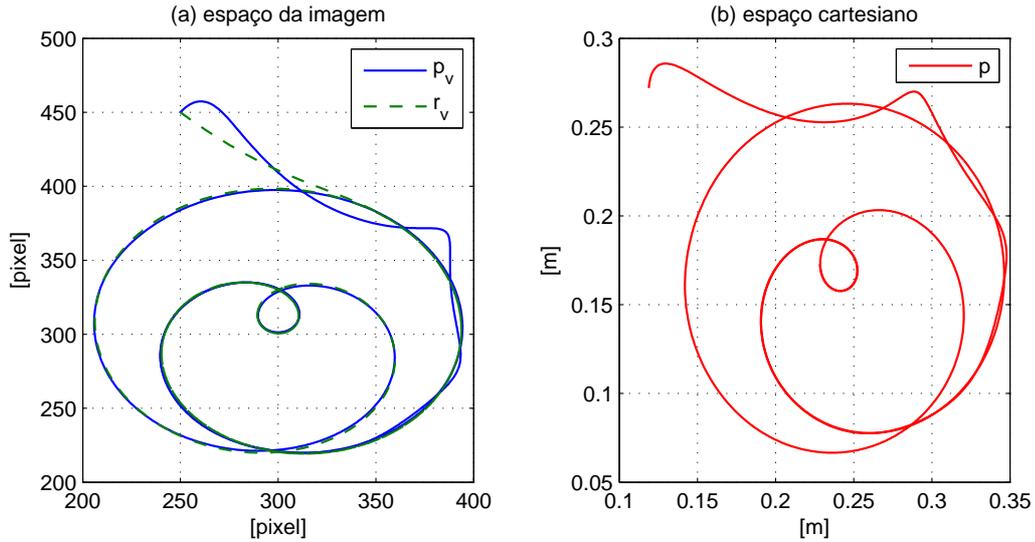


Figura 3.5: Rastreamento de trajetória: (a) espaço da imagem, (b) espaço cartesiano.

3.3 Servovisão Adaptativa 3D para Robôs com Cinemática e Dinâmica Incertas

Nesta seção considera-se o problema de servovisão adaptativa 3D para robôs manipuladores na presença de incertezas nos parâmetros do sistema câmera-robô. A partir de uma câmera fixa e não calibrada, o movimento cartesiano é decomposto em um movimento 2D sobre um plano ortogonal ao eixo óptico da câmera e em um movimento 1D paralelo a este eixo. Um esquema de servovisão adaptativa baseado em uma abordagem cinemática é desenvolvido para sistemas de servovisão do tipo *image-based look-and-move* para permitir rastreamento planar e de profundidade simultaneamente, sem o uso de medições da velocidade da imagem e de profundidade.

Uma estratégia de controle em cascata baseada em um método adaptativo direto/indireto é aplicada para considerar a incerteza na cinemática e na dinâmica do robô na solução apresentada. As propriedades de estabilidade e a análise de convergência são discutidas a partir de um formalismo baseado em funções de Lyapunov e passividade. Resultados de simulação são apresentados para ilustrar o desempenho e a viabilidade do esquema de servovisão adaptativa 3D proposto.

3.3.1 Estratégia em Cascata para Servovisão 3D

Nesta seção, a idéia é utilizar novamente uma estratégia de controle em cascata para solucionar o problema de servovisão adaptativa 3D para robôs manipuladores com dinâmica não-desprezível, na presença de incertezas nos parâmetros do sistema câmera-robô. A partir dos passos (S1)-(S3) da estratégia de controle em cascata apresentada na Seção 2.9.2, o problema de controle cartesiano no espaço da imagem

(3.7) pode ser reformulado como:

$$\dot{\chi}_v = \frac{1}{z_c} J_v(\chi_v) [v + J_p(\vartheta) \dot{e}]. \quad (3.66)$$

Então, verifica-se que esta abordagem somente difere do caso de servovisão cinemática 3D (3.7) por um sinal $\dot{e}(t)$ que converge assintoticamente para zero. Note que, considerando a presença de incertezas paramétricas nos modelos cinemático (2.5) e dinâmico (2.10) do robô pode-se utilizar o esquema de controle adaptativo direto/indireto desenvolvido na Seção 2.9.3.

Deste modo, baseado na estratégia de controle em cascata apresentada na Seção 2.9.2 o sinal de referência de velocidade $\dot{\vartheta}_r(t)$ pode ser definido como

$$\dot{\vartheta}_r = \hat{J}_p^{-1}(\vartheta) v, \quad (3.67)$$

e a partir do erro virtual de velocidade (2.95), o movimento do efetuador do robô no espaço da imagem \mathcal{I} é governado por

$$\dot{\chi}_v = \frac{1}{z_c} J_v(\chi_v) [v + \hat{J}_p(\vartheta) \sigma + w], \quad (3.68)$$

onde $\sigma \in \mathbb{R}^3$ pode ser considerado como um sinal de perturbação que desaparece, uma vez que a partir do Teorema 5 ele tende assintoticamente para zero, e $w \in \mathbb{R}^3$ é um sinal de perturbação (limitado) que surge devido às incertezas na cinemática do robô, dado por (3.25). Deste modo, a estratégia de controle em cascata pode ser obtida simplesmente definindo

$$\dot{\vartheta}_m = \hat{J}_p^{-1}(\vartheta) v + \lambda e, \quad \ddot{\vartheta}_m = \dot{\hat{J}}_p^{-1}(\vartheta) v + \hat{J}_p^{-1}(\vartheta) \dot{v} + \lambda \dot{e}, \quad (3.69)$$

onde $\ddot{\vartheta}_m$ depende da derivada de v . Portanto, uma vez que o sinal de controle v é obtido a partir do esquema de servovisão 3D, deve-se projetar uma lei de controle apropriada que não dependa diretamente da velocidade da imagem. A Figura 3.6 apresenta um diagrama em blocos da estratégia de controle em cascata para o esquema de servovisão 3D conectado com o esquema de controle dinâmico de movimento do robô.

3.3.2 Servovisão Adaptativa 3D

Considerando que os parâmetros de calibração extrínsecos e intrínsecos do modelo da câmera são ambos *incertos*, nesta seção projeta-se um esquema de servovisão adaptativa a fim de realizar o rastreamento planar e de profundidade em um ambiente 3D usando um robô manipulador com cinemática e dinâmica *incertas*.

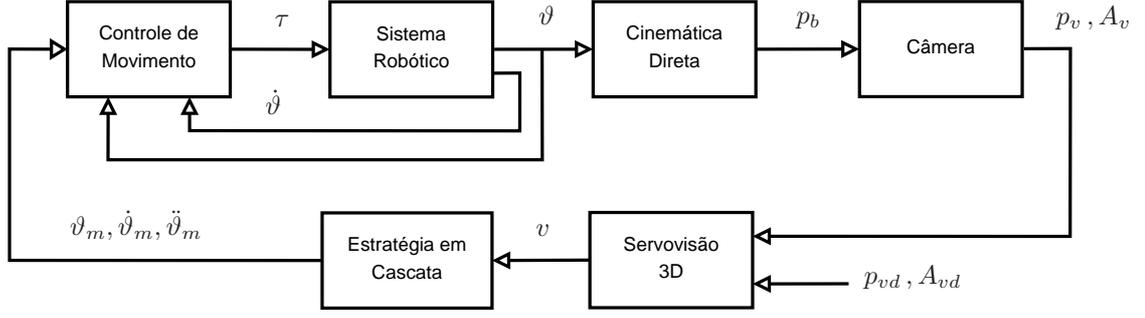


Figura 3.6: Diagrama em blocos da estrutura em cascata de servovisão 3D.

3.3.2.1 - Rastreamento de Profundidade Adaptativo (1D)

A partir de (3.4) e (3.68) observa-se que a dinâmica de A_v é desacoplada da dinâmica de x_v e y_v . Por isso, uma estratégia de controle adaptativo escalar baseada em uma abordagem MRAC padrão (Ioannou & Sun 1996) pode ser adotada para solucionar o problema de rastreamento de profundidade. Seja A_{v_0} a área projetada do objeto alvo no instante de tempo $t_0 < t$, tal que $A_{v_0} = A_v(t_0)$, correspondendo a profundidade incerta $z_{c_0} = z_c(t_0)$. Após a eliminação do tempo, pode-se integrar ambos os lados de (3.4) sobre os intervalos $[A_{v_0} A_v]$ e $[z_{c_0} z_c]$ para obter a seguinte relação:

$$z_c (A_v)^{\frac{1}{2}} = z_{c_0} (A_{v_0})^{\frac{1}{2}} = \beta, \quad (3.70)$$

onde A_v é continuamente capturada por meio de uma câmera fixa, correspondendo a profundidade incerta z_c . Agora, reescrevendo (3.68) e usando (3.70) tem-se

$$\dot{A}_v = -\frac{2}{\beta} (A_v)^{\frac{3}{2}} \left[v_z + \hat{J}_3 \sigma + W_3 \tilde{b} \right], \quad (3.71)$$

onde \hat{J}_3 é o vetor composto pelos elementos da terceira linha da matriz Jacobiana incerta $\hat{J}(\vartheta)$ e W_3 é o vetor composto pelos elementos da terceira linha da matriz regressora $W(\vartheta, \dot{\vartheta})$.

Aqui, o objetivo é projetar uma lei de controle apropriada $v_z(t)$ tal que todos os sinais do subsistema de rastreamento de profundidade em malha-fechada sejam limitados e A_v siga o estado A_{vm} do modelo de referência dado por

$$\dot{A}_{vm} = -\lambda_m A_{vm} + \lambda_m A_v^*(t), \quad (3.72)$$

para qualquer sinal limitado contínuo por partes $A_v^*(t)$ onde $\lambda_m > 0$ é conhecido e $A_{vm}(t), A_v^*(t)$ são mensuráveis a cada instante de tempo t . Assume-se que λ_m e A_v^* são escolhidos para que A_{vm} represente a resposta desejada para o estado do subsistema de rastreamento de profundidade. Uma vez que a partir de hipótese (H2) A_v é positiva e limitada, define-se o erro de rastreamento de profundidade $e_a \in \mathbb{R}$

como

$$e_a = (A_v)^{-\frac{1}{2}} - (A_{vm})^{-\frac{1}{2}}, \quad (3.73)$$

desde que $A_{vm} > 0$, que a partir de (3.71) e (3.72) tem derivada com respeito ao tempo dada por

$$\dot{e}_a = \frac{1}{\beta} \left(v_z + \hat{J}_3 \sigma + W_3 \tilde{b} \right) + \frac{\lambda_m}{2} (A_{vm})^{-\frac{3}{2}} (A_v^* - A_{vm}).$$

O sinal de controle ideal v_z^* que fornece o casamento perfeito entre (3.71) e (3.72), para $\sigma=0$ e $\tilde{b}=0$, é dado por

$$v_z^* = \beta \left[-\lambda e_{a_f} - \frac{\lambda_m}{2} (A_{vm})^{-\frac{3}{2}} (A_v^* - A_{vm}) \right], \quad (3.74)$$

onde e_{a_f} é o erro de rastreamento de profundidade filtrado que satisfaz

$$\dot{e}_{a_f} = -\lambda e_{a_f} + \lambda e_a, \quad \lambda > 0. \quad (3.75)$$

A partir do princípio da equivalência certa (Ioannou & Sun 1996) define-se $v_z^* = \theta^* \omega_z$, onde $\theta^* \in \mathbb{R}$ é um parâmetro *incerto* constante e $\omega_z \in \mathbb{R}$ é um regressor escalar relacionado ao rastreamento de profundidade. Isto conduz a seguinte equação do erro em malha-fechada:

$$\dot{e}_a = \lambda e_{a_f} + \frac{1}{\beta} \left(\tilde{v}_z + \hat{J}_3 \sigma + W_3 \tilde{b} \right), \quad (3.76)$$

onde $\tilde{v}_z = v_z - v_z^*$. Então, definindo o vetor de erro de profundidade aumentado como $\xi_a := [e_{a_f} \ e_a]^T$ e de acordo com (3.75) e (3.76), o sistema de erro completo pode ser escrito como

$$\dot{\xi}_a = A_d \xi_a + b_d \left(\tilde{v}_z + \hat{J}_3 \sigma + W_3 \tilde{b} \right), \quad (3.77)$$

$$e_a = c_d \xi_a, \quad (3.78)$$

com

$$A_d = \begin{bmatrix} -\lambda & \lambda \\ -\lambda & 0 \end{bmatrix}, \quad b_d = \begin{bmatrix} 0 \\ \beta^{-1} \end{bmatrix}, \quad c_d = [0 \quad 1].$$

Desde que a função de transferência obtida a partir da tripla $\{A_d, b_d, c_d\}$ é estritamente positiva real (no inglês, *strictly positive real*) existem matrizes P_d e Q_d definidas positivas que satisfazem

$$A_d^T P_d + P_d A_d = -2Q_d, \quad P_d b_d = c_d^T. \quad (3.79)$$

A partir do sistema do erro (3.77)-(3.78), para $\sigma=0$ e $\tilde{b}=0$, pode-se obter a seguinte parametrização de controle:

$$v_z = \theta \omega_z, \quad (3.80)$$

onde θ é a estimativa de θ^* com erro paramétrico $\tilde{\theta} = \theta - \theta^*$. Baseada na teoria de controle adaptativo padrão, se o sinal de z_c é conhecido, uma lei de adaptação tipo gradiente que garante a convergência assintótica de $\xi_a(t)$ e a limitação uniforme dos sinais do sistema, é dada por

$$\dot{\theta} = -\gamma_a \omega_z e_a, \quad \gamma_a > 0, \quad (3.81)$$

onde γ_a é o ganho de adaptação de profundidade. Então, para estabelecer as propriedades de estabilidade e passividade do subsistema de rastreamento de profundidade, o seguinte corolário é enunciado:

Corolário 2 (*Passividade do Subsistema de Rastreamento de Profundidade*) *Considere o sistema do erro de rastreamento profundidade (3.77)-(3.78), com controlador adaptativo (3.80) e lei de adaptação (3.81). Então, para P_d satisfazendo (3.79) o mapeamento $\hat{J}_3 \sigma + W_3 \tilde{b} \mapsto \xi_a$ é estritamente passivo com respeito à saída, com função de armazenamento definida positiva dada por*

$$2V_a(\xi_a, \tilde{\theta}) = \xi_a^T P_d \xi_a + \tilde{\theta}^T \gamma_a^{-1} \tilde{\theta}. \quad (3.82)$$

Então, as seguintes propriedades são válidas: (i) todos os sinais do subsistema de rastreamento de profundidade são uniformemente limitados; (ii) $\lim_{t \rightarrow \infty} \xi_a(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} e_a(t) = 0$.

Prova: ver Apêndice E.2. ■

3.3.2.2 - Rastreamento Planar Adaptativo (2D)

Uma vez que foi mostrado que o efetuador do robô pode realizar o rastreamento de profundidade de qualquer trajetória de referência 1D usando o controlador adaptativo desenvolvido na seção anterior, o objetivo agora é projetar apropriadamente os sinais de controle $v_x(t)$ e $v_y(t)$ para realizar o rastreamento planar de alguma trajetória de referência 2D. A fim de solucionar este problema de controle adaptativo MIMO, será adotado o método de fatoração SDU recentemente proposto em (Costa et al. 2003) como discutido a seguir.

Então, a partir de (3.68) e usando (3.70), a dinâmica da posição do centroíde do objeto p_v é dada por:

$$\begin{aligned} \dot{p}_v &= \frac{1}{\beta} K_t (A_v)^{\frac{1}{2}} \left(u_t + \hat{J}_{12} \sigma + W_{12} \tilde{b} \right) \\ &\quad - \frac{1}{\beta} p_v (A_v)^{\frac{1}{2}} \left(v_z + \hat{J}_3 \sigma + W_3 \tilde{b} \right), \end{aligned} \quad (3.83)$$

com

$$K_t = f_c \begin{bmatrix} \alpha_1 \cos(\phi) & \alpha_1 \sin(\phi) \\ -\alpha_2 \sin(\phi) & \alpha_2 \cos(\phi) \end{bmatrix}, \quad u_t = \begin{bmatrix} v_x \\ v_y \end{bmatrix},$$

e

$$\hat{J}_{12} = \begin{bmatrix} \hat{J}_1 \\ \hat{J}_2 \end{bmatrix}, \quad W_{12} = \begin{bmatrix} W_1 \\ W_2 \end{bmatrix},$$

onde \hat{J}_1, \hat{J}_2 são os vetores compostos pela primeira e segunda linhas da matriz Jacobiana incerta $\hat{J}(\vartheta)$, e W_1, W_2 são os vetores compostos pela primeira e a segunda linhas da matriz regressora $W(\vartheta, \dot{\vartheta})$, respectivamente.

Agora, o objetivo é projetar uma lei de controle apropriada $u_t(t)$ tal que todos os sinais do subsistema de rastreamento planar em malha-fechada sejam limitados e p_v siga o estado p_{vm} do modelo de referência dado por

$$\dot{p}_{vm} = -\Lambda_M p_{vm} + \Lambda_M p_v^*(t), \quad (3.84)$$

para qualquer sinal limitado, contínuo por partes, $p_v^*(t) \in \mathbb{R}^2$ onde $\Lambda_M = \lambda_M I$, $\lambda_M > 0$ é conhecido e $p_{vm}(t), p_v^*(t)$ são mensuráveis a cada instante de tempo t . Assume-se que λ_M e p_v^* são escolhidos para que p_{vm} represente a resposta desejada para o estado do subsistema de rastreamento planar.

A partir de (3.72) e (3.84) define-se o vetor de característica da imagem desejado como $\chi_{vm} = [p_{vm}^T \ A_{vm}]^T$ e uma vez que a partir da hipótese (H2) A_v é positiva e limitada, pode-se definir o erro de rastreamento planar $e_c \in \mathbb{R}^2$ como

$$e_c = p_v (A_v)^{-\frac{1}{2}} - p_{vm} (A_{vm})^{-\frac{1}{2}}, \quad (3.85)$$

desde que $A_{vm} > 0$, que a partir de (3.71)-(3.72) e (3.83)-(3.84) tem derivada com respeito ao tempo dada por:

$$\dot{e}_c = \frac{1}{\beta} K_t \left(u_t + \hat{J}_{12} \sigma + W_{12} \tilde{b} \right) + \eta(\chi_{vm}), \quad (3.86)$$

onde

$$\eta(\chi_{vm}) = -\lambda_M (A_{vm})^{-\frac{1}{2}} (p_v^* - p_{vm}) + \lambda_m (A_{vm})^{-\frac{3}{2}} (A_v^* - A_{vm}) p_{vm}. \quad (3.87)$$

A lei de controle ideal u_t^* , que fornece o casamento perfeito entre (3.83) e (3.84), para $\sigma=0$ e $\tilde{b}=0$, é dado por:

$$u_t^* = \beta K_t^{-1} \left[-\Lambda e_{c_f} - \eta(\chi_{vm}) \right], \quad (3.88)$$

onde e_{c_f} é o erro de rastreamento planar filtrado que satisfaz

$$\dot{e}_{c_f} = -\Lambda e_{c_f} + \Lambda e_c, \quad (3.89)$$

onde $\Lambda = \lambda I$ com $\lambda > 0$. Novamente, utiliza-se o princípio da equivalência certa (Ioannou & Sun 1996) para projetar u_t^* como $u_t^* = \Theta^* \omega_t$, onde Θ^* é uma matriz constante incerta e ω_t é o vetor regressor relacionado ao rastreamento planar, que conduz a seguinte equação do erro de malha-fechada:

$$\dot{e}_c = \Lambda e_{c_f} + \frac{1}{\beta} K_t \left(\tilde{u}_t + \hat{J}_{12} \sigma + W_{12} \tilde{b} \right), \quad (3.90)$$

onde $\tilde{u}_t = u_t - u_t^*$ é introduzido. Então, definindo o vetor de erro planar aumentado como $\xi_c := [e_{c_f} \ e_c]^T$ e de acordo com (3.89) e (3.90), o sistema de erro completo pode ser reescrito como

$$\dot{\xi}_c = A_t \xi_c + B_t K_t \tilde{u}_t + B_w \left(\hat{J}_{12} \sigma + W_{12} \tilde{b} \right), \quad (3.91)$$

$$y_c = C_t \xi_c, \quad (3.92)$$

com

$$A_t = \begin{bmatrix} -\Lambda & \Lambda \\ -\Lambda & 0 \end{bmatrix}, \quad B_t = \begin{bmatrix} 0 \\ \beta^{-1} \end{bmatrix}, \quad B_w = \begin{bmatrix} 0 \\ \beta^{-1} K_t \end{bmatrix}, \quad C_t = \begin{bmatrix} 0 & I \end{bmatrix}.$$

De acordo com (Costa et al. 2003), se K_t tem menores principais não-nulos então é sempre possível fatorar o ganho de alta frequência como $K_t = S_t D_t U_t$, onde S_t denota uma matriz simétrica e definida positiva, D_t é uma matriz diagonal e U_t é uma matriz triangular superior com elementos diagonais unitários.

Note que, esta fatoração não é única e pode-se mostrar que existe uma matriz $S_t = S_t^T$ definida positiva tal que a função de transferência obtida a partir da tripla $\{A_t, B_t S_t, C_t\}$ é SPR (no inglês, *strictly positive real*), isto é, existem matrizes definidas positivas P e Q tais que:

$$A_t^T P + P A_t = -2Q, \quad S B_t^T P = C_t. \quad (3.93)$$

Por isso, a partir de (3.91)-(3.92) e por meio do método de fatoração SDU (Costa et al. 2003) pode-se reescrever o sistema do erro como segue

$$\dot{\xi}_c = A_t \xi_c + B_t S_t D_t U_t \tilde{u}_t + B_w \left(\hat{J}_{12} \sigma + W_{12} \tilde{b} \right), \quad (3.94)$$

$$y_c = C_t \xi_c. \quad (3.95)$$

Então, utilizando a decomposição $U_t u_t = u_t - (I - U_t) u_t$ tem-se também que

$$U_t (u_t - u_t^*) = u_t - \Upsilon \omega_t - (I - U_t) u_t, \quad \Upsilon = U_t \Theta^*, \quad (3.96)$$

e introduzindo um novo vetor de controle ideal

$$\begin{bmatrix} \Theta_1^{*T} \Omega_1 \\ \Theta_2^{*T} \Omega_2 \end{bmatrix} \equiv \Upsilon \omega_t + (I - U_t) u_t, \quad (3.97)$$

onde $\Omega_1 := [\omega_t^T \ u_{t2}]^T$ e $\Omega_2 := \omega_t$ com

$$\Theta_1^* = [\Theta_{11}^* \ \Theta_{12}^* \ \Theta_{13}^*]^T, \quad \Theta_2^* = [\Theta_{21}^* \ \Theta_{22}^*]^T,$$

o sistema de erro (3.94)-(3.95) é reescrito como

$$\dot{\xi}_c = A_t \xi_c + B_t S_t D_t (u_t - \Theta^{*T} \Omega) + B_w (\hat{J}_{12} \sigma + W_{12} \tilde{b}), \quad (3.98)$$

$$y_c = C_t \xi_c. \quad (3.99)$$

A partir do sistema de erro (3.98)-(3.99), para $\sigma = 0$ e $\tilde{b} = 0$, pode-se obter a seguinte parametrização de controle

$$u_t = \begin{bmatrix} \Theta_1^T \Omega_1 & \Theta_2^T \Omega_2 \end{bmatrix}^T, \quad (3.100)$$

onde Θ é a estimativa de Θ^* com erro paramétrico $\tilde{\Theta} = \Theta - \Theta^*$. Baseado na teoria de controle adaptativo padrão, uma lei de adaptação tipo gradiente que garante a convergência assintótica de $\xi_c(t)$ e a limitação uniforme dos sinais do sistema é dada por:

$$\dot{\Theta}_i = -\Gamma_i \operatorname{sgn}(d_i) e_{ci} \Omega_i, \quad \Gamma_i = \Gamma_i^T > 0, \quad (3.101)$$

onde d_i ($i = 1, 2$) são as entradas da matriz D_t . Note que, se os sinais dos menores principais de K_t são conhecidos e baseado nas propriedades de fatoração discutidas em (Costa et al. 2003), conclui-se que d_1, d_2 tem sinais conhecidos. Então, para estabelecer as propriedades de estabilidade e passividade do subsistema de rastreamento planar, o seguinte corolário é enunciado:

Corolário 3 (*Passividade do Subsistema de Rastreamento Planar*) Considere o sistema do erro de rastreamento planar (3.91)-(3.92), com controlador adaptativo (3.100) e lei de adaptação (3.101). Então, para P satisfazendo (3.93) o mapeamento $\hat{J}_{12}\sigma + W_{12}\tilde{b} \mapsto \xi_c$ é estritamente passivo com respeito à saída, com função de armazenamento definida positiva dada por

$$2V_t(\xi_c, \tilde{\Theta}) = \xi_c^T P \xi_c + \tilde{\Theta}_1^T |d_1| \Gamma_1^{-1} \tilde{\Theta}_1 + \tilde{\Theta}_2^T |d_2| \Gamma_2^{-1} \tilde{\Theta}_2. \quad (3.102)$$

Então, as seguintes propriedades são válidas: (i) todos os sinais do subsistema de rastreamento planar são uniformemente limitados; (ii) $\lim_{t \rightarrow \infty} \xi_c(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} e_c(t) = 0$.

Prova: ver Apêndice E.3. ■

Então, considerando as propriedades de passividade do esquema de controle adaptativo de movimento do robô, usando o Teorema 5, e do esquema de servovisão adaptativa 3D usando os Corolários 2 e 3, pode-se aplicar o Teorema 4 para demonstrar a estabilidade do sistema completo em malha-fechada, onde os subsistemas conectados em cascata Σ_1 e Σ_2 são identificados pelos seguintes estados correspondentes:

$$\begin{aligned} \Sigma_1: \mathbf{x}_1^T &= [\xi_a^T \quad \tilde{\theta} \quad \xi_c^T \quad \tilde{\Theta}^T], & \mathbf{y}_1 &= [\xi_a^T \quad \xi_c^T]^T, & d &= w, \\ \Sigma_2: \mathbf{x}_2^T &= [e^T \quad \dot{e}^T \quad \hat{a}^T \quad \hat{b}^T], & \mathbf{y}_2 &= \sigma, \end{aligned}$$

e as funções de armazenamento V_1 e V_2 são descritas por

$$\begin{aligned} V_1(\mathbf{x}_1) &= V_a(\xi_a, \tilde{\theta}) + V_c(\xi_c, \tilde{\Theta}), \\ V_2(\mathbf{x}_2) &= V_d(\sigma, \tilde{a}) + V_k(\tilde{b}). \end{aligned}$$

Portanto, a partir do Teorema 4 pode-se mostrar que: (i) todos os sinais do sistema completo são uniformemente limitados; (ii) $\sigma(t)$, $\epsilon(t)$, $\xi_a(t)$, $\xi_c(t)$ tendem para zero assintoticamente conforme t tende para infinito, implicando que $\lim_{t \rightarrow \infty} \dot{e}(t) = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} e(t) = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} e_a(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} e_c(t) = 0$. O algoritmo para o esquema de servovisão adaptativa 3D correspondente é apresentado na Tabela 3.2.

3.3.3 Resultados de Simulação: Servovisão 3D

Nesta seção, apresentam-se os resultados de simulação obtidos com um manipulador antropomórfico de 3-DOF para ilustrar a eficiência do esquema de controle proposto. Nas simulações considera-se somente o modelo cinemático do robô (2.5) e o modelo de servovisão 3D (3.7). As incertezas nos parâmetros do sistema câmera-robô

Tabela 3.2: Algoritmo do Esquema de Servovisão Adaptativa 3D sem medição da Velocidade da Imagem.

Servovisão Cinemática	$p = k(\vartheta), \quad \dot{p} = J_p(\vartheta) \dot{\vartheta}, \quad \dot{\vartheta} = J^{-1}(\vartheta) v.$ $\dot{\chi}_v = z_c^{-1} J_v(\chi_v) v, \quad \chi_v = [p_v^T \ A_v]^T.$
Erros de Profundidade	$e_a = (A_v)^{-\frac{1}{2}} - (A_{vm})^{-\frac{1}{2}}, \quad \dot{e}_{a_f} = -\lambda e_{a_f} + \lambda e_a.$ $A_{vm} = G_a(s) A_v^*, \quad G_a(s) = \lambda_m / (s + \lambda_m).$
Erro Planar	$e_c = p_v (A_v)^{-\frac{1}{2}} - p_{vm} (A_{vm})^{-\frac{1}{2}}, \quad \dot{e}_{c_f} = -\Lambda e_{c_f} + \Lambda e_c.$ $p_{vm} = G_t(s) p_v^*, \quad G_t(s) = \Lambda_m / (s + \Lambda_m).$
Servovisão Adaptativa	$v_z = \theta \omega_z.$ $u_t = [\Theta_1^T \ \Omega_1 \ \Theta_2^T \ \Omega_2]^T, \quad \Omega_2^T = \omega_t, \quad \Omega_1 = [\omega_t^T \ u_{t2}]^T.$
Leis de Adaptação	$\dot{\theta} = -\gamma_a \omega_z e_a, \quad \gamma_a > 0.$ $\dot{\Theta}_i = -\Gamma_i \operatorname{sgn}(d_i) e_{c_i} \Omega_i, \quad \Gamma_i = \Gamma_i^T > 0, \quad i = 1, 2.$
Estratégia em Cascata	$\dot{\vartheta}_r = \hat{J}_p^{-1}(\vartheta) v, \quad v = [u_t^T \ v_z]^T.$
Modelo Dinâmico	$M(\vartheta) \ddot{\vartheta} + C(\vartheta, \dot{\vartheta}) \dot{\vartheta} + g(\vartheta) = \tau.$
Lei de Controle Dinâmico	$\tau = Y(\vartheta, \dot{\vartheta}, \ddot{\vartheta}_r, \ddot{\vartheta}_r) \hat{a} - K_D \sigma, \quad K_D = K_D^T > 0.$ $e = \vartheta - \vartheta_m, \quad \dot{\vartheta}_r = \dot{\vartheta}_m - \lambda e, \quad \sigma = \dot{\vartheta} - \dot{\vartheta}_r = \dot{e} + \lambda e.$
Estimador Gradiente	$\dot{\hat{p}} = W_J(\vartheta, \dot{\vartheta}) \hat{b}, \quad \dot{p}_F + \lambda_F p_F = \lambda_F \dot{p}.$ $\epsilon = \hat{p}_F - p_F, \quad p_F = W b, \quad W = \frac{\lambda_F}{s + \lambda_F} W_J(\vartheta, \dot{\vartheta}).$
Leis de Adaptação	$\dot{\hat{a}} = -\Gamma_d Y^T \sigma, \quad \Gamma_d = \Gamma_d^T > 0.$ $\dot{\hat{b}} = -\Gamma_k W^T \epsilon, \quad \Gamma_k = \Gamma_k^T > 0.$

são compensadas usando a abordagem de controle adaptativo (2.114), (3.80)-(3.81) e (3.100)-(3.101), apresentada na Tabela 3.2 com $\dot{\vartheta} = \hat{J}_p(\vartheta) v$. Considera-se também que o robô movimenta-se em um ambiente 3D com cinemática direta e Jacobiano analítico similar a (Siciliano et al. 2008), e comprimentos dos elos $l_1 = 279,4 \text{ mm}$ e $l_2 = 228,6 \text{ mm}$.

O sinal de referência para o rastreamento planar $p_v^*(t)$ e o sinal de referência para o rastreamento de profundidade $A_v^*(t)$ são descritos respectivamente por:

$$p_v^*(t) = r_p [\sin(2\omega_n t) \ \cos(\omega_n t)]^T + p_{v_0}, \quad (3.103)$$

$$A_v^*(t) = r_a \cos(\omega_n t) + A_{v_0}, \quad (3.104)$$

com $\omega_n = \frac{\pi}{10} \text{ rad s}^{-1}$, $r_a = 60 \text{ pixel}$ e $r_p = 80 \text{ pixel}$. Os parâmetros usados nas simulações foram: $\lambda_F = 1$; $\lambda = 1$; $\lambda_m = 1$; $\Gamma_k = 5 I$; $\gamma_a = 5 \times 10^{-2}$; $\Gamma_1 = 4 \times 10^{-6} I$; $\Gamma_2 = 2 \times 10^{-6} I$; $\phi = \frac{\pi}{6} \text{ rad}$; $f_c = 6 \text{ mm}$; $z_{c_0} = 1 \text{ m}$; $\alpha_1 = 119 \text{ pixel mm}^{-1}$ e $\alpha_2 = 102 \text{ pixel mm}^{-1}$. As condições iniciais são: $\vartheta(0) = [0 \ \frac{\pi}{2} \ -\frac{\pi}{2}]^T \text{ rad}$, $p_{v_0} = [100 \ 200]^T \text{ pixel}$, $A_{v_0} = 240 \text{ pixel}$, $\hat{b}(0) = 0,9 [l_1 \ l_2]^T \text{ mm}$, $\theta(0) = 200$, $\Theta_1(0) = [1, 2 \ 0, 16 \ 0 \ 0 \ 0, 02]^T$, $\Theta_2(0) = [-0,5 \ 1,6 \ 0 \ 0]^T$. Todas as outras condições iniciais são nulas.

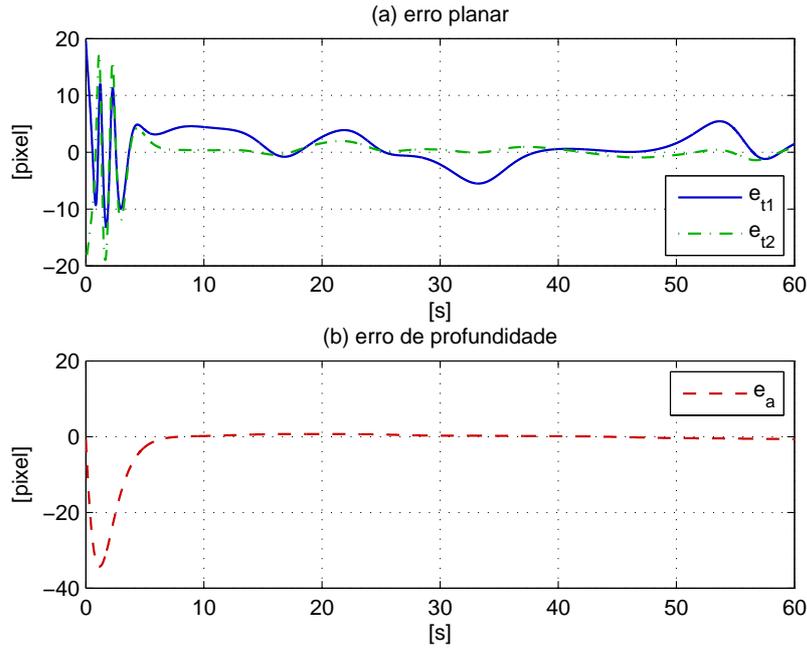


Figura 3.7: Erros de rastreamento: (a) planar; (b) profundidade.

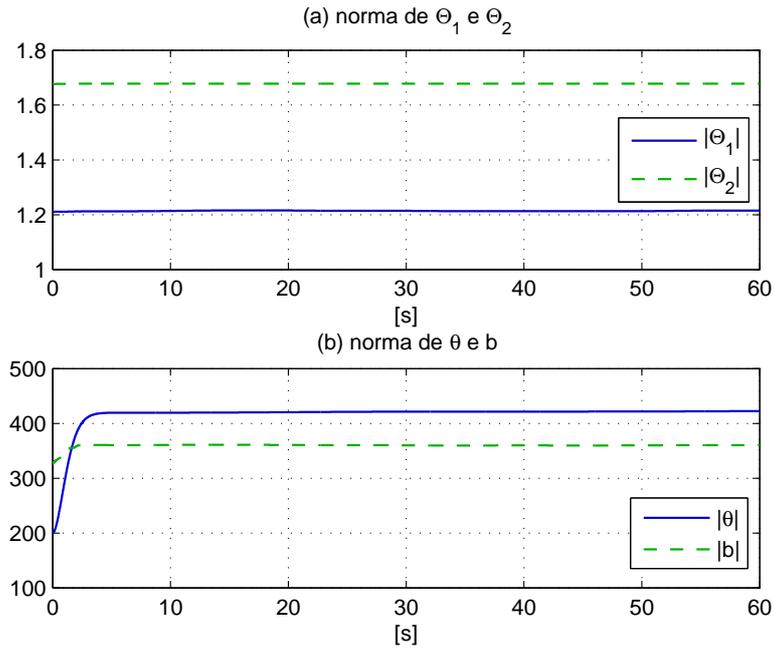


Figura 3.8: Norma dos vetores de parâmetros: (a) Θ_1 e Θ_2 , (b) θ e b .

Os resultados de simulação são apresentados nas Figuras 3.7-3.9. A evolução no tempo dos erros de rastreamento planar e de profundidade são apresentadas nas Figuras 3.7(a) e 3.7(b), respectivamente. O rastreamento de trajetória no espaço da imagem é ilustrado na Figura 3.9(a) onde pode-se observar que, apesar do comportamento transitório, um desempenho satisfatório foi alcançado. A Figura 3.9(b) ilustra o rastreamento de trajetória no espaço cartesiano, onde pode-se observar o desalinhamento da câmera com respeito ao sistema de coordenadas da base do robô.

A evolução no tempo da norma dos vetores de parâmetros estimados é apresentada nas Figuras 3.8 (a) e 3.8 (b), respectivamente.

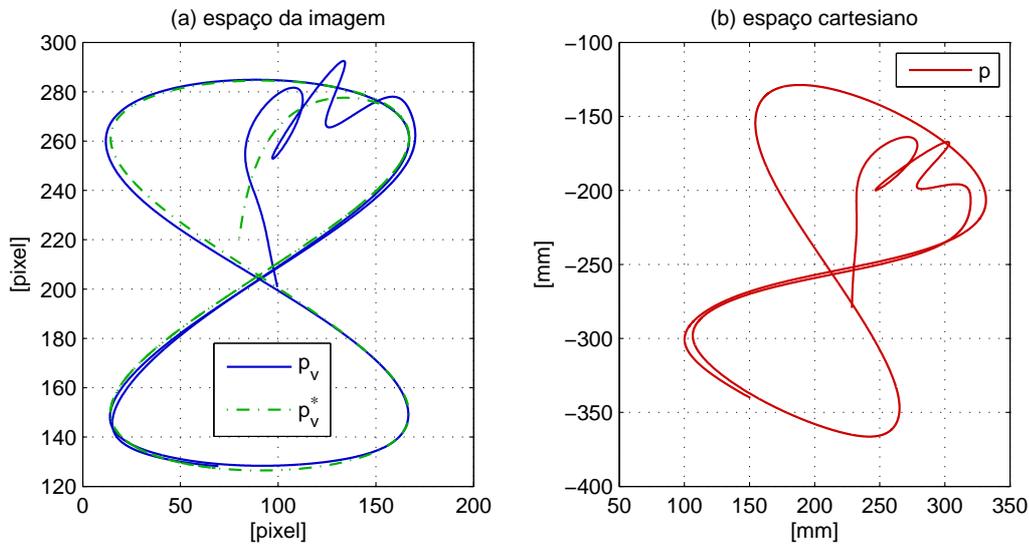


Figura 3.9: Rastreamento planar: (a) espaço da imagem; (b) espaço cartesiano.

3.4 Servovisão Adaptativa com Variação de Profundidade

No esquema de servovisão 2D apresentado neste capítulo (vide Seção 3.2) considera-se que o eixo óptico da câmera é *perpendicular* ao plano de trabalho do robô. Neste caso, a distância entre o ponto focal da câmera no plano da imagem e o plano da tarefa é invariante no tempo (Figura 3.1). Entretanto, em tarefas de interação entre o manipulador e o ambiente, onde o movimento do efetuador deve permanecer restrito sobre uma superfície suave de geometria desconhecida, não é possível garantir a perpendicularidade entre o eixo óptico da câmera e o plano de trabalho do robô. Então, deve-se considerar a variação de profundidade entre o plano da imagem e o plano da tarefa no projeto de controle, e o problema de servovisão 2D seria formulado como um problema de rastreamento para um sistema não-linear multivariável.

Neste contexto, no Capítulo 4, apresenta-se uma estratégia de servovisão adaptativa 2D para permitir o rastreamento de uma trajetória de referência especificada no espaço da imagem de uma câmera fixa e não-calibrada, com eixo óptico *não-perpendicular* ao plano de trabalho do robô. A variação de profundidade no espaço operacional é considerada a partir de uma função de aproximação linear, e recorrendo à uma expansão em Séries de Taylor é possível projetar uma lei de adaptação linearmente parametrizada, sem medição da profundidade cartesiana (Hsu et al. 2001, Leite et al. 2006).

3.5 Conclusão

Neste capítulo, apresentam-se soluções para o problema de servovisão adaptativa 2D e 3D usando uma câmera monocular fixa, para robôs manipuladores com dinâmica não-desprezível. O esquema proposto é desenvolvido para sistemas de servovisão baseados na estrutura *image-based look-and-move*, que considera a presença de incertezas nos parâmetros de calibração da câmera e nos parâmetros mecânicos (cinemáticos e dinâmicos) do robô.

O problema de controle cinemático para o caso de servovisão adaptativa 2D, sem medição da velocidade da imagem, é formulado como um problema de controle adaptativo multivariável de grau relativo dois e a solução proposta utiliza um esquema de MRAC para sistemas MIMO de grau relativo dois baseado no método de fatoração SDU, recentemente proposto (Costa et al. 2003). Para o caso de servovisão adaptativa 3D, a solução desenvolvida não requer o uso da informação da velocidade da imagem e da profundidade cartesiana. O movimento no espaço da tarefa é decomposto em um movimento 2D sobre um plano ortogonal ao eixo óptico da câmera e um movimento 1D paralelo a este eixo. Para o subsistema de rastreamento planar um esquema de MRAC multivariável baseado no método de fatoração SDU é novamente adotado, enquanto que para o subsistema de rastreamento de profundidade aplica-se um esquema de MRAC monovariável convencional.

Um esquema de controle dinâmico adaptativo de movimento no espaço das juntas é utilizado para considerar as incertezas na cinemática e na dinâmica não-lineares do robô, a partir de uma estratégia de controle em cascata. As propriedades de estabilidade e convergência para ambos os esquemas de servovisão conectados com o esquema de controle dinâmico são analisadas usando a teoria de estabilidade de Lyapunov e o formalismo de passividade. Resultados de simulação são apresentados para ilustrar o desempenho e a viabilidade prática dos esquemas propostos.

Capítulo 4

Controle Híbrido de Força e Visão Adaptativa para Manipuladores

Em diversas aplicações da robótica, autonomia e flexibilidade são características fundamentais para que os robôs operem em ambientes pouco estruturados, onde a descrição física ou geométrica do espaço de trabalho é apenas parcialmente conhecida. Uma alternativa para aumentar estas habilidades em tarefas práticas, onde o efetuador do robô deve manipular um objeto ou realizar alguma operação sobre uma superfície, é integrar diversos sensores de naturezas diferentes ao sistema de controle do robô (Prats et al. 2008).

Câmeras de vídeo são sensores robóticos úteis uma vez que imitam o sentido humano da visão e permitem ao robôs localizar e inspecionar objetos do ambiente sem a realização de contato. Por sua vez, sensores de força são úteis para controlar a força de contato ou monitorar as forças de interação a fim de evitar danos ao efetuador ou ao objeto manipulado. A abordagem mais natural para o problema de controle híbrido é combinar os dados provenientes dos sensores de força e das câmeras usando métodos de fusão sensorial (Namiki et al. 2000, Pomares & Torres 2005). Porém, como muitos pesquisadores tem relatado, os sensores de força e de visão são fundamentalmente diferentes, uma vez que medem fenômenos físicos distintos (Durrant-Whyte & Henderson 2008, Nelson & Khosla 1996). Como o objetivo da maioria dos métodos de fusão sensorial é obter uma única informação, a partir de dados redundantes provenientes de múltiplos sensores, esta abordagem torna-se pouco adequada em alguns casos (Baeten & De Schutter 2002, Xiao et al. 2000).

Por isso, a maioria dos métodos de controle de força e visão são baseados em uma separação do espaço de trabalho em direções controladas por sensoreamento de força e visão. Deste modo, quando um manipulador está interagindo com um ambiente rígido, o movimento na direção normal à superfície pode ser controlado por força para garantir uma interação adequada. Os graus de mobilidade restantes

não-restritos podem então ser controlados, por exemplo, por meio de um algoritmo de servovisão permitindo um movimento preciso sobre o plano tangente à superfície.

Contudo, em situações práticas, os parâmetros do sistema câmera-robô podem ser incertos, e a localização e a geometria da superfície de restrição podem ser desconhecidas. Estas incertezas podem comprometer a estabilidade e o desempenho do esquema de controle projetado, e conseqüentemente a eficiência da execução da tarefa (Karayiannidis & Doulgeri 2010). Portanto, uma solução interessante é combinar servovisão e controle de força em um esquema de controle híbrido para que as vantagens de cada modo de sensoreamento sejam simultaneamente alcançadas durante a execução de uma tarefa de interação (Leite et al. 2009b, Lippiello et al. 2011), mesmo na presença de incertezas nos parâmetros do sistema.

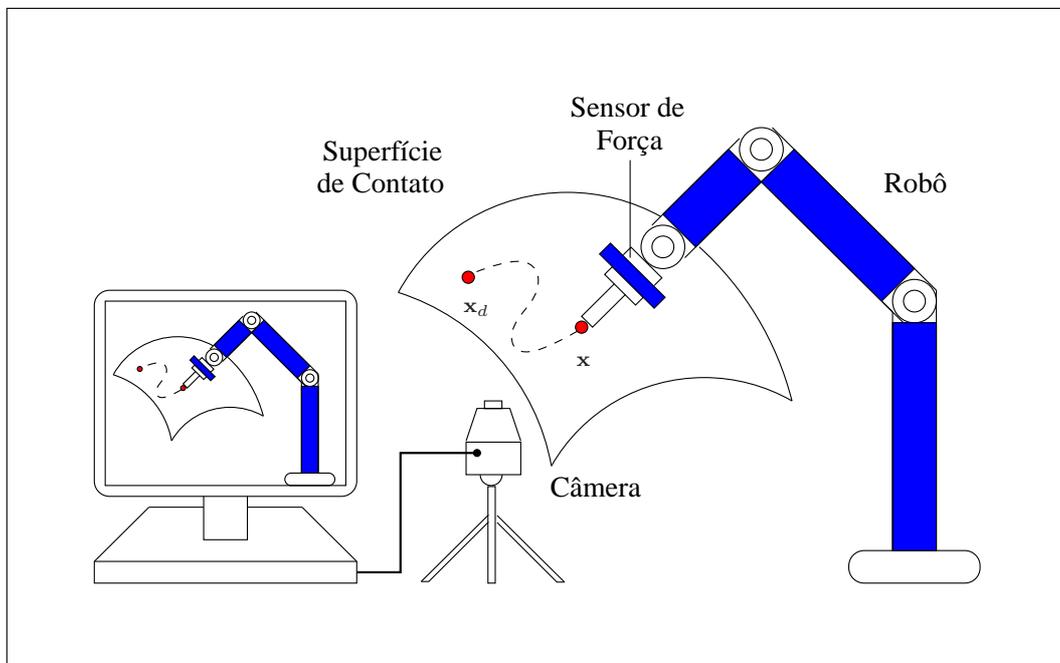


Figura 4.1: Sistema Robótico Híbrido de Força e Visão.

4.1 Método Proposto

Neste capítulo, considera-se o problema de controle de força e visão para robôs manipuladores não-redundantes usando um sensor de força e uma câmera fixa e não-calibrada, com eixo óptico não-perpendicular ao plano da tarefa, montada no espaço de trabalho do robô (vide Figura 4.1). Um método de controle híbrido é proposto para combinar controle de força direta e servovisão adaptativa na presença de superfícies suaves com geometria desconhecida e incertezas nos parâmetros de calibração da câmera (extrínsecos e intrínsecos).

A estratégia de controle de força é baseada em uma ação integral devido à sua conhecida robustez com respeito ao atraso de tempo de medição e capacidade de remover perturbações na força (Wilfinger et al. 1994). A estratégia de servovisão adaptativa é baseada em um método de simetrização por meio da fatoração da matriz de controle para solucionar o problema de controle adaptativo multivariável (Costa et al. 2003). Uma vez que a tarefa de interação é realizada sobre uma superfície de geometria desconhecida, não é possível garantir que o eixo óptico da câmera permaneça perpendicular ao plano da tarefa. Então, quando o efetuador realiza movimentos restritos sobre a superfície deve-se considerar o problema de variação de profundidade entre o plano da imagem e o plano da tarefa no projeto de controle. O esquema de servovisão adaptativa é considerado robusto na medida em que apresenta reduzida sensibilidade à incertezas na cinemática do robô.

Para solucionar o problema de interação sobre superfícies de geometria desconhecidas apresenta-se uma metodologia para estimar a geometria da restrição e reorientar o efetuador sobre a superfícies de contato durante a execução da tarefa, usando medições *online* de força e deslocamento (Yoshikawa & Sudou 1993). O controle de orientação utiliza a formulação de *quaternion* unitário, apresentada na Seção 2.5.4, que é uma representação livre de singularidades e computacionalmente eficiente (Wen & Kreutz-Delgado 1991).

Baseado em uma estrutura de controle em cascata (Guenther & Hsu 1993), apresentada na Seção 2.9.2, o esquema de controle híbrido cinemático é combinado com uma estratégia de controle de movimento para o robô, considerando sua dinâmica não-linear incerta. Contudo, a abordagem de controle híbrido de visão e força proposta nesta tese considera que a cinemática do robô é perfeitamente conhecida. A análise de estabilidade e convergência do esquema de controle híbrido é conduzida a partir de uma abordagem baseada na teoria de estabilidade de Lyapunov e no formalismo de passividade. Resultados experimentais são apresentados para ilustrar o desempenho prático e a viabilidade do esquema proposto (Leite et al. 2009b).

4.2 Estratégia de Controle de Força PI

Do ponto de vista prático, existem diversos fatores que podem influenciar no desempenho de aplicações baseadas em controle de força como, por exemplo, perturbações externas, ruído do sensor de força, incertezas nos parâmetros do robô e erros de modelagem do ambiente. Dentre as diversas estratégias de controle de força propostas na literatura a ação de controle integral tem sido o algoritmo mais utilizado, devido a sua conhecida robustez com respeito ao atraso de tempo de medição e capacidade de remoção de perturbações de força (Wilfinger et al. 1994).

Então, considerando o problema de controle de força para um manipulador cinemático de 3-DOF, dotado de um sensor de força montado no punho do robô, assume-se que o objetivo de controle é regular a força de contato medida f para uma força desejada constante f_d ao longo da superfície de restrição, isto é,

$$f \rightarrow f_d, \quad e_f = f - f_d \rightarrow 0, \quad (4.1)$$

onde $e_f \in \mathbb{R}^3$ é o erro de força do efetuador. Em geral, as medidas de força podem ser contaminadas por ruído e, por isso, um filtro de primeira-ordem é utilizado para reduzir este efeito

$$\tau_f \dot{\hat{e}}_f = -\hat{e}_f + e_f, \quad (4.2)$$

onde $\hat{e}_f \in \mathbb{R}^3$ é o erro de força filtrado e $\tau_f > 0$ é a constante de tempo do filtro.

Derivando (2.41), (4.1) e (4.2) com respeito ao tempo e recorrendo à (2.24), tal que $\dot{p} = \mathbf{v}_p$, a equação do erro de força é dada por

$$\tau_f \ddot{\hat{e}}_f + \dot{\hat{e}}_f = \dot{f}_d + K_s \mathbf{v}_p. \quad (4.3)$$

Então, considerando $\mathbf{v}_p = v_f$ e usando uma lei de controle com ação proporcional e integral

$$v_f = -K_s^{-1} (K_f \hat{e}_f + K_i \int_0^t \hat{e}_f(\tau) d\tau), \quad (4.4)$$

onde $K_f = k_f I$ e $K_i = k_i I$, a dinâmica do erro de força é governada por

$$\tau_f \ddot{\hat{e}}_f + \ddot{\hat{e}}_f + k_f \dot{\hat{e}}_f + k_i \hat{e}_f = 0. \quad (4.5)$$

Portanto, para uma escolha apropriada de k_f e k_i como constantes positivas satisfazendo a condição $k_f > k_i \tau_f$, estabelecida pelo *critério de estabilidade de Hurwitz*, o sistema em malha-fechada é exponencialmente estável, e conseqüentemente, $\lim_{t \rightarrow \infty} \dot{\hat{e}}_f(t) = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} \hat{e}_f(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} e_f(t) = 0$. Note que, uma estratégia de controle de força baseada em um ação de controle proporcional pura (vide Seção 2.5.3) pode não ser suficiente para atenuar perturbações de entrada e garantir um desempenho satisfatório simultaneamente.

4.3 Servovisão 2D com Profundidade Variável

Nesta seção, a abordagem de servovisão é utilizada para fornecer controle de posição em malha-fechada para um robô manipulador de 3-DOF, a partir de uma câmera fixa e não-calibrada montada no espaço de trabalho do robô. Uma vez que a tarefa de interação é realizada sobre uma superfície de geometria desconhecida não é possível garantir que o eixo óptico da câmera permaneça perpendicular ao plano

de trabalho do robô. Neste caso, a distância total entre o ponto focal da câmera no plano da imagem e o plano da tarefa é variante no tempo, e depende da posição do efetuator sobre a superfície de contato.

Um esquema de servovisão adaptativa baseado na abordagem de Hierarquia de Controle foi apresentado em (Hsu et al. 2001) para permitir o rastreamento de trajetórias de referência no espaço da imagem, usando uma câmera fixa com eixo óptico não-perpendicular ao plano da tarefa. A variação de profundidade no espaço operacional é considerada a partir de uma função de aproximação linear, e recorrendo à uma expansão em Séries de Taylor é possível projetar uma lei de adaptação linearmente parametrizada, sem medição da profundidade.

Um esquema de servovisão adaptativa similar, baseado em um método de Sime-trização da Matriz de Controle a partir da fatoração SDU, foi proposto em (Leite et al. 2009b) para solucionar o problema de rastreamento de trajetórias no espaço da imagem, quando a profundidade entre o plano da imagem e o plano da tarefa é variante no tempo. A principal diferença entre os dois esquemas de controle pode ser analisada sob dois aspectos: análise de estabilidade e complexidade do controlador. A análise de estabilidade e convergência para a abordagem de Hierarquia de Controle é complexa e envolve análise funcional (Hsu & Aquino 1999), enquanto que para a abordagem de Simetrização da Matriz de Controle é possível definir uma simples Função de Lyapunov. Contudo, a estrutura do controlador obtida a partir da abordagem de Hierarquia de Controle é mais simples e não envolve sobre-parametrização.

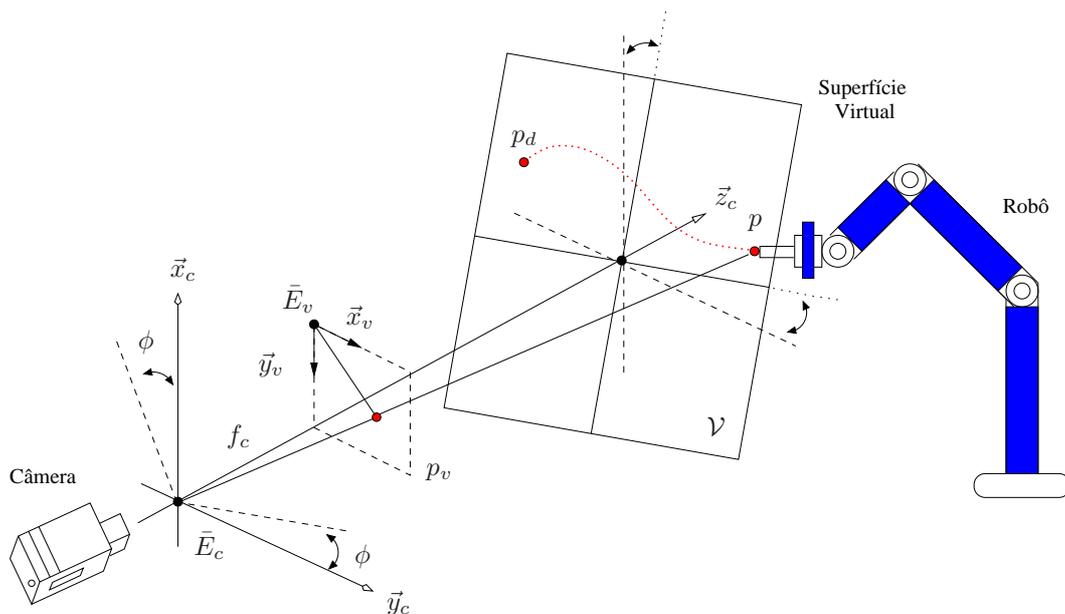


Figura 4.2: Sistema de servovisão 2D com profundidade variável.

Na abordagem de servovisão proposta, considera-se que a característica da imagem extraída é o centróide da imagem de um objeto alvo fixado na extremidade do efetuador. A partir do modelo de projeção perspectiva frontal (Hutchinson et al. 1996) e considerando uma câmera monocular fixa com eixo óptico *não-perpendicular* ao plano de trabalho do robô (vide Figura 4.2), o espaço operacional pode ser relacionado com o espaço da imagem usando a seguinte transformação de coordenadas:

$$p_v = K_v(p)p + p_{v0}, \quad (4.6)$$

com

$$K_v(p) = \frac{f_c}{z_c(p)} \begin{bmatrix} \alpha_1 \cos(\phi) & \alpha_1 \sin(\phi) \\ -\alpha_2 \sin(\phi) & \alpha_2 \cos(\phi) \end{bmatrix},$$

onde $p_v \in \mathbb{R}^2$ é a posição do centróide do objeto alvo, expressa no sistema de coordenadas da imagem \bar{E}_v , $p \in \mathbb{R}^2$ é a posição do centróide do objeto alvo, expressa no sistema de coordenadas da base \bar{E}_b , $p_{v0} \in \mathbb{R}^2$ é um termo constante que considera a posição do sistema de coordenadas da imagem \bar{E}_v com respeito ao eixo óptico da câmera, $K_v(p) \in \mathbb{R}^{2 \times 2}$ é a matriz (variável) de transformação câmera/espaco de trabalho, que considera o ângulo de orientação da câmera $\phi \in (-\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2})$ com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b , $f_c \in \mathbb{R}^+$ é a distância focal da lente da câmera, $z_c(p) \in \mathbb{R}^+$ é a distância total (variável) entre o ponto focal da câmera e o plano da tarefa (em geral, $z_c(p) \gg f_c$).

4.3.1 Superfície Virtual

Considere o problema de servovisão para um robô manipulador movendo-se ao longo de uma trajetória desejada especificada sobre uma superfície virtual \mathcal{V} localizada no espaço de trabalho do robô (Figura 4.2). Então, uma superfície genérica no espaço operacional \mathcal{O} pode ser descrita por meio de coordenadas locais p como

$$z_c(p) = z_0 + \kappa(p, c), \quad (4.7)$$

onde z_0 é a profundidade constante entre o sistema de coordenadas da camera \bar{E}_c e o espaço de trabalho do robô, $c \in \mathbb{R}^2$ é um vetor de parâmetros constantes e $\kappa(\cdot)$ é um mapeamento suave. Sem perda de generalidade este trabalho considera o caso de superfícies *localmente planas* descritas por

$$z_c(p) = z_0 + \beta c^T p, \quad (4.8)$$

onde $c = [c_1 \ c_2]^T$ e $c_1, c_2 \in \mathbb{R}$ são parâmetros constantes relativos à inclinação da superfície \mathcal{V} com respeito aos eixos \bar{x}_c e \bar{y}_c do sistema de coordenadas da câmera \bar{E}_c ,

e β é um parâmetro constante suficientemente pequeno, tal que a seguinte condição é satisfeita:

$$\beta c^T p \ll z_0. \quad (4.9)$$

Para evitar problema relacionados à oclusão, considera-se que os movimentos do efetuador ao longo de uma trajetória no espaço de trabalho satisfazem a condição (4.9), tal que a característica da imagem fixada no efetuador permanece sempre no campo de visão da câmera. Além disso, pode-se mostrar que a relação (4.8) permanece válida se os parâmetros c_1, c_2 são expressos com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b .

Observação 4 Para o caso geral, onde os sistemas de coordenadas da câmera \bar{E}_c e da base \bar{E}_b não estão alinhados, o espaço operacional \mathcal{O} é relacionado ao espaço da imagem \mathcal{I} por

$$p_v = \alpha h(f_c, z_c) R_\phi p + p_{v0}, \quad (4.10)$$

onde $\alpha = \text{diag}(\alpha_1, \alpha_2) \in \mathbb{R}_+^{2 \times 2}$, h é um termo de escalamento que depende de f_c e z_c , $R_\phi \in \mathbb{R}^{2 \times 3}$ é a matriz superior obtida a partir de $R_{bc} \in SO(3)$, onde R_{bc} é a matriz de rotação do sistema de coordenadas da câmera \bar{E}_c com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b , e $p \in \mathbb{R}^3$ é a posição do efetuador expressa no sistema de coordenadas da base \bar{E}_b . Entretanto, quando o efetuador move-se sobre uma superfície virtual 2D genérica pode-se demonstrar que, a partir de uma escolha adequada para a origem do sistema de coordenadas da base \bar{E}_b , o termo $p \in \mathbb{R}^3$ pode ser substituído por $p \in \mathbb{R}^2$ na transformação (4.6) e $R_\phi \in \mathbb{R}^{2 \times 2}$.

4.3.2 Problema de Controle

A partir de (4.6) e (4.7), o problema de controle cartesiano no espaço da imagem \mathcal{I} é descrito por

$$\dot{p}_v = G(p) v_v, \quad (4.11)$$

onde $v_v \in \mathbb{R}^2$ é o sinal de controle a ser projetado e $G(p)$ é uma matriz *incerta* obtida a partir da derivada parcial de $K_v(p) = [k_1(p) \ k_2(p)]$ com $p = [x \ y]^T$ e descrita por

$$G(p) = K_v(p) + \frac{\partial k_1(p)}{\partial p} x + \frac{\partial k_2(p)}{\partial p} y, \quad (4.12)$$

onde $k_i(p)$ para $i = 1, 2$ são as colunas de $K_v(p)$, e

$$g_{11}(p) = \frac{\alpha_1 f_c}{z_c^2(p)} \left[z_c(p) \cos(\phi) - \frac{\partial z_c(p)}{\partial x} h_1(p) \right],$$

$$\begin{aligned}
g_{12}(p) &= \frac{\alpha_1 f_c}{z_c^2(p)} \left[z_c(p) \sin(\phi) - \frac{\partial z_c(p)}{\partial y} h_1(p) \right], \\
g_{21}(p) &= \frac{\alpha_2 f_c}{z_c^2(p)} \left[-z_c(p) \sin(\phi) + \frac{\partial z_c(p)}{\partial x} h_2(p) \right], \\
g_{22}(p) &= \frac{\alpha_2 f_c}{z_c^2(p)} \left[z_c(p) \cos(\phi) + \frac{\partial z_c(p)}{\partial y} h_2(p) \right],
\end{aligned}$$

com $h_1(p) = x \cos(\phi) + y \sin(\phi)$ e $h_2(p) = x \sin(\phi) - y \cos(\phi)$.

Observação 5 *A partir de (4.11) e usando uma lei de controle feedforward e proporcional dada por*

$$v_v = G^{-1}(p) [\dot{p}_{vd} - \Lambda_v (p_v - p_{vd})], \quad (4.13)$$

a dinâmica do erro de imagem (3.9) é governada por $\dot{e}_v + \Lambda_v e_v = 0$. Portanto, a partir de uma escolha apropriada de Λ_v como uma matriz definida positiva tem-se que $\lim_{t \rightarrow \infty} e_v(t) = 0$. Entretanto, considerando que os parâmetros intrínsecos e extrínsecos do modelo da câmera são incertos, a matriz de transformação câmera/espaco de trabalho K_v (e, por sua vez, G) também é incerta. Portanto, a lei de controle (4.13) não garante o rastreamento assintótico da trajetória desejada, uma vez que o sistema em malha-fechada não pode ser linearizado.

Observação 6 *A fim de simplificar a notação, a partir daqui, o termo p será omitido em $G(p)$. Então, $G(p) = G = [g_{ij}]$ para $i, j = 1, 2$ e $G^{-1}(p) = G^{-1}$.*

4.3.3 Servovisão Adaptativa

Na abordagem de controle adaptativo por modelo de referência (no inglês, *model reference adaptive control*), o modelo de referência pode ser especificado por (Slotine & Li 1991)

$$\dot{p}_{vd} = -\Lambda p_{vd} + \Lambda r_v(t), \quad (4.14)$$

onde $r_v(t) \in \mathbb{R}^2$ é o sinal de referência expresso no sistema de coordenadas da imagem \bar{E}_v e assumido ser uniformemente limitado. Por simplicidade, considera-se $\Lambda = \lambda I$ e $\lambda > 0$. Então, pode-se facilmente modificar o algoritmo apresentado em (Hsu & Aquino 1999) para introduzir o erro de imagem diretamente na lei de controle, mesmo quando a adaptação está desligada. A partir de (4.11) e (4.14), a lei de controle ideal é dada por

$$v_v^* = \lambda G^{-1} (r_v - p_v), \quad (4.15)$$

e a partir do erro de imagem e_v (3.9), obtém-se a seguinte equação dinâmica do erro de imagem

$$\dot{e}_v = -\lambda e_v + G v_v - \lambda (r_v - p_v), \quad (4.16)$$

ou em uma forma mais compacta

$$\dot{e}_v = -\lambda e_v + G \tilde{v}, \quad (4.17)$$

com $\tilde{v} = v_v - v_v^*$. A partir da expressão de v_v^* , verifica-se que a parametrização usual para a lei adaptativa baseado no princípio da equivalência certa seria (Ioannou & Sun 1996)

$$v_v = P_v (r_v - p_v), \quad (4.18)$$

onde $P_v \in \mathbb{R}^{2 \times 2}$ é a matriz de parâmetros a serem estimados. Entretanto, como mostrado em (Hsu & Aquino 1999, Hsu & Costa 1999, Narendra & Annaswamy 1989), isto conduz a limitações cruciais à respeito das hipóteses iniciais estabelecidas sobre G , e por isso essa parametrização não é aplicável ao problema de servovisão, mesmo quando K_v é uma matriz constante.

Considere um sistema de controle escalar $\dot{p}_v = k_p v_v$ análogo a (4.11). Em geral, sabe-se que para solucionar o problema de controle adaptativo SISO, o sinal do ganho de alta frequência k_p deve ser conhecido. A maior dificuldade da aplicação dessa abordagem no caso MIMO é a condição de generalização do sinal, devido à ocorrência de ganhos matriciais ao invés de ganhos escalares. De acordo com os resultados apresentados em (Hsu & Aquino 1999, Narendra & Annaswamy 1989) essa generalização não é óbvia e as condições de conhecimento do sinal são, em geral, bastante restritivas.

Uma possível solução para a generalização da condição de sinal sobre G consiste em utilizar o método de fatoração SDU proposto em (Costa et al. 2003), tal que $G = S_v D_v U_v$ onde S_v é uma matriz simétrica e definida positiva, D_v é uma matriz diagonal e U_v é uma matriz triangular superior unitária. A partir deste método, desde que $g_{11} \neq 0$ e $\det(G) \neq 0$, a equação do erro de imagem (4.17) pode ser reescrita como

$$\dot{e}_v = -\lambda e_v + S_v [U_v v_v - \lambda S_v^{-1} (r_v - p_v)], \quad (4.19)$$

onde $D_v = I$ e U_v é escolhida para garantir a condição de simetria de S_v . Por isso, usando a relação $U v_v = v_v - (I - U)v_v$ o sinal de controle $v_v = [v_{v1} \ v_{v2}]^T$ pode ser parametrizado como

$$v_{v1} = \Theta_1^T w_1, \quad v_{v2} = \Theta_2^T w_2, \quad (4.20)$$

onde $\Theta_1 \in \mathbb{R}^9$ e $\Theta_2 \in \mathbb{R}^6$ são os vetores de parâmetros a serem adaptados, $w_1 \in \mathbb{R}^9$ e $w_2 \in \mathbb{R}^6$ são os vetores regressores que dados respectivamente por

$$w_1 = [\rho_1 \ \rho_2 \ \rho_1 p_{v1} \ \rho_1 p_{v2} \ \rho_2 p_{v1} \ \rho_2 p_{v2} \ v_{v2} \ v_{v2} p_{v1} \ v_{v2} p_{v2}]^T, \quad (4.21)$$

$$w_2 = [\rho_1 \ \rho_2 \ \rho_1 p_{v1} \ \rho_1 p_{v2} \ \rho_2 p_{v1} \ \rho_2 p_{v2}]^T, \quad (4.22)$$

com $\rho_i = r_{vi} - p_{vi}$ para $i = 1, 2$. Então, definindo $\tilde{v} = [\tilde{\Theta}_1^T w_1 \quad \tilde{\Theta}_2^T w_2]^T$ tem-se que

$$\dot{e}_v = -\lambda e_v + S_v \tilde{v}, \quad (4.23)$$

onde $\tilde{\Theta}_i = \Theta_i - \Theta_i^*$ para $i = 1, 2$. A partir da análise da equação do erro de imagem, a lei de adaptação para $\tilde{\Theta}_1$ e $\tilde{\Theta}_2$ é dada por

$$\dot{\tilde{\Theta}}_1 = \dot{\Theta}_1 = -\gamma_1 e_{v_1} w_1, \quad \dot{\tilde{\Theta}}_2 = \dot{\Theta}_2 = -\gamma_2 e_{v_2} w_2, \quad (4.24)$$

onde $\gamma_1 \in \mathbb{R}^{9 \times 9}$ e $\gamma_2 \in \mathbb{R}^{6 \times 6}$ são os ganhos de adaptação, com $\gamma_i = \gamma_i^T > 0$ para $i = 1, 2$. Portanto, para estabelecer a propriedade de estabilidade do algoritmo de servovisão 2D proposto, o seguinte teorema pode ser enunciado:

Teorema 9 (*Estabilidade do Esquema de Servovisão Adaptativa 2D com Profundidade Variável*) Considere o sistema de servovisão adaptativa descrito por (4.11) e (4.14), com controlador adaptativo (4.20) e lei de adaptação (4.24). Assuma que o sinal de referência $r_v(t)$ é contínuo por partes e uniformemente limitado em norma, S_v é dependente do estado e por isso $P \triangleq S_v^{-1}$ satisfaz $\frac{1}{2}\dot{P} - \lambda P < \lambda_0 I$ para $\lambda_0 > 0$ e a condição (4.9) é satisfeita. Se o ângulo de orientação da câmera $\phi \in (-\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2})$, $g_{11} > 0$ e $\det(G) > 0$, as seguintes propriedades são estabelecidas: (i) todos os sinais do sistema em malha-fechada são uniformemente limitados; (ii) $\lim_{t \rightarrow \infty} e_v(t) = 0$.

Prova: Ver Apêndice D.9. ■

Considerando que o sistema de servovisão adaptativa descrito por (4.11) e (4.14) é conduzido por meio de um sinal de entrada externo fictício $\sigma_v \in \mathbb{R}^2$, o sistema de erro de imagem (4.23) pode ser reescrito como

$$\dot{e}_v = -\lambda e_v + S_v \tilde{v} + \sigma_v. \quad (4.25)$$

Então, pode-se enunciar o seguinte corolário para demonstrar as propriedades de passividade da estratégia de servovisão.

Corolário 4 (*Passividade do Esquema de Servovisão Adaptativa 2D com Profundidade Variável*) Considere o sistema de erro de imagem (4.25) com controlador adaptativo (4.20) e lei de adaptação (4.24). Então, o mapeamento $\sigma_v \mapsto P^T e_v$ com $P = S_v^{-1}$ é estritamente passivo com respeito à saída, com função de armazenamento definida positiva

$$2V_v(e_v, \tilde{\Theta}) = e_v^T S_v^{-1} e_v + \tilde{\Theta}^T \gamma^{-1} \tilde{\Theta}. \quad (4.26)$$

Prova: Ver Apêndice E.4. ■

Como a abordagem de controle híbrido de visão e força proposta nesta tese considera que o modelo cinemático do robô é exatamente conhecido, a seguir será apresentada uma análise de robustez, do algoritmo de servovisão 2D, a incertezas na cinemática do robô.

4.3.4 Robustez a Incertezas Cinemáticas

Considerando o algoritmo apresentado em (Hsu & Aquino 1999), a posição do efetuador $p \in \mathbb{R}^2$ no espaço operacional \mathcal{O} poderia ser calculada por meio do mapeamento de cinemática direta, uma vez que os ângulos das juntas do manipulador são *mensuráveis* e a cinemática do robô é *conhecida*. Então, a relação $p = K_v^{-1} p_v$ poderia ser utilizada e v_v^* seria expresso em termos de p ao invés de p_v , isto é,

$$v_v^* = \lambda K_v^{-1} r_v - \lambda p,$$

que conduz a uma inconsistência na definição do controlador, na condição de incerteza na cinemática do robô.

De fato, mesmo sobre perfeito conhecimento de K_v (câmera calibrada) e sem mecanismo de adaptação, o erro na cinemática pode conduzir a servovisão imperfeita, mesmo para simples tarefas de regulação ($p_{vd} \equiv 0$). Neste caso, a dinâmica do erro de imagem pode ser expressa como

$$\dot{e}_v = K_v J_p(\vartheta) (\hat{J}_p(\vartheta) K_v)^{-1} [-\lambda(e_v - K_v \Delta k)],$$

onde \hat{J}_p denota o Jacobiano nominal e Δk é a incerteza cinemática progressiva, isto é, $p = k(\vartheta) + \Delta k$. Expressando $K_v J_p(\vartheta) (\hat{J}_p(\vartheta) K_v)^{-1} = I + \Delta \mathcal{B}$, tem-se que

$$\dot{e}_v = -\lambda(I + \Delta \mathcal{B}) e_v + \lambda K_v (I + \Delta \mathcal{B}) \Delta k,$$

onde o termo Δk não desaparece e seu efeito não é atenuado por λ . A principal razão é que, em contraste com o algoritmo apresentado em (Leite et al. 2006), nenhuma realimentação direta do erro de imagem foi utilizada. Por outro lado, usando o esquema de servovisão proposto a dinâmica do erro de imagem é governada por

$$\dot{e}_v = -\lambda K_v J_p(\vartheta) (\hat{J}_p(\vartheta) K_v)^{-1} e_v = -\lambda(I + \Delta \mathcal{B}) e_v,$$

e para pequenos valores de $\Delta \mathcal{B}$, tem-se que $\lim_{t \rightarrow \infty} e_v(t) = 0$.

4.3.5 Resultados de Simulação

Para ilustrar as propriedades de robustez do controlador adaptativo proposto, apresenta-se resultados de simulação obtidos com um robô de planar de dois elos, similar ao robô manipulador utilizado nos ensaios experimentais. O comprimento do elos são $l_1 = 279,4 \text{ mm}$ e $l_2 = 228,6 \text{ mm}$, para os elos 1 e 2 respectivamente. Os parâmetros da câmera são: $\phi = \frac{\pi}{4} \text{ rad}$, $f_c = 6 \text{ mm}$, $\alpha_1 = 120 \text{ pixel mm}^{-1}$ e $\alpha_2 = 100 \text{ pixel mm}^{-1}$. Os parâmetros da superfície virtual são: $z_0 = 1 \times 10^3 \text{ mm}$, $\beta = 1 \times 10^{-1}$, $c_1 = 5$ e $c_2 = 1$. Os parâmetros do controlador são: $\lambda = 1 \text{ s}^{-1}$, $\gamma_1 = 8 \times 10^{-3} I$ e $\gamma_2 = 1 \times 10^{-7} I$.

As simulações são realizadas considerando a presença de ruído de medição no sensor de visão. Considerando uma incerteza de 10% em l_1 e 5% em l_2 e assumindo que ϕ , f_c , α_1 e α_2 são parâmetros incertos, o esquema adaptativo do Teorema 9 conduz a Figura 4.3 (a) que ilustra o evolução no tempo do erro de imagem. Note que, a convergência assintótica do erro de imagem para um conjunto residual da ordem de 1 *pixel* é graficamente clara. Por outro lado, a Figura 4.3 (b) ilustra a degradação no desempenho obtida como a estratégia de servovisão sem adaptação, com parâmetros constantes, em condições similares de incertezas no modelo cinemático do robô.

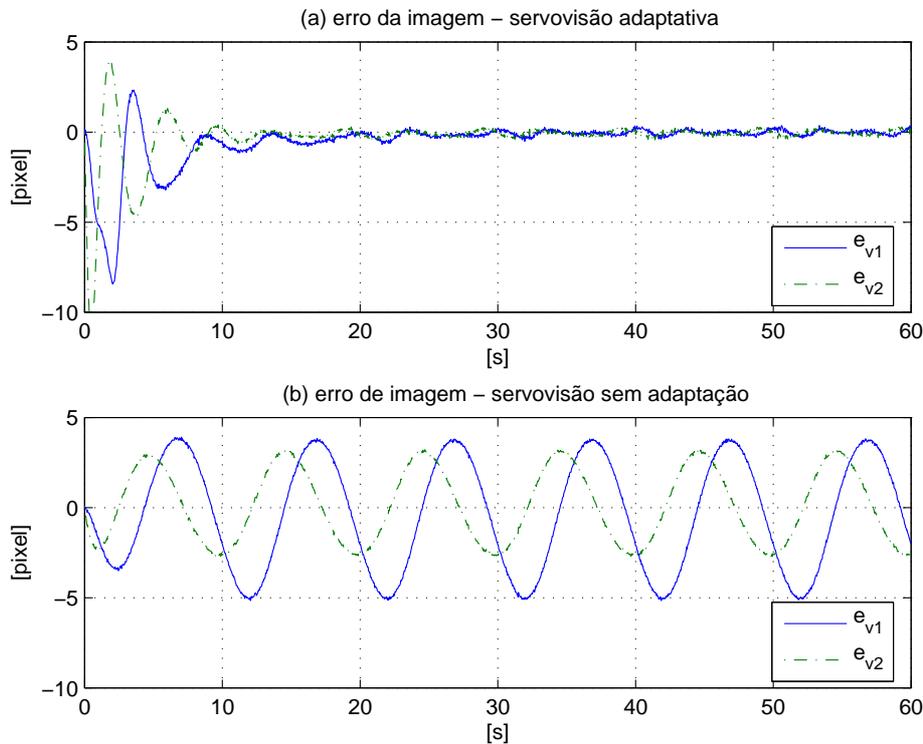


Figura 4.3: Erro de imagem: (a) servovisão adaptativa, (b) servovisão não-adaptativa com parâmetros fixos.

4.4 Estimativa da Geometria da Restrição

Considerando que o efetuador do robô interage com um ambiente parcialmente conhecido, é apropriado apresentar um método para estimar os *parâmetros geométricos* da superfície de restrição (Murray et al. 1994) e atualizar a orientação do efetuador durante a execução da tarefa. Aqui, assume-se que a superfície de restrição, descrita por $\varphi(p)=0$, é desconhecida, é única e está fixa no espaço de trabalho do robô. Esta hipótese estabelece que a posição do efetuador está confinada sobre uma superfície desconhecida com curvatura suave. Além disso, considera-se que o único parâmetro geométrico relevante para a tarefa de interesse é o vetor normal à superfície.

Na abordagem de controle híbrido é necessário separar as ações de controle de movimento e controle de interação ao longo de direções complementares do espaço da tarefa \mathcal{T} . Entretanto, para alcançar este objetivo em um espaço de trabalho não-estruturado deve-se determinar a geometria da superfície de restrição e sua relação com os sistemas de coordenadas de interesse. Desta forma, o desacoplamento das variáveis de controle podem ser realizados no espaço da restrição \mathcal{C} , onde a tarefa é naturalmente descrita e as matrizes de seleção apresentam uma forma diagonal com elementos 0 e 1.

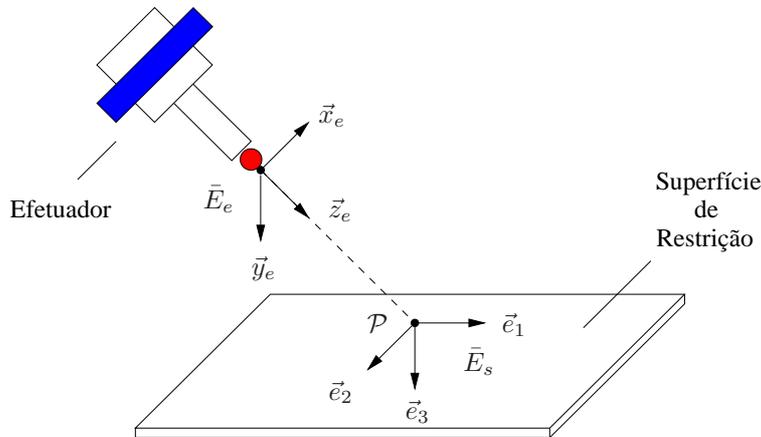


Figura 4.4: Sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s em um ponto de contato \mathcal{P} sobre a superfície.

Então, em um ponto de contato \mathcal{P} sobre a superfície de restrição considera-se um sistema de coordenadas ortonormal fixo $\bar{E}_s = [\bar{e}_1 \ \bar{e}_2 \ \bar{e}_3]$, onde os vetores \bar{e}_1 , \bar{e}_2 pertencem ao plano tangente à superfície¹ e o vetor \bar{e}_3 é ortogonal a superfície (Figura 4.4). Para um ponto de contato sem atrito, as forças podem ser aplicadas somente na direção normal a superfície. Por isso, baseado na força de contato \vec{f} que

é exercida pelo efetuador sobre a superfície define-se

$$\vec{e}_3 = -\vec{f} / \|\vec{f}\| \quad (4.27)$$

como um vetor normal estimado da superfície de restrição no ponto de contato.

Entretanto, considerando um ponto de contato com atrito, as forças podem ser exercidas em qualquer direção dentro do *cone de atrito* (Murray et al. 1994). Portanto, não ocorrem situações de perda de contato ou deslizamento sobre a superfície. Além disso, quando uma superfície com atrito é considerada a força de contato \vec{f} apresenta uma componente tangencial (Figura 4.5). Aqui, assume-se que a única ação das forças tangenciais são devido a força de atrito e a mesma atua na direção oposta aos deslocamentos do efetuador. Então, o vetor normal estimado da superfície de restrição pode ser redefinido como

$$\vec{e}_3 = -(\vec{f} - \vec{f}_t) / \|\vec{f} - \vec{f}_t\|, \quad (4.28)$$

onde a força tangencial \vec{f}_t , alinhada com a direção do movimento, é descrita por $\vec{f}_t = (\vec{f} \cdot \vec{t}) \vec{t}$, onde $\vec{t} = \Delta\vec{p} / \|\Delta\vec{p}\|$ e $\Delta\vec{p}$ é o deslocamento infinitesimal do efetuador sobre a superfície de restrição durante a interação.

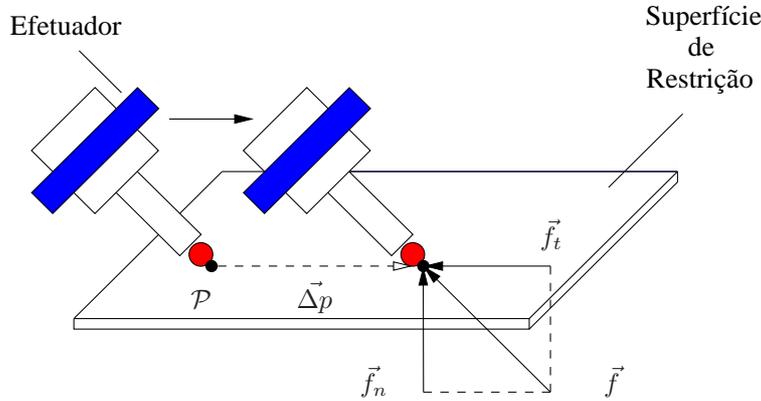


Figura 4.5: Forças tangencial e normal em um ponto de contato sobre a superfície

Note que, quaisquer vetores ortonormais \vec{e}_1, \vec{e}_2 no plano tangente poderiam ser escolhidos para compor \vec{E}_s . Entretanto, para minimizar o ângulo entre os vetores \vec{x}_e e \vec{e}_1 , a projeção do vetor \vec{x}_e sobre o plano tangente é usada para obter um vetor tangente \vec{t}_1 , isto é,

$$\vec{t}_1 = (I - \vec{e}_3 \vec{e}_3 \cdot) \vec{x}_e. \quad (4.29)$$

¹Nesta seção, sem perda de generalidade, considera-se uma superfície de geometria planar, que é localmente uma boa aproximação para superfícies suaves de curvatura regular (Siciliano et al. 2008)

Então, o vetor tangente estimado \vec{e}_1 pode ser definido por

$$\vec{e}_1 = \vec{t}_1 / \|\vec{t}_1\|, \quad (4.30)$$

e o vetor \vec{e}_2 pode ser obtido por meio da regra da mão-direita, isto é, $\vec{e}_2 = \mathcal{S}(\vec{e}_3) \vec{e}_1$.

Portanto, a orientação estimada do sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s com respeito ao sistema de coordenadas do efetuador \bar{E}_e é dada por

$$\hat{R}_{es} = [(\vec{e}_1)_e \ (\vec{e}_2)_e \ (\vec{e}_3)_e], \quad (4.31)$$

e, por isso, a orientação desejada do efetuador sobre a superfície de restrição pode ser obtida como $R_d = R_{be} \hat{R}_{es}$.

Observação 7 Durante a execução da tarefa, o vetor tangente estimado \vec{e}_1 pode ser definido usando o deslocamento infinitesimal $\vec{\Delta p}$ do efetuador sobre a superfície de restrição, tal que, $\vec{e}_1 = \vec{\Delta p} / \|\vec{\Delta p}\|$. Entretanto, do ponto de vista prático, esta estimação é mais sensível ao ruído de medição do sensor.

Observação 8 Para um ponto de contato sem atrito, o vetor normal estimado \vec{e}_3 pode ser definido em termos da força de contato \vec{f} somente. Então, um deslocamento infinitesimal $\vec{\Delta p}$ do efetuador sobre a superfície de restrição não é necessário, a fim de estimar \vec{e}_1 e consequentemente \hat{R}_{es} . Portanto, para um ponto de contato sem atrito a matriz de orientação \hat{R}_{es} pode ser definida somente em termos da força medida.

4.5 Controle Híbrido de Força e Visão

Nesta seção, considera-se o problema de controle híbrido de força e visão para um robô manipulador cinemático interagindo com um ambiente não-estruturado. Neste contexto, considere que a tarefa de interesse consiste em seguir uma característica da imagem fixada na extremidade do manipulador usando uma câmera não-calibrada, enquanto o efetuador exerce uma força de contato controlada sobre uma superfície suave de geometria desconhecida, na direção normal ao ponto de contato. Então, o objetivo de controle pode ser descrito simplesmente por

$$p_v \rightarrow p_{vd}(t), \quad e_v = p_{vd}(t) - p_v \rightarrow 0, \quad (4.32)$$

$$f \rightarrow f_d, \quad e_f = f_d - f \rightarrow 0, \quad (4.33)$$

$$R \rightarrow R_d(t), \quad R_q = R_d(t) R^T \rightarrow I. \quad (4.34)$$

Uma lei de controle cartesiana $v_k = [\mathbf{v}_h^T \ \mathbf{v}_q^T]^T$ pode ser transformada em

sinais de controle nas juntas usando $\dot{\vartheta} = J^{-1}(\vartheta) v_k$, onde a lei de controle híbrido de visão e força é obtida por

$$\mathbf{v}_h = v_{h,p} + v_{f,h} , \quad (4.35)$$

com

$$v_{h,p} = R_{be} \hat{R}_{es} (I-S) \hat{R}_{es}^T R_{be}^T \begin{bmatrix} 0 \\ v_v \end{bmatrix} , \quad (4.36)$$

$$v_{h,f} = R_{be} \hat{R}_{es} S \hat{R}_{es}^T R_{be}^T v_f , \quad (4.37)$$

e lei de controle de orientação

$$\mathbf{v}_q = \omega_d - K_o e_{qv} , \quad R_q = R_{be} \hat{R}_{es} R_{be}^T . \quad (4.38)$$

O algoritmo para o esquema de controle híbrido de visão e força correspondente é apresentado na Tabela 4.1. Note que, nesta abordagem o modelo cinemático do robô é considerado perfeitamente conhecido.

Considere $\xi_f \in \mathbb{R}^3$ o vetor de estado de erro do sistema de controle de força desacoplado $\dot{\xi}_f = A \xi_f$, onde $A \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ é uma matriz Hurwitz e ξ_f é expresso no sistema de coordenadas restrição \bar{E}_s , após selecionar a direção de controle de força. Então, pode-se enunciar o seguinte teorema:

Teorema 10 (*Estabilidade do Esquema de Controle Híbrido de Visão e Força*) *Considere o sistema em malha-fechada descrito por (2.22) e (2.23), com a lei de controle híbrida descrita por (4.35), (4.36) e (4.37), o controlador adaptativo (4.20) com lei de adaptação (4.24), o controlador de força (4.4) e o controlador de orientação (4.38). Assuma que: os sinais de referência $r_v(t)$ é contínuo por partes e uniformemente limitado em norma, f_d é constante e q_d é a representação de quaternion unitário para $R_d \in SO(3)$; S_v é dependente do estado e , portanto, $P \triangleq S_v^{-1}$ satisfaz $\frac{1}{2}\dot{P} - \lambda P < \lambda_0 I$ para $\lambda_0 > 0$; a condição (4.9) é satisfeita. Baseado nas hipóteses (H1)-(H2), as seguintes propriedades são válidas: (i) todos os sinais do sistema em malha-fechada são uniformemente limitados; (ii) $\lim_{t \rightarrow \infty} e_v(t) = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} \xi_f(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qv}(t) = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qs}(t) = \pm 1$. Então, o sistema em malha-fechada é quase-globalmente assintoticamente estável ou AGAS (no inglês, almost globally asymptotically stable).*

Prova: Ver Apêndice D.10. ■

Tabela 4.1: Algoritmo do Esquema de Controle Híbrido de Visão e Força.

Servovisão Cinemática	$p = k(\vartheta), \quad \dot{p} = J_p(\vartheta) \dot{\vartheta}, \quad \dot{\vartheta} = J^{-1}(\vartheta) v_k, \quad v_k = [\mathbf{v}_h^T \ \mathbf{v}_q^T]^T.$ $p_v = K_v(p) p + p_{v0}, \quad \dot{p}_v = G(p) v_v.$
Controle de Força	$\tau_f \hat{e}_f = -\hat{e}_f + e_f, \quad e_f = f_d - f, \quad f = -K_s(p - d_s).$ $v_f = -K_s^{-1}(K_f \hat{e}_f + K_i \int_0^t \hat{e}_f(\tau) d\tau), \quad k_f > t_f k_i.$
Servovisão Adaptativa	$e_v = p_{vd} - p_v, \quad \dot{p}_{vd} = -\Lambda p_{vd} + \Lambda r_v(t), \quad \Lambda = \lambda I, \quad \lambda > 0.$ $v_v = \Theta w_v.$
Lei de Adaptação	$\dot{\Theta}_i = \gamma_i e_{v_i} \omega_i, \quad \gamma_i > 0, \quad \rho_i = r_{v_i} - p_{v_i}, \quad i = 1, 2.$
Vetores Regressores	$w_1 = [\rho_1 \ \rho_2 \ \rho_1 p_{v1} \ \rho_1 p_{v2} \ \rho_2 p_{v1} \ \rho_2 p_{v2} \ v_{v2} \ v_{v2} p_{v1} \ v_{v2} p_{v2}]^T.$ $w_2 = [\rho_1 \ \rho_2 \ \rho_1 p_{v1} \ \rho_1 p_{v2} \ \rho_2 p_{v1} \ \rho_2 p_{v2}]^T.$
Estimação da Geometria da Superfície	$\hat{R}_{es} = [(\vec{e}_1)_e \ (\vec{e}_2)_e \ (\vec{e}_3)_e].$ $\vec{e}_3 = -(\vec{f} - \vec{f}_t) / \ \vec{f} - \vec{f}_t\ , \quad \vec{f}_t = (\vec{f} \cdot \vec{t}) \vec{t}, \quad \vec{t} = \vec{\Delta}p / \ \vec{\Delta}p\ .$ $\vec{e}_1 = \vec{t}_1 / \ \vec{t}_1\ , \quad \vec{t}_1 = (I - \vec{e}_3 \vec{e}_3^T) \vec{x}_e, \quad \vec{e}_2 = \mathcal{S}(\vec{e}_3), \vec{e}_1.$
Controle Cartesiano	$\mathbf{v}_h = v_{p,h} + v_{f,h}.$ $\mathbf{v}_q = \omega_d - K_o e_{qv}, \quad K_o = K_o^T > 0.$
Controle Híbrido	$v_{h,p} = R_{be} \hat{R}_{es} (I - S) \hat{R}_{es}^T R_{be}^T [0 \ v_v^T]^T.$ $v_{h,f} = R_{be} \hat{R}_{es} S \hat{R}_{es}^T R_{be}^T v_f.$

4.6 Resultados Experimentais

Nesta seção, descreve-se o ambiente experimental utilizado para realizar a validação do esquema de controle híbrido proposto. Em seguida, apresenta-se os resultados experimentais obtidos para demonstrar o desempenho e a viabilidade do sistema.

4.6.1 Descrição do *Hardware* e do *Software*

Os resultados experimentais foram obtidos a partir da implementação do controlador proposto em um robô manipulador Zebra Zero (Integrated Motions Inc.) de 6-DOF. Os efeitos dinâmicos são desprezíveis neste robô devido a sua alta taxa de redução nas engrenagens e alto ganho da malha de controle de velocidade. A velocidade máxima do manipulador é de aproximadamente 2 mm s^{-1} (Int 1992). Entretanto, devido a sensibilidade ao ruído, o ganho proporcional na malha de velocidade não é suficientemente alto para eliminar o erro de regime permanente causado pelo efeito da gravidade. A força da gravidade atuando nas juntas 2 e 3 (ombro e cotovelo) foi identificada *off-line* usando um método de mínimos quadrados e efetivamente compensada, adicionando este termo no sinal de controle das juntas u em (2.23) (Spong & Vidyasagar 1989).

A ferramenta consiste de um cilindro rígido acoplado ao punho do robô por meio de uma mola linear com constante elástica $k_s = 64 \times 10^{-3} \text{ kgf mm}^{-1}$, alinhada com o eixo do cilindro. Isto evita colisões fortes que poderiam danificar o

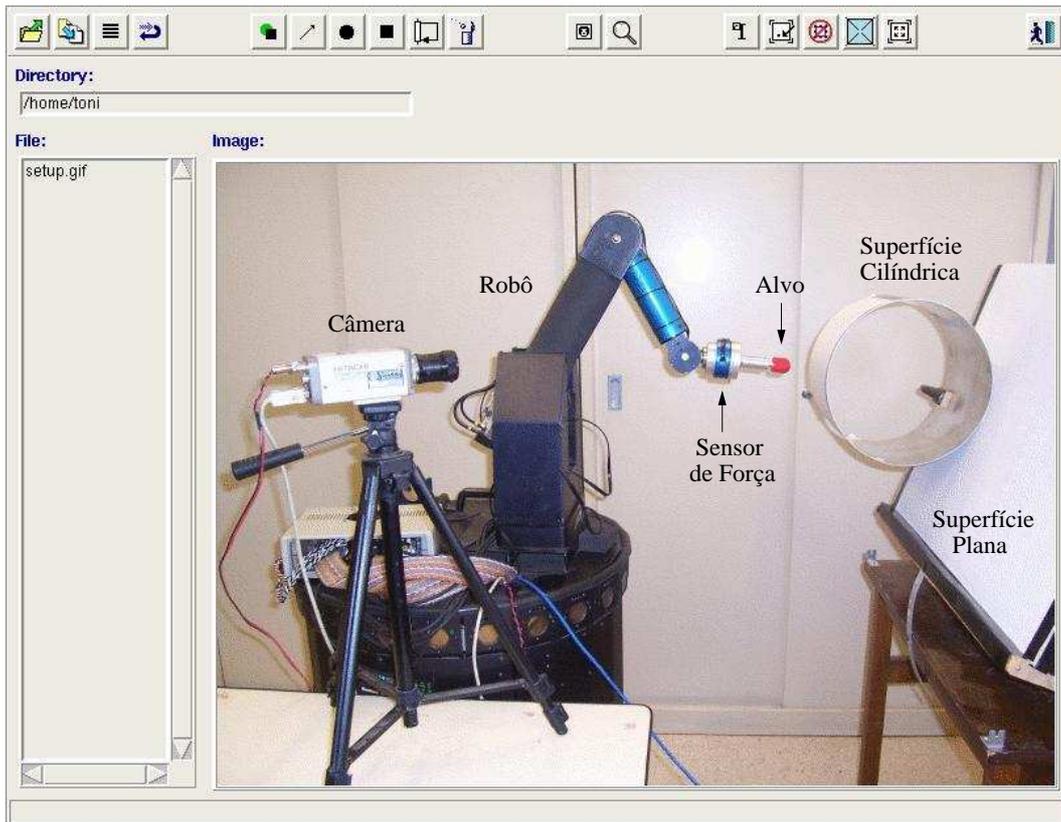


Figura 4.6: Ambiente Experimental do Esquema de Controle Híbrido de Visão e Força.

sensor de força/torque (JR3 Inc.) montado no efetuador ou a superfície de restrição durante a tarefa de interação. Uma câmera CCD KP-D50 (Hitachi Ltd.) com distância focal $f_c = 6 \text{ mm}$ e fatores de escalamento $\alpha_1 = 119,0476 \text{ pixel mm}^{-1}$, $\alpha_2 = 102,0408 \text{ pixel mm}^{-1}$ foi montada nas proximidades do Zebra Zero com ângulo de orientação $\phi \approx 0 \text{ rad}$ (ver Figura 4.6). A profundidade média entre o espaço da imagem \mathcal{I} e o espaço da tarefa \mathcal{T} foi $z_0 = 1 \times 10^3 \text{ mm}$. A característica da imagem extraída são as coordenadas do centróide de um disco vermelho (ou alvo) fixado na extremidade do efetuador. As imagens de dimensão $640 \times 480 \text{ pixel}$ são capturadas usando uma placa de captura Matrox Meteor (Matrox Electronic Systems Ltd.) com taxa de 30 quadros por segundo.

O algoritmo de servovisão é codificado em linguagem de programação C e executado a uma taxa de 35 ms em um processador Pentium Pro de 200 MHz com 64 Mbyte de memória RAM usando Linux OS. O comando de velocidade da junta gerado por meio da lei de controle híbrido alimenta a placa ISA do Zebra Zero, que fecha uma malha de velocidade usando um microcontrolador HCTL1100 (HP Inc.), operando em modo de velocidade proporcional com intervalo de amostragem de $0,52 \text{ ms}$. O processamento da imagem no formato RGB é realizada em uma subjanela de dimensão $100 \times 100 \text{ pixel}$. A primeira estimativa das coordenadas do centróide é realizada *off-line* usando uma Interface Gráfica de Usuário desenvolvida

em linguagem de programação Tcl/Tk (no inglês, *Tool Command Language and Tool Kit*) (Leite & Lizarralde 2006), denominada VServo (Figura 4.6). Durante a execução da tarefa, a característica da imagem é computada usando o algoritmo de momento da imagem (Haralick & Shapiro 1993). Em geral esta medida é contaminada por ruído e os *pixels* da vizinhança podem variar em um padrão desconhecido mesmo em um ambiente bem condicionado.

4.6.2 Experimentos e Resultados

Os ensaios experimentais foram realizados considerando que o efetuador está em contato com a superfície de restrição e sem considerar qualquer procedimento de calibração. A malha de servovisão foi projetada para realizar o rastreamento de uma trajetória de referência especificada no sistema de coordenadas da imagem \bar{E}_v , enquanto a malha de controle de força deve regular a força de contato para $0,6 \text{ kgf}$ ao longo do eixo de aproximação do efetuador. As superfícies de restrição foram o lado externo de um plano de madeira e um tubo de alumínio cilíndrico, ambos fixados sobre uma mesa do laboratório (ver Figura 4.6). Desta forma, o ensaio experimental também pode ser usado para avaliar a reorientação contínua do efetuador durante a execução da tarefa. A trajetória desejada p_{vd} é gerada por meio do modelo

$$\dot{p}_{vd} = -p_{vd} + r_v(t), \quad (4.39)$$

com sinais de referência

$$r_{v_1}(t) = p_{v_1}(0) + c_{v_1} R_r [1 - \cos(\omega_r t)], \quad (4.40)$$

$$r_{v_2}(t) = p_{v_2}(0) + c_{v_2} R_r [\sin(\omega_r t)], \quad (4.41)$$

onde $p_{v_1}(0)$ e $p_{v_2}(0)$ as coordenadas da posição inicial do centróide no sistema de coordenadas da imagem \bar{E}_v , c_{v_1} e c_{v_2} são parâmetros constantes que determinam a direção do movimento, R_r e ω_r são o raio e a velocidade angular da trajetória de referência respectivamente.

Nos ensaios experimentais, o robô manipulador deve realizar o rastreamento de uma trajetória circular com raio de 40 pixel sobre a superfície planar e uma trajetória retilínea com 120 pixel de comprimento sobre uma superfície curva, ambas com $\omega_r = \frac{\pi}{5} \text{ rad s}^{-1}$. Todos os casos de teste foram projetados para evitar singularidades cinemáticas no Jacobiano, a partir da escolha de trajetórias que não conduzem o robô manipulador às fronteiras do seu espaço de trabalho. Os parâmetros de controle utilizados nos experimentos foram $k_p = 40 \text{ mm s}^{-1} \text{ kgf}^{-1}$, $k_i = 0,4 \text{ mm s}^{-2} \text{ kgf}^{-1}$, $K_o = 5 \text{ I rad s}^{-1}$, $\lambda = 1 \text{ s}^{-1}$, $\gamma_1 = 2 \times 10^{-3} \text{ I}$ e $\gamma_2 = 2 \times 10^{-4} \text{ I}$, ajustados de forma empírica, por tentativas e erros, ou experimentação. As condições iniciais para os

parâmetros adaptativos $\Theta_{11}(0) = 0,2 \text{ mm s}^{-1} \text{ pixel}^{-1}$, $\Theta_{12}(0) = 1 \text{ mm s}^{-1} \text{ pixel}^{-1}$, $\Theta_{21}(0) = -0,2 \text{ mm s}^{-1} \text{ pixel}^{-1}$, $\Theta_{22}(0) = 1 \text{ mm s}^{-1} \text{ pixel}^{-1}$ e $\Theta_{13}(0) = 0,1$ foram obtidas a partir da melhor sintonia para o caso não-adaptativo com $\phi \approx \frac{\pi}{6} \text{ rad}$.

A Figura 4.7 descreve a evolução no tempo do erro de imagem, do erro de força e do erro de orientação respectivamente, quando o efetuador interage com uma superfície plana desconhecida. A convergência assintótica do erro de imagem para uma pequeno conjunto residual da ordem de 2 pixel é ilustrada na Figura 4.7 (a). O comportamento do erro de força em regime permanente e a suave reorientação do efetuador sobre a superfície plana pode ser observado na Figura 4.7 (b) e Figura 4.7 (c) respectivamente. O erro de força máximo em regime permanente foi aproximadamente de $0,01 \text{ kgf}$ e a norma do erro de orientação foi em torno de 5×10^{-4} . A Figura 4.8 ilustra a trajetória do efetuador realizada sobre a superfície plana, expressa no espaço da imagem e no espaço operacional. Apesar do transitório inicial, um desempenho notável foi alcançado durante o rastreamento da trajetória, conforme ilustrado na Figura 4.8 (a).

A Figura 4.9 descreve a evolução no tempo do erro da imagem, do erro de força e do erro de orientação respectivamente, quando o efetuador interage com uma superfície curva desconhecida. Pode-se observar que o erro de imagem tende para um pequena região residual da ordem de 2 pixel , como ilustrado na Figura 4.9 (a). O comportamento do erro de força em regime permanente e a contínua reorientação do efetuador sobre a superfície curva pode ser observado na Figura 4.9 (b) e Figura 4.9 (c) respectivamente. O erro de força máximo em regime permanente foi aproximadamente de $0,02 \text{ kgf}$ e a norma do erro de orientação foi em torno de 3×10^{-3} . A Figura 4.10 ilustra a trajetória do efetuador realizada sobre uma superfície curva, expressa no espaço da imagem e no espaço operacional. Após um transitório suave, um desempenho razoável foi alcançado durante o rastreamento da trajetória, conforme ilustrado na Figure 4.10 (a). O vetor normal estimado em alguns pontos da trajetória realizada sobre a superfície de restrição é ilustrado na Figura 4.8 (b) e na Figura 4.10 (b) respectivamente.

Estes resultados demonstram que o algoritmo de estimação da direção do vetor normal à superfície é uma ferramenta útil para obter a geometria da restrição em ambientes pouco estruturados. Avaliando a trajetória do efetuador no plano XZ do sistema de coordenadas da base, é possível observar a presença de pequenas oscilações em torno de 2 mm de profundidade devido a efeitos não modelados como, por exemplo, flexibilidade do braço e folga de engrenagens nas juntas do robô.

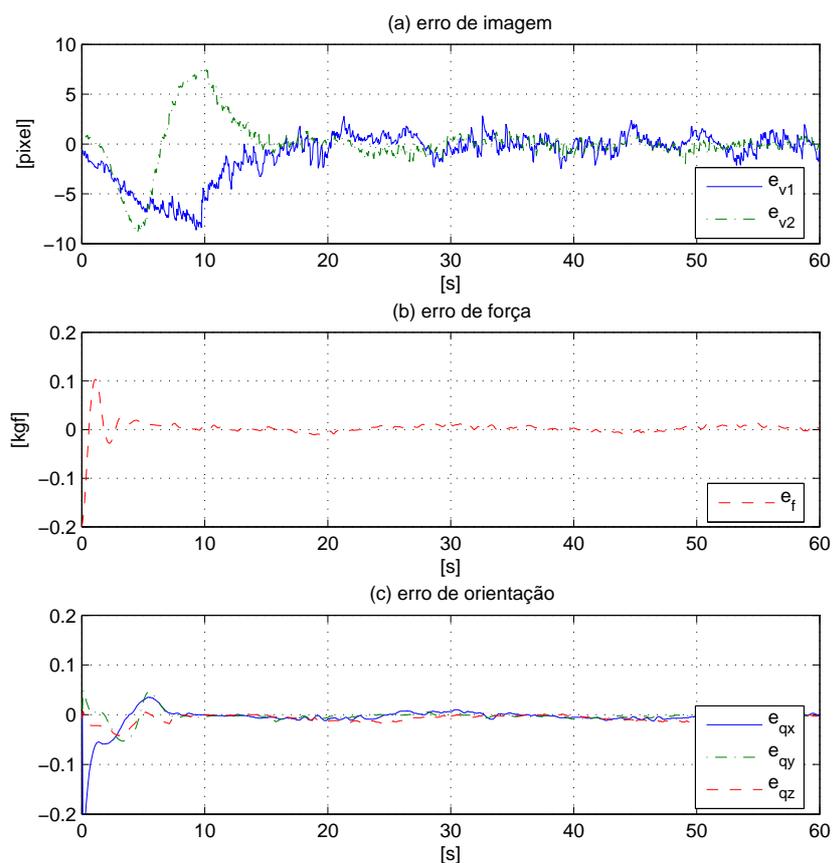


Figura 4.7: Superfície plana: (a) erro de imagem, (b) erro de força e (c) erro de orientação.

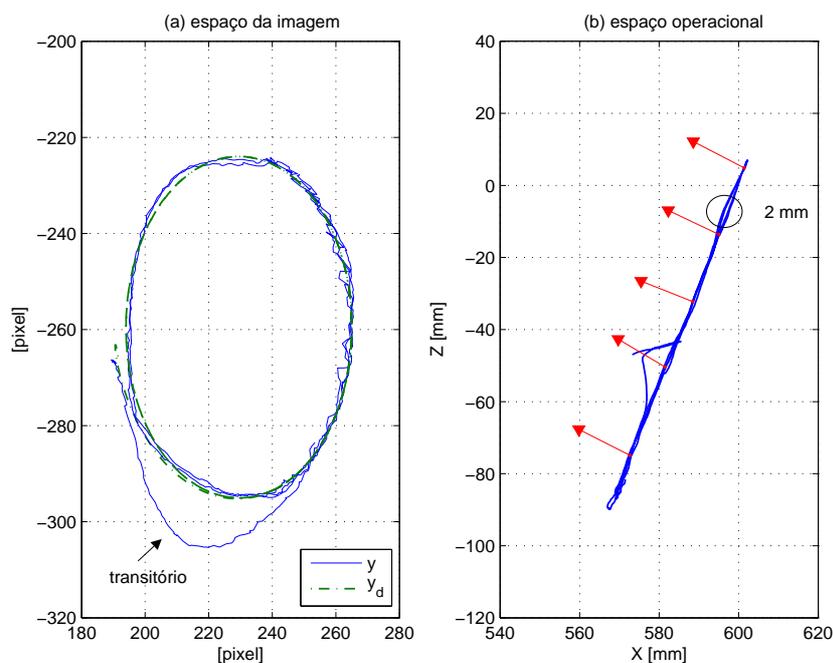


Figura 4.8: Superfície plana: (a) trajetória do efetuador no espaço da imagem, (b) trajetória do efetuador no plano XZ do espaço operacional.

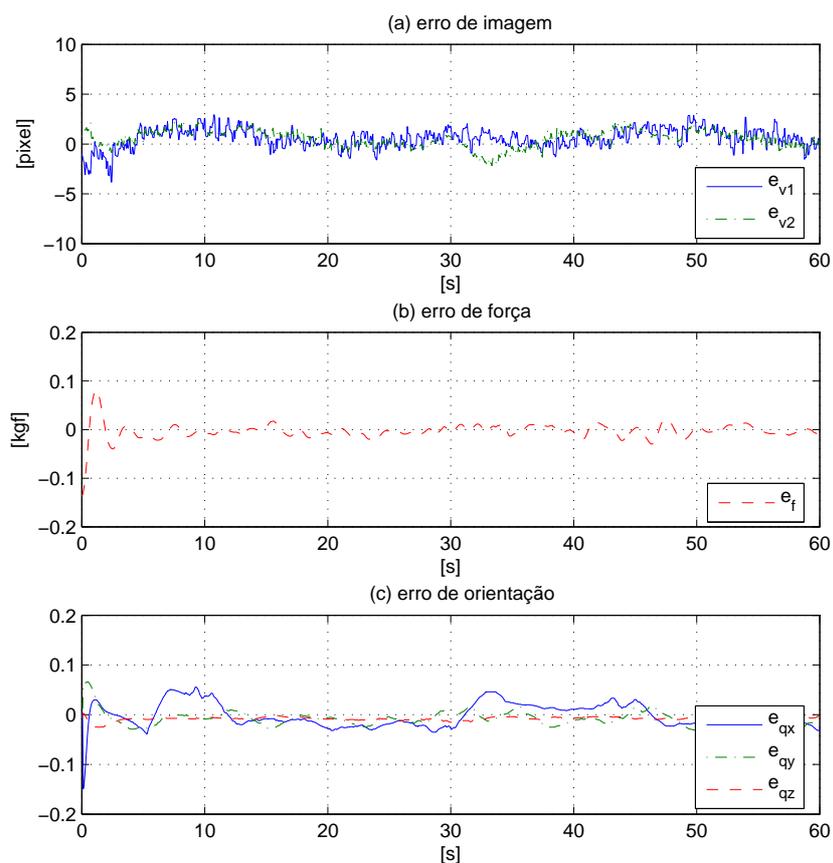


Figura 4.9: Superfície curva: (a) erro da imagem, (b) erro de força e (c) erro de orientação.

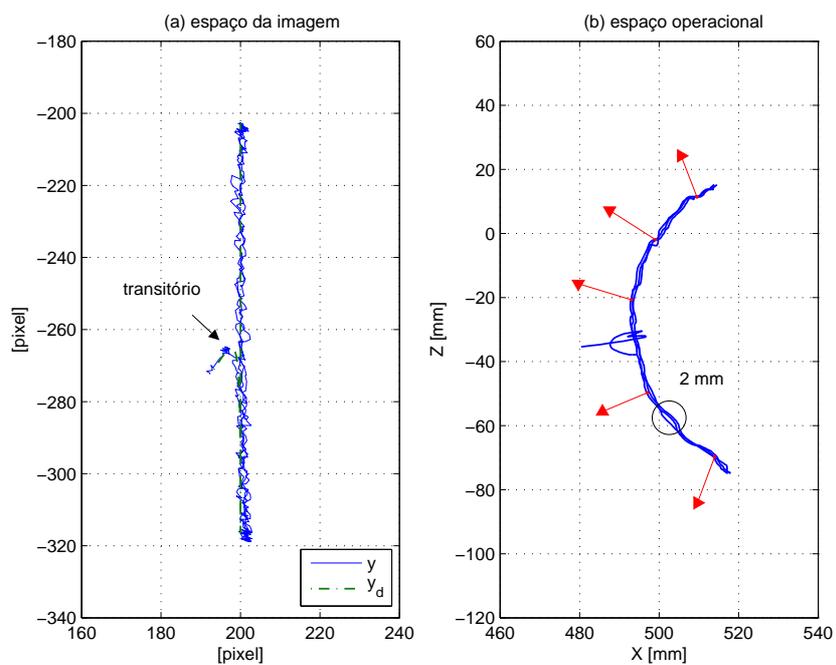


Figura 4.10: Superfície curva: (a) trajetória do efetuador no espaço da imagem, (b) trajetória do efetuador no plano XZ do espaço operacional.

4.7 Controle Dinâmico Híbrido de Visão e Força

Considere o problema de controle híbrido de visão e força para um robô manipulador de 3-DOF com dinâmica não-desprezível como, por exemplo, robôs manipuladores com acionamento direto nas juntas. De acordo com a Seção 2.3, a dinâmica não-linear do modelo do robô manipulador interagindo com o ambiente pode ser expressa em coordenadas generalizadas por

$$M(\vartheta) \ddot{\vartheta} + C(\vartheta, \dot{\vartheta}) \dot{\vartheta} + g(\vartheta) = \tau - J_p^T(\vartheta) f, \quad (4.42)$$

onde $\tau \in \mathbb{R}^3$ é o vetor de torques nos atuadores das juntas e $f \in \mathbb{R}^3$ é o vetor da força de contato exercida pelo efetuador sobre o ambiente. Nesta seção, a idéia é utilizar novamente uma estratégia de controle em cascata para solucionar o problema de controle híbrido de visão e força para um robô manipulador com dinâmica não-desprezível, análogo ao caso onde somente a abordagem de servovisão foi considerada (Hsu et al. 2007, Zachi, Hsu, Ortega & Lizarralde 2006). Então, de acordo com os passos (S1)-(S3) da estratégia de controle em cascata apresentada na Seção 2.9.2 pode-se definir o sinal de referência de velocidade $\dot{\vartheta}_r(t)$ como:

$$\dot{\vartheta}_r = J_p^{-1}(\vartheta) \mathbf{v}_h, \quad (4.43)$$

e a partir do erro virtual de velocidade (2.95), o movimento do efetuador no espaço operacional \mathcal{O} é descrito por

$$\dot{p} = \mathbf{v}_h + J_p(\vartheta) \sigma, \quad (4.44)$$

que é similar ao caso de controle por torque computado apresentado no Exemplo 1 da Seção 2.9.2, onde $\sigma \in \mathbb{R}^3$ pode ser considerado como uma perturbação que desaparece uma vez que a partir do Teorema 5 conclui-se que este termo converge assintoticamente para zero. Deste modo, a estratégia de controle híbrido de visão e força (4.35) pode ser conectada em cascata com o controle dinâmico adaptativo (2.105)-(2.106), conforme ilustrado na Figura 4.11, por meio da simples definição

$$\dot{\vartheta}_m = J_p^{-1}(\vartheta) \mathbf{v}_h + \lambda e, \quad \ddot{\vartheta}_m = \dot{J}_p^{-1}(\vartheta) \mathbf{v}_h + J_p^{-1}(\vartheta) \dot{\mathbf{v}}_h + \lambda \dot{e}, \quad (4.45)$$

onde $\ddot{\vartheta}_m$ depende da velocidade da imagem e da derivada da força de contato (e portanto da velocidade do efetuador), simultaneamente. Por outro lado, sabe-se que a medição de velocidade é prejudicada por dados ruidosos dos sensores de imagem. Nesta tese foi proposto um esquema de servovisão adaptativa livre da medição da velocidade da imagem (Hsu et al. 2007), que pode ser vantajoso do ponto de vista prático. Portanto, considerando as propriedades de passividade da estratégia de

controle adaptativo de movimento do robô estabelecidas pelo Teorema 5, pode-se aplicar o Teorema 4 onde os subsistemas Σ_1 e Σ_2 conectados em cascata são identificados pelos seguintes estados correspondentes:

$$\begin{aligned} \Sigma_1 : \quad \mathbf{x}_1^T &= \begin{bmatrix} e_v^T & \xi_f^T & \tilde{\Theta}^T & e_{qs} & e_{qv}^T \end{bmatrix}. \\ \Sigma_2 : \quad \mathbf{x}_2^T &= \begin{bmatrix} e^T & \dot{e}^T & \tilde{a}^T \end{bmatrix}, \quad \mathbf{y}_2 = \sigma. \end{aligned}$$

Então, a partir do Teorema 4, pode-se mostrar que todos os sinais do sistema são limitados e $\lim_{t \rightarrow \infty} \sigma(t) = 0$. Isto implica que $\lim_{t \rightarrow \infty} e(t) = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} e_v(t) = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} \xi_f(t) = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qv}(t) = 0$ e conseqüentemente, $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qs}(t) = \pm 1$, provando a estabilidade assintótica quase-global do sistema de controle em malha-fechada.

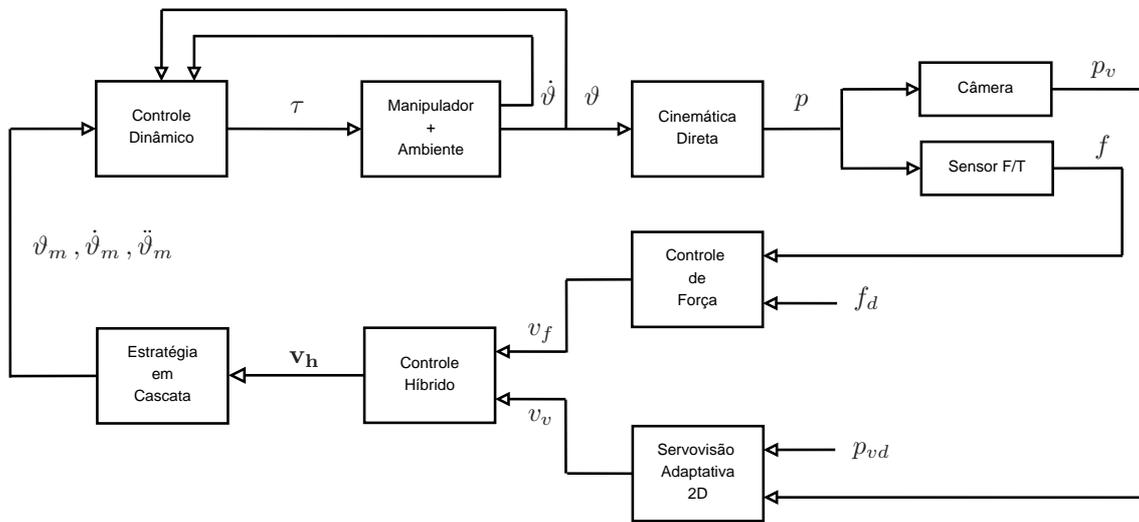


Figura 4.11: Diagrama em blocos da estratégia de controle em cascata para o esquema de controle híbrido de visão e força.

Nesta seção apresenta-se resultados de simulação obtidos a partir de um robô manipulador de 3-DOF, similar ao PUMA 560, para ilustrar o desempenho do esquema de controle proposto. A tarefa de interesse consiste em seguir uma trajetória de referência especificada no espaço da imagem de uma câmera fixa e não-calibrada, com eixo óptico perpendicular ao plano da tarefa, enquanto o efetuador exerce uma força de contato controlada sobre uma superfície plana, com orientação incerta. Nas simulações, a orientação do efetuador foi considerada fixa (constante) ou previamente conhecida e a variação de profundidade entre o plano da imagem e o plano da tarefa foi considerada desprezível. Por isso, o problema de servovisão adaptativa 2D é simplificado e a sobre-parametrização do vetor de parâmetros é evitada.

Os parâmetros de inércia do robô manipulador (*e.g.*, comprimentos e massas dos elos, centros de gravidade, termos diádicos de inércia e redução de engrenagens das juntas) são obtidos a partir de (Armstrong et al. 1986). Os parâmetros da câmera são: $\phi = \frac{\pi}{4} \text{ rad}$, $f_c = 6 \text{ mm}$, $z_0 = 1 \times 10^3 \text{ mm}$, $\alpha_1 = 120 \text{ pixel mm}^{-1}$ e $\alpha_2 = 100 \text{ pixel mm}^{-1}$. Os parâmetros de controle são: $\lambda = 1 \text{ s}^{-1}$, $\gamma_1 = 8 \times 10^{-3} I$, $\gamma_2 = 1 \times 10^{-7} I$, $k_s = 64 \times 10^{-3} \text{ kgf mm}^{-1}$, $k_p = 40 \text{ mm s}^{-1}$, $k_i = 4 \text{ mm s}^{-2}$, $\Theta_1(0) = [0 \ 0 \ 0]^T$, $\Theta_2(0) = [0 \ 0]^T$, $\Lambda = 50 I$, $a(0) = [0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0]^T$.

As simulações são realizadas na presença de ruído de medição nos sensores de força e visão. Considerando uma incerteza de 10% em l_1 e 5% em l_2 , e assumindo que ϕ , f_c , α_1 e α_2 são parâmetros desconhecidos, o esquema de servovisão adaptativa conduz à Figura 4.12(a), que descreve a evolução no tempo do erro de imagem. Note que, a convergência assintótica para um pequeno conjunto residual da ordem de 2 *pixel* é graficamente clara. O comportamento do erro de força, quando o efetuador interage com uma superfície plana com orientação desconhecida é ilustrado na Figura 4.12(b). As Figuras 4.13 e 4.14 descrevem a evolução no tempo da adaptação dos parâmetros do esquema de servovisão e do controle dinâmico do robô respectivamente. Apesar do transitório inicial, um desempenho satisfatório foi alcançado durante o rastreamento da trajetória, como ilustrado na Figura 4.15.

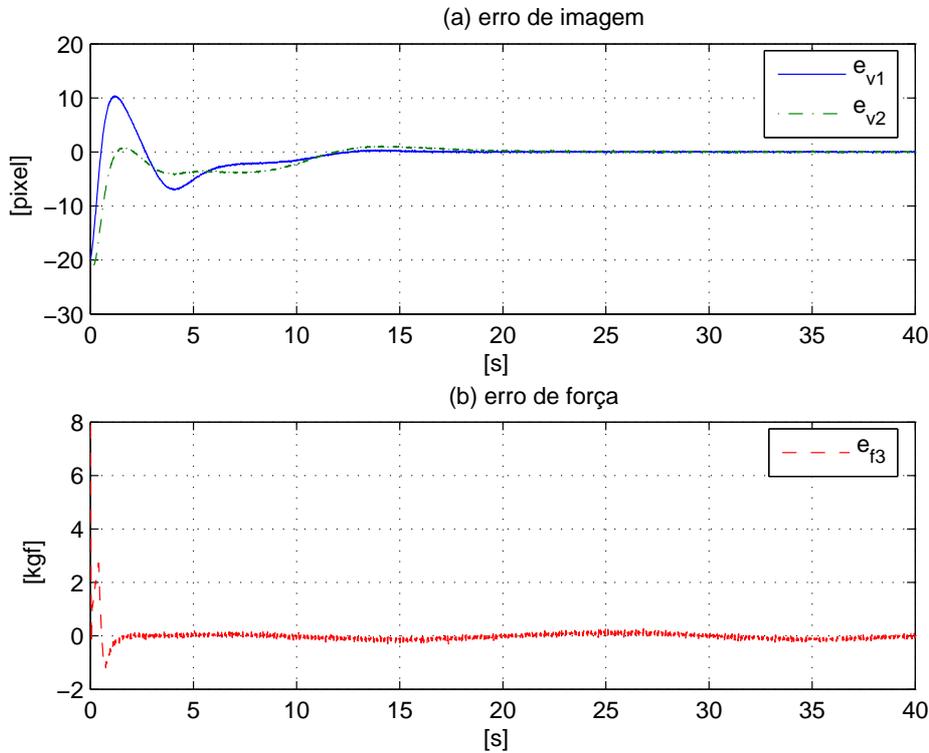


Figura 4.12: (a) Erro de imagem e (b) erro de força.

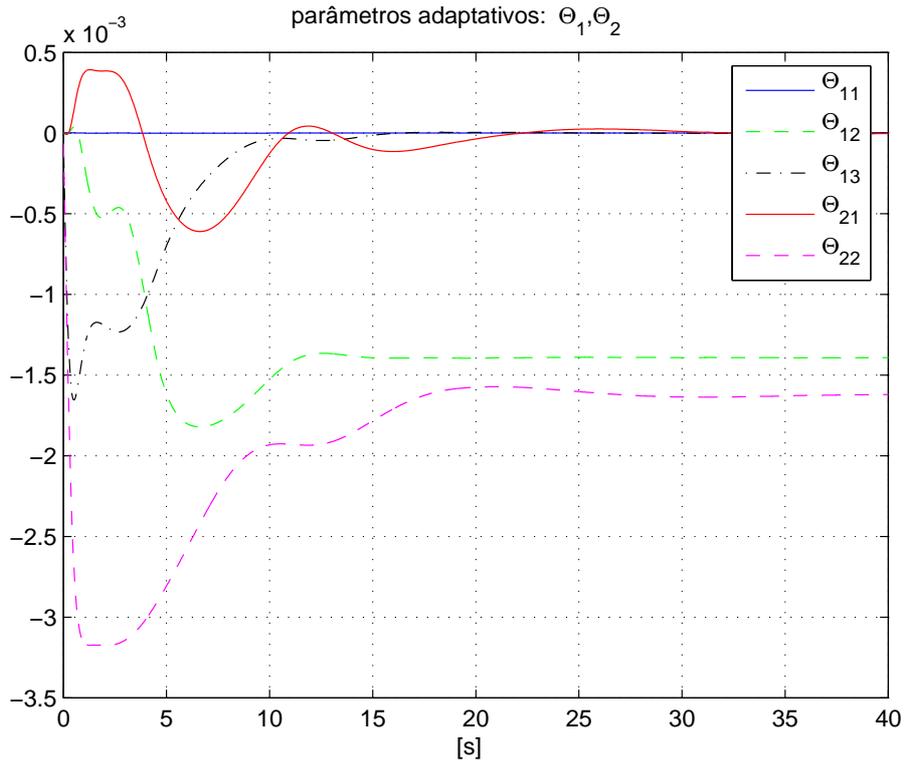


Figura 4.13: Parâmetros adaptativos: Θ_1, Θ_2 .

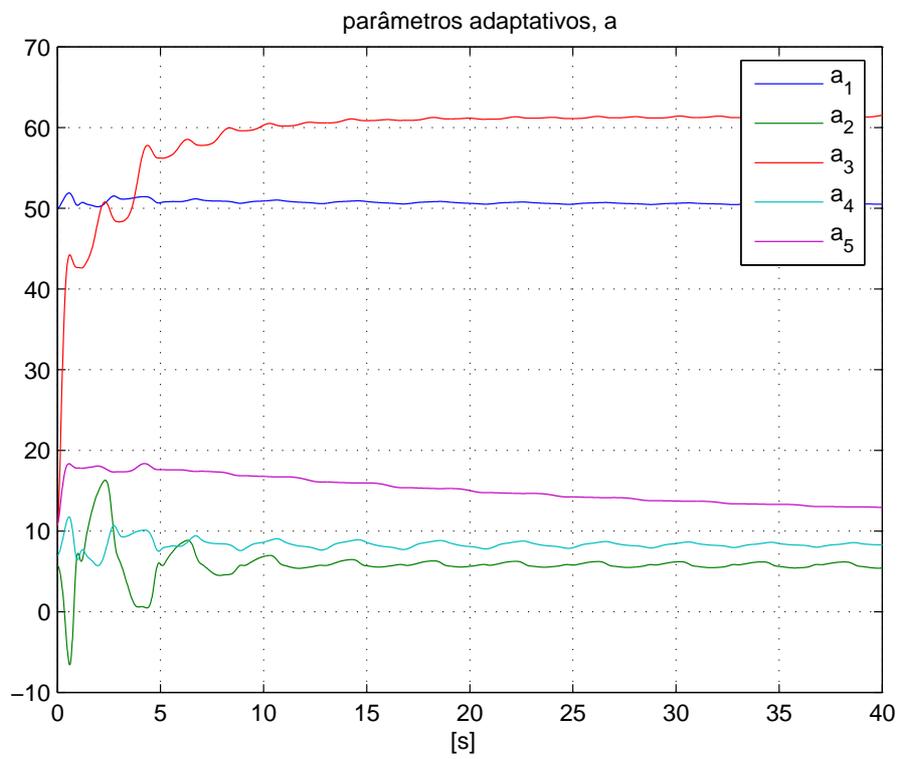


Figura 4.14: Parâmetros adaptativos: a .

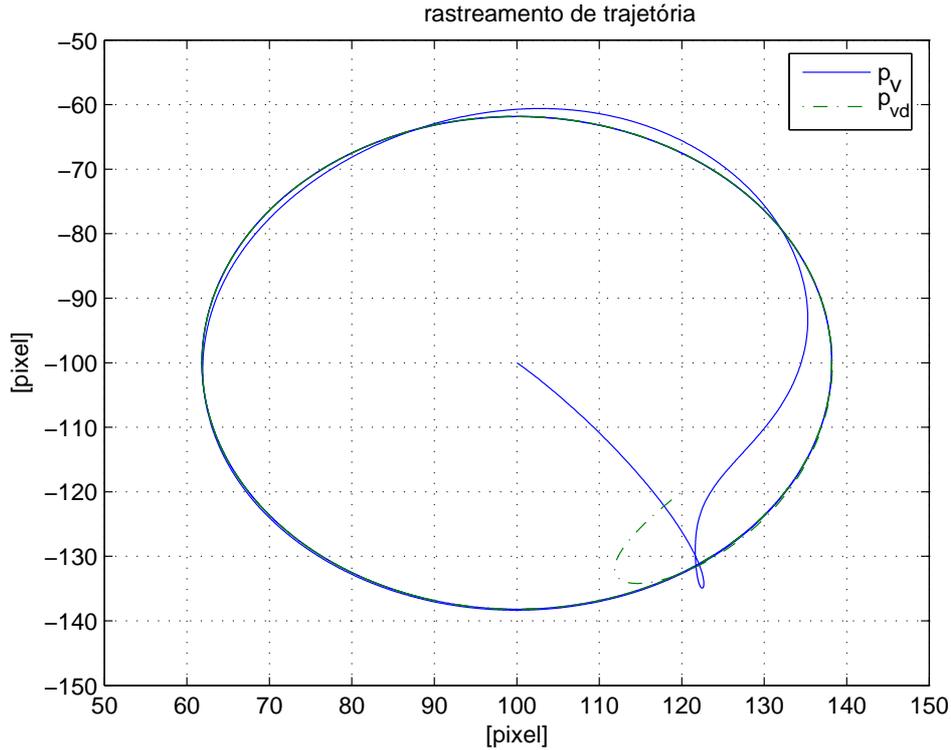


Figura 4.15: Rastreamento da trajetória no espaço da imagem.

4.8 Conclusão

Neste capítulo, considera-se o problema de controle híbrido de visão e força para robôs manipuladores interagindo com superfícies de geometria planas e curvas. Um esquema de controle híbrido é utilizado para combinar estratégias de controle de força direta e servovisão adaptativa, na presença de incertezas nos parâmetros de calibração da câmera e nos parâmetros geométricos da superfície.

A estratégia de servovisão adaptativa é baseada em um método de fatoração da matriz de controle para solucionar o problema de controle adaptativo multivariável, enquanto que a estratégia de controle de força utiliza uma lei com ação integral para atenuar os efeitos de perturbação na força. Uma câmera fixa com eixo óptico não-perpendicular ao espaço de trabalho do robô é usada para o controle da posição do efetuador, enquanto que um sensor de força montado no punho do robô é usado para a regulação da força de contato. Para solucionar o problema de interação sobre superfícies desconhecidas é desenvolvido um método para estimar a geometria da restrição e manter o efetuador ortogonal à superfície no ponto de contato durante a execução da tarefa, considerando a presença das forças de atrito.

A partir de uma estratégia de controle em cascata, o esquema de controle híbrido de visão e força, baseado em uma abordagem cinemática, é combinado com um esquema de controle adaptativo dinâmico, que considera as incertezas na dinâ-

mica não-linear do robô. O formalismo de passividade e a teoria de estabilidade de Lyapunov, são utilizados para desenvolver a análise de estabilidade e convergência para os esquemas interconectados. Simulações e resultados experimentais são apresentados para ilustrar o desempenho e a viabilidade do esquema de controle híbrido de visão e força proposto.

Capítulo 5

Conclusões e Trabalhos Futuros

Neste capítulo, apresenta-se as conclusões e as considerações finais sobre o tema de pesquisa considerado nesta tese, juntamente com um breve resumo do que foi apresentado e discutido nos capítulos anteriores. Por fim, são apresentadas algumas sugestões e propostas para desenvolvimento de trabalhos futuros.

5.1 Conclusões

- Nesta tese, considera-se primeiramente o problema de controle híbrido de posição e força para robôs manipuladores interagindo com ambientes estruturados. A estratégia de controle híbrido pode ser desenvolvida a partir de abordagens cinemática e dinâmica. A idéia básica é projetar uma lei de controle linearizante para a equação do modelo adotado e então projetar leis de controle lineares para permitir o seguimento de trajetórias de posição e força simultaneamente. Em geral, as leis de controle linearizante são baseadas em uma compensação total ou parcial da força de contato, e o ambiente pode ser modelado considerando os conceitos de rigidez ou complacência.
- A estratégia de controle híbrido torna-se invariante com respeito ao sistema de coordenadas adotado, em particular, quando a tarefa de interação é realizada sobre uma superfície de geometria plana. Neste caso, os sinais de controle podem ser projetados diretamente no espaço da restrição \mathcal{C} , onde as matrizes de seleção são constantes (com elementos 0 e 1), e análise de estabilidade é simples e intuitiva. Por outro lado, quando a tarefa de interação é executada sobre uma superfície curva com baixas velocidades, pode-se considerar que a superfície é localmente plana e a propriedade de invariância permanece válida para fins da análise de estabilidade.

- Entretanto, as condições estabelecidas anteriormente com respeito à velocidade da tarefa e à geometria da superfície podem ser restritivas do ponto de vista prático, particularmente, em aplicações onde a rapidez na execução da tarefa é um requisito fundamental ou quando o efetuador do robô interage com ambientes pouco estruturados. De fato, quando a tarefa de interação é realizada sobre uma superfície com geometria curva, a orientação do sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b , torna-se variante no tempo, uma vez que o vetor normal à superfície não é constante. Por isso, a matriz de rotação R_{bs} , deve ser considerada no projeto e na análise de estabilidade do esquema de controle híbrido. Isto motiva o desenvolvimento de um esquema de controle híbrido de posição e força, baseado em um termo dependente da orientação, para permitir a execução de tarefas de interação sobre superfícies com geometria plana e de curvatura regular.
- Dependendo da tarefa pode ser necessário reorientar o efetuador no ponto de contato, uma vez que para superfícies de geometria curva a direção do cone de atrito é variante no tempo e, por isso, não é possível garantir que o movimento do efetuador permaneça confinado sobre a superfície durante a execução da tarefa. Então, deve-se controlar não somente a posição e a força de contato, mas também a orientação do efetuador sobre a superfície. A estratégia de controle de orientação utiliza a abordagem de *quaternion* unitário, que é uma representação livre de singularidades e computacionalmente eficiente.
- Um esquema de controle adaptativo cinemático, baseado em uma lei de adaptação composta, é apresentado para solucionar o problema de controle de posição, quando o modelo cinemático do robô é incerto. As incertezas na cinemática de um robô podem ser analisadas de um ponto de vista prático e surgem, por exemplo, quando o efetuador é substituído por outra ferramenta com dimensões diferentes, que é mais adequada para a execução de uma determinada tarefa, ou quando o efetuador agarra um objeto com dimensões desconhecidas para usá-lo como uma ferramenta. Esses exemplos, demonstram que a incerteza no modelo cinemático do robô é um problema relevante e que pode ser considerado separadamente da incerteza no modelo dinâmico.
- Nesta tese considera-se também o problema de servovisão 2D e 3D para robôs manipuladores incertos, usando uma câmera fixa montada no espaço de trabalho. O objetivo de controle consiste no seguimento de trajetórias de referências definidas no espaço da imagem \mathcal{I} , considerando o eixo óptico da câmera perpendicular ao plano da tarefa e a presença de incertezas nos parâmetros intrínsecos e extrínsecos da câmera. Os esquemas de servovisão adaptativa são projetados a partir de uma abordagem cinemática e podem ser conectados com um esquema de controle

adaptativo de movimento para o robô, por meio de uma estratégia de controle em cascata. Os parâmetros dos modelos cinemático e dinâmico do robô podem ser atualizados a partir de uma lei de adaptação indireta/direta do tipo gradiente.

- Para evitar a necessidade de medição da velocidade da imagem, o problema de servovisão adaptativa 2D é formulado como um problema de controle adaptativo multivariável para plantas com grau relativo $n^* = 2$. Como uma solução, utiliza-se a abordagem de controle adaptativo MIMO para sistemas com grau relativo $n^* = 2$ baseada no método de fatoração SDU. A solução para o problema de servovisão adaptativa 3D, sem medição da velocidade da imagem, é baseada em uma definição apropriada para os erros de rastreamento planar e de profundidade, e na utilização de filtros de primeira ordem para os erros. Para o subsistema de rastreamento de profundidade a abordagem de MRAC padrão foi utilizada, enquanto que para o subsistema de rastreamento planar a abordagem de MRAC baseada no método de fatoração SDU foi adotada.
- Nesta tese, considera-se também o problema de controle híbrido de visão e força para robôs manipuladores com dinâmica não-desprezível, interagindo com ambientes não-estruturados. Uma abordagem híbrida é proposta para combinar servovisão adaptativa 2D e controle de força direta, quando os parâmetros de calibração da câmera, o modelo dinâmico do robô e a geometria da superfície de contato são considerados incertos. A tarefa de interesse consiste em seguir uma trajetória de referência especificada no espaço da imagem \mathcal{I} de uma câmera monocular fixa, enquanto que um sensor de força/torque montado no punho do robô é utilizado para regular a força de contato na direção normal à superfície.
- Uma vez que a tarefa de interação é realizada sobre uma superfície de geometria desconhecida não é possível garantir que o eixo óptico da câmera permaneça perpendicular ao plano de trabalho do robô. Neste caso, a distância total entre o ponto focal da câmera e o plano da tarefa é variante no tempo, e depende da posição do efetuador sobre a superfície. A estratégia de servovisão adaptativa utiliza um método de simetrização da matriz de controle baseado na fatoração SDU para solucionar o problema de controle adaptativo multivariável. A variação de profundidade no espaço cartesiano é considerada a partir de uma função de aproximação linear, e recorrendo à uma expansão em Séries de Taylor é possível projetar uma lei de adaptação linearmente parametrizada, sem medição da profundidade. O esquema de servovisão adaptativa é considerado robusto na medida em que apresenta reduzida sensibilidade à incertezas na cinemática do robô.
- Do ponto de vista prático, existem diversos fatores que podem influenciar no desempenho de aplicações baseadas em controle de força como, por exemplo, per-

turbações externas, ruído do sensor de força, incertezas nos parâmetros do robô e erros de modelagem do ambiente. A estratégia de controle de força utilizada é baseada em uma ação integral devido à sua conhecida robustez à perturbações externas e atraso no tempo de medição. Porém, considerando a presença de incertezas na rigidez da superfície, a estratégia proposta pode não ser suficiente para atenuar as perturbações na força e garantir um desempenho satisfatório durante a execução da tarefa, simultaneamente.

- A abordagem de controle híbrido é baseada em uma separação das variáveis de controle em subespaços ortogonais complementares de movimento e de interação. Para que este desacoplamento seja realizado em um ambiente não-estruturado, apresenta-se um método de estimação para obter a geometria da superfície de contato baseado em medições de força e deslocamento, na presença das forças de atrito. Além disso, a partir da estimação da geometria da restrição é possível reorientar o efetuador durante a execução da tarefa, por exemplo, na direção normal à superfície.
- A partir de uma estratégia em cascata o esquema de controle híbrido de visão e força, baseado na abordagem cinemática, é combinado com um esquema de controle adaptativo de movimento no espaço operacional, que considera a dinâmica não-linear do robô incerta, resultando em um sistema de controle estável em malha-fechada. Entretanto, o esquema desenvolvido considera que a velocidade da imagem e a derivada da força (e portanto a velocidade do efetuador) estão disponíveis ou podem ser estimadas. Contudo, esta hipótese pode ser restritiva, do ponto de vista prático, uma vez que a medida de velocidade geralmente é contaminada por ruído.
- Uma análise de estabilidade e convergência para os sistemas de controle em malha-fechada, interconectados a partir de uma estrutura em cascata, foi apresentada baseada na teoria de estabilidade de Lyapunov e no paradigma de passividade. A passividade é comumente aplicada em vários problemas de controle de sistemas mecânicos, tais como, controle de robôs manipuladores, posicionamento dinâmico de navios e controle de veículos submarinos. A abordagem de passividade estabelece regras simples para descrever combinações de subsistemas baseadas em um formalismo de funções de Lyapunov, que são generalizações do conceito de energia em sistemas dinâmicos.
- Simulações usando os modelos de servovisão 2D e 3D, bem como os modelos cinemático e dinâmico de um robô manipulador de 3-DOF similar ao PUMA-560, são apresentadas para ilustrar o desempenho e a viabilidade dos esquemas de servovisão adaptativa propostos. Resultados experimentais obtidos a partir

de um sistema robótico real composto por um sensor de força/torque (JR3 Inc.), uma câmera CCD KP-D50 (Hitachi Ltd.) e um robô manipulador Zebra Zero (Integrated Motions Inc.) interagindo com superfícies de geometria plana e curva, comprovam a eficácia e a aplicabilidade do esquema de controle híbrido de visão e força desenvolvido. Finalmente, resultados de simulação para o esquema de controle híbrido de visão e força, conectado em cascata com o esquema de controle adaptativo de movimento do robô, são apresentados considerando a orientação do efetuador constante e que a geometria da superfície é plana.

5.2 Propostas para Trabalhos Futuros

Alguns temas de pesquisa que podem ser investigados seguindo as idéias apresentadas nesta tese são:

5.2.1 Servovisão Robótica

Considerando o problema de servovisão adaptativa 2D e 3D, os seguintes tópicos podem ser investigados:

- Desenvolver um esquema de servovisão adaptativa para rastreamento de alvos móveis usando uma câmera móvel (*eye-in-hand*), sem medição da velocidade da imagem, baseado nas idéias discutidas nesta tese;
- Relaxar a hipótese que os sistemas de coordenadas da câmera \bar{E}_c e da base do robô \bar{E}_b estão alinhados com relação ao eixo de profundidade, para a formulação do problema de servovisão adaptativa;
- Utilizar a estratégia de medição da área para estimar indiretamente a variação de profundidade na transformação camera/espaco de trabalho para evitar o problema de sobre-parametrização na lei de controle de servovisão adaptativa, quando o eixo óptico da câmera é não-perpendicular ao plano da tarefa;
- Considerar o problema de oclusão da característica da imagem no problema de servovisão adaptativa a partir de técnicas para evitar oclusão da imagem apresentadas na literatura (Mezouar & Chaumette 2002), bem como relaxar a hipótese que o movimento do robô é planejado para evitar as singularidades cinemáticas;
- Investigar outros tipos de características da imagem ou *features* que poderiam ser extraídas para realizar tarefas de seguimento de trajetória. Nesta tese, considerase apenas características geométricas obtidas a partir do modelo clássico de projeção perspectiva (*e.g.*, centróide e a área do objeto) de uma câmera monocular. Por outro lado, para utilizar características relacionadas com o movimento da imagem

ou obtidas por meio de outros sensores de visão (*e.g.*, câmeras do tipo *fish-eye* ou *catadioptric*) deve-se empregar técnicas de modelagem sofisticadas a fim de selecionar as características da imagem adequadas (Chaumette & Hutchinson 2007).

5.2.2 Controle de Força Direta e Indireta

Considerando o problema de controle de força direta e indireta, os seguintes tópicos podem ser desenvolvidos:

- Relaxar a hipótese que a matriz de rigidez do ambiente K_s é diagonal na análise e no projeto de controle híbrido. De fato, para tarefas de interação sobre ambientes elásticos, K_s pode ser simétrica ou não-simétrica. Então, para o caso onde K_s é incerta pode-se utilizar o método da fatoração SDU para solucionar o problema de controle adaptativo multivariável (Costa et al. 2003).
- Investigar outras técnicas de controle de interação como, por exemplo, as abordagens de Controle Híbrido de Impedância e Controle Paralelo, e incluí-las no esquema de controle de visão e força desenvolvido nesta tese (Leite et al. 2009a). O esquema de controle híbrido considera a distinção entre os subespaços controlados por força e posição, mas não utiliza o conceito de impedância do manipulador. O controle de impedância faz com que o robô se comporte como um sistema massa-mola-amortecedor e, neste caso, a força de interação pode ser regulada mesmo na presença de incertezas na localização do ponto de contato e nas propriedades estruturais do ambiente (Liu & Goldenberg 1991). Por sua vez, no controle paralelo não existe o desacoplamento das variáveis de controle e, portanto, todas as informações de posição e força podem ser utilizadas para obter uma melhoria no desempenho do sistema durante a execução da tarefa, mesmo na presença de situações de impactos não planejadas, onde podem surgir grandes forças de contato entre a ferramenta e o objeto manipulado (Chiaverini & Sciavicco 1993).
- Considerando que o coeficiente de rigidez do ambiente é desconhecido as leis de controle de força apresentadas podem não ser adequadas para garantir um desempenho satisfatório, em termos de acurácia e precisão, durante a execução de uma tarefa de interação. Além disso, variações abruptas na rigidez, que ocorrem quando o efetuador move-se ao longo de uma superfície composta por dois materiais com coeficientes diferentes, podem causar um comportamento indesejável na estratégia de controle de força, danificando a ferramenta e a superfície de contato (Karayiannidis & Doulgeri 2010, Villani et al. 1999). Nestes casos, estratégias de controle adaptativo ou robusto podem ser utilizadas para assegurar o desempenho do controle de força direta, na presença de incertezas na rigidez do ambiente. Então, baseado na abordagem de controle adaptativo por modelo de referência, um

modelo de referência para a força de contato desejada f_d pode ser obtido usando

$$\dot{f}_d = -\Lambda f_d + \Lambda f_r(t), \quad (5.1)$$

onde $f_r \in \mathbb{R}^3$ é um sinal de referência de força assumida ser uniformemente limitada. Por simplicidade, considera-se $\Lambda = \lambda I$ e $\lambda > 0$, para que o modelo de referência seja estável. A partir do modelo de força (2.41) e (5.1), a lei de controle ideal v_f^* é dada por:

$$v_f^* = \lambda k_s^{-1} (f - f_r), \quad (5.2)$$

e a partir do erro de força (2.40) pode-se obter a seguinte equação do erro

$$\dot{e}_f = -\lambda e_f + k_s v_f - \lambda (f - f_r) \quad (5.3)$$

ou, equivalentemente, em uma forma mais compacta:

$$\dot{e}_f = -\lambda e_f + k_s \tilde{v}_f, \quad (5.4)$$

onde $\tilde{v}_f = v_f - v_f^*$. A partir de (5.3) a parametrização usual para a lei de controle de força adaptativa é dada por:

$$v_f = \theta_s \omega_f, \quad \theta_s = k_s^{-1}, \quad \omega_f = \lambda (f - f_r). \quad (5.5)$$

De acordo com a teoria de controle adaptativo padrão, se o sinal de k_s é conhecido, uma lei de adaptação tipo-gradiente que garante a convergência assintótica do erro de força e_f e a limitação uniforme dos sinais do sistema, é dada por

$$\dot{\theta}_s = -\text{sgn}(k_s) \gamma_s \omega_f^T e_f, \quad \gamma_s > 0, \quad (5.6)$$

onde γ_s é o ganho de adaptação de rigidez.

A análise de estabilidade em malha-fechada da estratégia de controle adaptativo de força utiliza a seguinte função candidata de Lyapunov:

$$2V_f(e_f, \tilde{\theta}_s) = e_f^T e_f + |k_s| \gamma_s^{-1} \tilde{\theta}_s^2. \quad (5.7)$$

Então, derivando V_f com respeito ao tempo ao longo das soluções da equação do erro (5.3) e da lei de adaptação (5.6) tem-se que

$$\dot{V}_f(e_f, \tilde{\theta}_s) = -\lambda e_f^T e_f \leq 0. \quad (5.8)$$

Uma vez que V_f é uma função definida positiva com derivada não-positiva, tem-

se que $V_f \in \mathcal{L}_\infty$ implicando que $e_f, \tilde{\theta}_s \in \mathcal{L}_\infty$. Além disso, como $V_f > 0$ e $\dot{V}_f \leq 0$ tem-se que $\lim_{t \rightarrow \infty} V_f(e_f(t), \tilde{\theta}_s(t)) = V_\infty \geq 0$ existe. A partir de (5.8) tem-se que $\int_0^\infty -\dot{V}_f(t') dt' = V_0 - V_\infty \geq 0$ onde $V_0 = V_f(e_f(0), \tilde{\theta}_s(0))$ que implica em $e_f \in \mathcal{L}_2$. Desde que f_r, f_d são ambos limitados por hipótese e $e_f \in \mathcal{L}_\infty$ tem-se que $f \in \mathcal{L}_\infty$ e por sua vez $\omega_f \in \mathcal{L}_\infty$. Então, a partir de (5.6) tem-se também que $\dot{\theta}_s \in \mathcal{L}_\infty \cap \mathcal{L}_2$ e a partir de (5.4) que $\dot{e}_f \in \mathcal{L}_\infty$. Portanto, usando o *Lema de Barbalat* (Ioannou & Sun 1996) e sabendo que $e_f \in \mathcal{L}_2, \dot{e}_f \in \mathcal{L}_\infty$ implica que $\lim_{t \rightarrow \infty} e_f(t) = 0$ provando a estabilidade global do sistema em malha-fechada. Note que, embora e_f convirja para zero, o sistema não é assintoticamente estável uma vez que $\tilde{\theta}_s$ é garantido ser somente limitado. ■

5.2.3 Controle Híbrido de Visão e Força

Considerando o problema de controle híbrido de visão e força para robôs manipuladores, os seguintes tópicos podem ser investigados:

- Considerar a orientação do efetuador na análise e no projeto de controle dinâmico a partir da cascata com o controle híbrido cinemático de posição e orientação, ou por meio da medição direta dos torques (ou momentos) no efetuador;
- Desenvolver um método de estimação para obter a relação entre os sistemas de coordenadas da imagem \bar{E}_v e da restrição \bar{E}_s , baseada no Princípio de Ortogonalização Visual (Dean-León et al. 2006) ou na abordagem de Momentos da Imagem (Chaumette 2004), para desacoplar o erro de imagem diretamente no espaço da restrição e permitir a orientação do efetuador sobre a superfície usando sensoramento de visão;
- Desenvolver uma metodologia para estimação da geometria do ambiente baseada na informação proveniente da fusão sensorial de sensores de força, câmera de vídeo e do Kinect (Microsoft Corp.).
- Considerar o problema de interação sobre ambientes rígidos a partir da inclusão de restrições holonômicas no projeto de controle, definidas no espaço das juntas ou no espaço operacional;
- Utilizar a estratégia de servovisão adaptativa 3D e a estratégia de controle adaptativo de força apresentados nesta tese, no esquema de controle híbrido de visão e força para manipuladores incertos;
- Implementar uma estratégia de controle em cascata utilizando um esquema de Controle Robusto de movimento para o robô com propriedades de passividade.

Referências Bibliográficas

- Anderson, R. & Spong, M. W. (1988), ‘Hybrid Impedance Control of Robotic Manipulators’, *IEEE Journal of Robotics and Automation* **4**(5), 549–556.
- Anisi, D. A., Gunnar, J., Lillehagen, T. & Skourup, C. (2010), Robot Automation in Oil and Gas Facilities: Indoor and Onsite Demonstrations, *in* ‘IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems’, Taipei, Taiwan, pp. 4729–4734.
- Antonelli, G., Fossen, T. I. & Yoerger, D. R. (2008), Underwater Robotics, *in* B. Siciliano & O. Khatib, eds, ‘Springer Handbook of Robotics’, Springer, pp. 987–1008.
- Arimoto, S. (1999), ‘Robotics Research toward Explication of Everyday Physics’, *The International Journal of Robotics Research* **18**(11), 1056–1063.
- Armstrong, B., Khatib, O. & Burdick, J. (1986), The Explicit Dynamic Model and Inertial Parameters of the PUMA 560 Arm, *in* ‘IEEE International Conference on Robotics & Automation’, Vol. 3, pp. 510–518.
- Astolfi, A., Hsu, L., Netto, M. S. & Ortega, R. (2002), ‘Two Solutions to the Adaptive Visual Servoing Problem’, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **18**(3), 387–392.
- Augustson, T. M. & Meggiolaro, M. A. (2010), *Vision Based In-Situ Calibration of Robots: with Application in Subsea Interventions*, 1st edn, LAP Lambert Academic Publishing, Saarbrücken, Germany.
- Baeten, J. & De Schutter, J. (2002), ‘Hybrid Vision/Force Control at Corners in Planar Robotic-Contour Following’, *ASME Transactions on Mechatronics* **7**(2), 143–150.
- Basañez, L. & Rosell, J. (2005), ‘Robotic Polishing Systems’, *IEEE Robotics & Automation Magazine* **12**(3), 35–43.
- Bellingham, J. G. & Rajan, K. (2007), ‘Robotics in Remote and Hostile Environments’, *AAAS Science Magazine* **318**(5853), 1098–1102.

- Bengel, M. & Pfeiffer, K. (2007), ‘MIMROex Mobile Maintenance and Inspection Robot for Process Plants’, *Fraunhofer Institute for Manufacturing Engineering and Automation IPA* pp. 1–2.
- Bengel, M., Pfeiffer, K., Graf, B., Bubeck, A. & Verl, A. (2009), Mobile Robots for Offshore Inspection and Manipulation, *in* ‘IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems’, St. Louis, MO, pp. 3317–3322.
- Beyer, L. & Wulfsberg, J. (2004), ‘Practical Robot Calibration with ROSY’, *Robotica* **22**(5), 505–512.
- Biagiotti, L. & Melchiorri, C. (2008), *Trajectory Planning for Automatic Machines and Robots*, 1st edn, Springer-Verlag Inc., New York, NY.
- Bishop, B. E. & Spong, M. W. (1999), ‘Adaptive Calibration and Control of 2D Monocular Visual Servo Systems’, *Control Engineering Practice* **7**(3), 423–430.
- Braganza, D., Dixon, W. E., Dawson, D. M. & Xian, B. (2008), ‘Tracking Control for Robot Manipulators with Kinematic and Dynamic Uncertainty’, *International Journal of Robotics and Automation* **23**(2), 117–126.
- Bøtker, S. & Liverud, J. (2006), ‘Design Considerations for Floating Facilities for the Future’, *Offshore Magazine* **66**(2).
- Carelli, R., Oliva, E., Soria, C. & Nasisi, O. (2004), ‘Combined Force and Visual Control of an Industrial Robot’, *Robotica* **22**(2), 163–171.
- Carneiro, R. F., Leite, A. C., Goulart, C., Peixoto, A. J., Costa, R. R., Lizarralde, F. & Hsu, L. (2006), Underwater Robot for Tunnel Inspection: Design and Control, *in* ‘12th Latin-American Congress on Automatic Control’, Salvador, Brazil, pp. 120–125.
- Chang, W.-C. (2006), ‘Hybrid Force and Vision-Based Contour Following of Planar Robots’, *Journal of Intelligent & Robotic Systems* **47**(3), 215–237.
- Chaumette, F. (2004), ‘Image Moments: A General and Useful Set of Features for Visual Servoing’, *IEEE Transactions on Robotics* **20**(4), 713–723.
- Chaumette, F. & Hutchinson, S. (2006), ‘Visual Servo Control Part I: Basic Approaches’, *IEEE Robotics & Automation Magazine* **13**(4), 82–90.
- Chaumette, F. & Hutchinson, S. (2007), ‘Visual Servo Control Part II: Advanced Approaches’, *IEEE Robotics & Automation Magazine* **14**(1), 109–118.

- Chaumette, F. & Hutchinson, S. (2008), Visual Servoing and Visual Tracking, *in* B. Siciliano & O. Khatib, eds, ‘Springer Handbook of Robotics’, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, pp. 563–582.
- Cheah, C. C., Hou, S. P., Zhao, Y. & Slotine, J.-J. E. (2010a), ‘Adaptive Vision and Force Tracking Control for Robots With Constraint Uncertainty’, *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* **15**(3), 389–399.
- Cheah, C. C., Kawamura, S. & Arimoto, S. (2003), ‘Stability of Hybrid Position and Force Control for Robotic Manipulator with Kinematics and Dynamics Uncertainties’, *Automatica* **39**(5), 847–855.
- Cheah, C. C., Liu, C. & Slotine, J. J. E. (2006), ‘Adaptive Tracking Control for Robots with Unknown Kinematic and Dynamic Properties’, *The International Journal of Robotics Research* **25**(3), 283–296.
- Cheah, C. C., Liu, C. & Slotine, J.-J. E. (2010b), ‘Adaptive Jacobian Vision Based Control for Robots with Uncertain Depth Information’, *Automatica* **46**(7), 1228–1233.
- Chen, J., Dawson, D. M., Dixon, W. E. & Behal, A. (2005), ‘Adaptive Homography-based Visual Servo Tracking for a Fixed Camera Configuration with a Camera-in-Hand Extension’, *IEEE Transactions on Control System Technology* **13**(5), 814–825.
- Chiaverini, S. & Sciavicco, L. (1993), ‘The Parallel Approach to Force Position Control of Robotic Manipulators’, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **9**(4), 361–373.
- Chiaverini, S., Siciliano, B. & Villani, L. (1999), ‘A Survey of Robot Interaction Control Schemes with Experimental Comparison’, *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* **4**(3), 273–285.
- Coleshill, E., Oshinowo, L., Rembala, R., Bina, B., Rey, D. & Sindelar, S. (2009), ‘Dextre: Improving Maintenance Operations on the International Space Station’, *Acta Astronautica* **64**(9-10), 869–874.
- Conticelli, A. & Allotta, B. (2001a), ‘Discrete-time Robot Visual Servoing in 3D Positioning Tasks with Depth Adaptation’, *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control* **6**(3), 356–363.
- Conticelli, A. & Allotta, B. (2001b), ‘Nonlinear Controlability and Stability Analysis of Adaptive Image-based Systems’, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **17**(2), 208–214.

- Corke, P. & Hutchinson, S. A. (2001), ‘A New Partitioned Approach to Image-Based Visual Servo Control’, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **17**(4), 507–515.
- Costa, R. R., Hsu, L., Imai, A. K. & Kokotovic, P. (2003), ‘Lyapunov-based Adaptive Control of MIMO Systems’, *Automatica* **39**(7), 1251–1257.
- Davidson, J. K. & Hunt, K. H. (2004), *Robots and Screw Theory: Applications of Kinematics and Statics to Robotics*, Oxford University Press.
- De Schutter, J., De Laet, T., Rutgeerts, J., Decré, W., Smits, R., Aertbeliën, E., Claes, K. & Bruyninckx, H. (2007), ‘Constraint-based Task Specification and Estimation for Sensor-based Robot Systems in the Presence of Geometric Uncertainty’, *The International Journal of Robotics Research* **26**(5), 433–455.
- Dean-León, E. C., Parra-Vega, V. & Espinosa-Romero, A. (2006), ‘Visual Servoing for Constrained Planar Robots subject to Complex Friction’, *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* **11**(4), 389–400.
- Dixon, W. E. (2007), ‘Adaptive Regulation of Amplitude Limited Robot Manipulators With Uncertain Kinematics and Dynamics’, *IEEE Transactions on Automatic Control* **52**(3), 488–493.
- Dixon, W. E., Dawson, D. M., Zergeroglu, E. & Behal, A. (2001), ‘Adaptive Tracking Control of a Wheeled Mobile Robot via an Uncalibrated Camera System’, *IEEE Transactions on Systems, Man and Cybernetics B* **31**(3), 341–352.
- Doulgeri, Z. (1999), ‘Conditions for Kinematic Stability of Position/Force Control for Robots’, *The International Journal of Robotics Research* **18**(2), 242–244.
- Doulgeri, Z., Fahantidis, N. & Paul, R. P. (1998), ‘Nonlinear Stability of Hybrid Control’, *The International Journal of Robotics Research* **17**(7), 792–806.
- Doulgeri, Z. & Karayiannidis, Y. (2007), ‘Force Position Control of a Robot Finger with a Soft Tip and Kinematic Uncertainties’, *Robotics and Autonomous Systems* **55**(4), 328–336.
- Duffy, J. (1990), ‘The Fallacy of Modern Hybrid Control Theory that is Based on Orthogonal Complements of Twist and Wrench Spaces’, *Journal of Robotic Systems* **7**(2), 139–144.

- Durrant-Whyte, H. & Henderson, T. C. (2008), Multisensor Data Fusion, *in* B. Siciliano & O. Khatib, eds, ‘Springer Handbook of Robotics’, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, pp. 585–610.
- Dutra, J. C., Bonaccorso, N. G. & Albertazzi, A. (2006), ‘Automation of the Processes of Surface Measurement and of Deposition by Welding for the Recovery of Rotors of Large-scale Hydraulic Turbines’, *Journal of Materials Processing Technology* **179**(1-3), 231–238.
- Espiau, B., Chaumette, F. & Rives, P. (1992), ‘A New Approach to Visual Servoing in Robotics’, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **8**(3), 313–326.
- Fernández-Andrés, C., Iborra, A., Álvarez, B., Pastor, J. A., Sánchez, P., Fernández-Meroño, J. M. & Ortega, N. (2005), ‘Ship Shape in Europe: Cooperative Robots in the Ship Repair Industry’, *IEEE Robotics & Automation Magazine* **12**(3), 65–77.
- Fisher, W. D. & Mujtaba, M. S. (1992), ‘Hybrid Position-Force Control: A Correct Formulation’, *The International Journal of Robotics Research* **11**(4), 299–311.
- Flandin, G., Chaumette, F. & Marchand, E. (2000), Eye-in-hand/eye-to-hand Cooperation for Visual Servoing, *in* ‘IEEE International Conference on Robotics & Automation’, San Francisco, CA, pp. 2741–2746.
- Freitas, G., Gleizer, G., Lizarralde, F., Hsu, L. & dos Reis, N. R. S. (2010), ‘Kinematic Reconfigurability Control for an Environmental Mobile Robot Operating in the Amazon Rain Forest’, *Journal of Field Robotics* **27**(2), 197–216.
- From, P. J. (2010), Off-Shore Robotics - Robust and Optimal Solutions for Autonomous Operation, PhD thesis, Norwegian University of Science and Technology.
- Fujita, M. & Kawai, H. Spong, M. W. (2007), ‘Passivity-based Dynamic Visual Feedback Control for Three-dimensional Target Tracking: Stability and L_2 -gain Performance Analysis’, *IEEE Transactions on Control Systems Technology* **15**(1), 40–52.
- Gangloff, J. & de Mathelin, M. (2002), ‘Visual Servoing of a 6-DOF Manipulator for Unknown 3-D Profile Following’, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **18**(4), 511–520.

- Garcia, J. G., Robertsson, A., Ortega, J. G. & Johansson, R. (2008), ‘Sensor Fusion for Compliant Robot Motion Control’, *IEEE Transactions on Robotics* **24**(2), 430–441.
- Gatti, G. & Danieli, G. (2008), ‘A Practical Approach to Compensate for Geometric Errors in Measuring Arms: Application to a Six-Degree-of-Freedom Kinematic Structure’, *Measurement Science and Technology* **19**(1), 1–12.
- Ghosh, B. K., Tarn, T. J., Xi, N., Yu, Z. & Xiao, D. (1998), ‘Robotic Motion Planning and Manipulation in an Uncalibrated Environment’, *IEEE Robotics & Automation Magazine* **5**(4), 50–57.
- Graf, B., Pfeiffer, K. & Staab, H. (2007), Mobile Robots for Offshore Inspection and Manipulation, *in* ‘International Petroleum Technology Conference’, Dubai, UAE.
- Gueaieb, W., Karray, F. & Al-Sharhan, S. (2007), ‘A Robust Hybrid Intelligent Position/Force Control Scheme for Cooperative Manipulators’, *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* **12**(2), 109–125.
- Guenther, R. & Hsu, L. (1993), Variable Structure Adaptive Cascade Control of Rigid-Link Electrically-Driven Robot Manipulator, *in* ‘IEEE Conference on Decision and Control’, Vol. 3, San Antonio, TX, USA, pp. 2137–2142.
- Hagn, U., Konietschke, R., Tobergte, A., Nickl, M., Jörg, S., B. Kübler, B., Passig, G., Gröger, M., Fröhlich, F., Seibold, U., Le-Tien, L., Albu-Schäffer, A., Nothhelfer, A., Hacker, F., Grebenstein, M. & Hirzinger, G. (2010), ‘DLR MiroSurge: A Versatile System for Research in Endoscopic Telesurgery’, *International Journal of Computer Assisted Radiology and Surgery* **5**(2), 183–193.
- Hagn, U., Ortmaier, T., Konietschke, R., Kubler, B., Seibold, U., Tobergte, A., Nickl, M., Jorg, S. & Hirzinger, G. (2008), ‘Telemanipulator for Remote Minimally Invasive Surgery’, *IEEE Robotics & Automation Magazine* **15**(4), 28–38.
- Hannaford, B. & Okamura, A. M. (2008), Haptics, *in* B. Siciliano & O. Khatib, eds, ‘Springer Handbook of Robotics’, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, pp. 719–740.
- Haralick, R. M. & Shapiro, L. G. (1993), *Computer and Robot Vision*, Vol. II, Addison-Wesley Inc.

- Heathcote, P. (1995), ‘Platform Automation - Remote Control Checklist for New or Converted Unmanned Platforms’, *Offshore Magazine* **55**(9).
- Hogan, N. (1985), ‘Impedance Control, an Approach to Manipulation: Part I-III’, *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control* **107**, 1–24.
- Hosoda, K., Igarashi, K. & Asada, M. (1998), ‘Adaptive Hybrid Control for Visual and Force Servoing in Unknown Environment’, *IEEE Robotics and Automation Magazine* **5**(4), 39–43.
- Hsu, L. & Aquino, P. (1999), Adaptive Visual Tracking with Uncertain Manipulator Dynamic and Uncalibrated Camera, *in* ‘IEEE Conference on Decision and Control’, Phoenix, AZ, pp. 1248–1253.
- Hsu, L. & Costa, R. R. (1999), MIMO Direct Adaptive Control with Reduced Prior Knowledge of the High Frequency Gain, *in* ‘IEEE Conference on Decision and Control’, Phoenix, AZ, pp. 3303–3308.
- Hsu, L., Costa, R. R. & Lizarralde, F. (2007), ‘Lyapunov/Passivity-Based Adaptive Control of Relative Degree Two MIMO Systems With an Application to Visual Servoing’, *IEEE Transactions on Automatic Control* **52**(2), 364–371.
- Hsu, L., Costa, R. R., Lizarralde, F. & Da Cunha, J. P. V. S. (2000), ‘Dynamic Positioning of Remotely Operated Underwater Vehicles’, *IEEE Robotics & Automation Magazine* **7**(3), 21–31.
- Hsu, L., Zachi, A. R. L. & Lizarralde, F. (2001), Adaptive Visual Tracking for Motions on Smooth Surfaces, *in* ‘IEEE Conference on Decision and Control’, Orlando, FL, USA, pp. 2430–2435.
- Hutchinson, S., Hager, G. & Corke, P. (1996), ‘A Tutorial on Visual Servo Control’, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **12**(5), 651–670.
- Iborra, A., Pastor, J. A., Álvarez B., Fernández, C. & Fernández-Meroño, J. M. (2003), ‘Robots in Radioactive Environments’, *IEEE Robotics & Automation Magazine* **10**(4), 12–22.
- Int (1992), *Zebra ZERO Force Control Robot - User Guide*, version 3.0 edn.
- Ioannou, P. A. & Sun, J. (1996), *Robust Adaptive Control*, 1st edn, Prentice-Hall Inc.

- Ishikawa, T., Sakane, S., Sato, T. & Tsukune, H. (1996), Estimation of Contact Position between a Grasped Object and the Environment based on Sensor Fusion of Vision and Force, *in* ‘IEEE/SICE/RSJ International Conference on Multisensor Fusion and Integration for Intelligent Systems’, Washington, DC, USA, pp. 116–123.
- Jamisola, R. S., Oetomo, D. N., Ang, M. H., Khatib, O., Lim, T. M. & Lim, S. Y. (2005), ‘Compliant Motion using a Mobile Manipulator: an Operational Space Formulation Approach to Aircraft Canopy Polishing’, *Advanced Robotics* **19**(5), 613–634.
- Johnsen, S., Ask, R. & Roisli, R. (2007), Reducing Risk in Oil and Gas Production Operations, *in* E. Goetz & S. Sheno, eds, ‘Critical Infrastructure Protection’, Vol. 253 of *IFIP International Federation for Information Processing*, Springer New York, pp. 83–95.
- Johnsen, S. O., Askildsen, A. & Hunnes, K. (2005), Challenges in Remote Control and Remote Co-operation of Offshore Oil and Gas Installations in the North Sea, *in* ‘European Safety and Reliability Conference’, Tri City, Poland.
- Kano, H., Ghosh, B. K. & Kanai, H. (2001), ‘Single Camera Based Motion and Shape Estimation using Extended Kalman Filtering’, *Mathematical and Computer Modelling* **34**(5), 511–525.
- Karayiannidis, Y. & Doulgeri, Z. (2008), ‘Blind Force/Position Control on Unknown Planar Surfaces’, *IET Control Theory and Applications* **3**(5), 595–603.
- Karayiannidis, Y. & Doulgeri, Z. (2009), ‘Adaptive Control of Robot Contact Tasks with On-line Learning of Planar Surfaces’, *Automatica* **45**(10), 2374–2382.
- Karayiannidis, Y. & Doulgeri, Z. (2010), ‘Robot Contact Tasks in the Presence of Control Target Distortions’, *Robotics and Autonomous Systems* **58**(5), 596–606.
- Kawai, H., Murao, T. & Fujita, M. (2010), Passivity-based Visual Force Feedback Control for Eye-to-Hand Systems, *in* A. Lazinica & H. Kawai, eds, ‘Robot Manipulators New Achievements’, InTech - Open Access Publisher, pp. 329–342.
- Kelly, R. (1996), ‘Robust Asymptotically Stable Visual Servoing of Planar Robots’, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **12**(5), 759–766.

- Kelly, R., Carelli, R., Nasisi, O., Kuchen, B. & Reyes, F. (2000), ‘Stable Visual Servoing of Camera-in-Hand Robotic Systems’, *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control* **15**(1), 39–48.
- Khalil, H. K. (2002), *Nonlinear Systems*, 3rd edn, Prentice Hall Inc., Upper Saddle River, NJ, USA.
- Khatib, O. (1987), ‘A Unified Approach for Motion and Force Control of Robot Manipulators: The Operational Space Formulation’, *IEEE Journal of Robotics and Automation* **3**(1), 43–53.
- Kiguchi, K. & Fukuda, T. (1997), ‘Intelligent Position/Force Controller for Industrial Robot Manipulators-Application of Fuzzy Neural Networks’, *IEEE Transactions on Industrial Electronics* **44**(6), 753–761.
- Koivo, A. J. & Houshangi, N. (1991), ‘Real-Time Vision Feedback for Servoing of a Robotic Manipulator with Self-tuning Controller’, *IEEE Transactions on Systems, Man and Cybernetics* **21**(1), 134–142.
- Krupa, A., Gangloff, J., Doignon, C., de Mathelin, M. F., Morel, G., Leroy, J., Soler, L. & Marescaux, J. (2003), ‘Autonomous 3D Positioning of Surgical Instruments in Robotized Laparoscopic Surgery using Visual Servoing’, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **19**(5), 842–853.
- Kyrkjeb, E., Liljebäck, P. & Transeth, A. A. (2009), A Robotic Concept for Remote Inspection and Maintenance on Oil Platforms, *in* ‘ASME International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering’, Honolulu, HI.
- LaValle, S. M. (2006), *Planning Algorithms*, 1st edn, Cambridge University Press, Cambridge, U.K.
- Leite, A. C. (2005), Controle Híbrido de Força e Visão de um Manipulador Robótico sobre Superfícies Desconhecidas, Master’s thesis, Universidade Federal do Rio de Janeiro - COPPE/UFRJ.
- Leite, A. C. & Lizarralde, F. (2006), Application of Tcl/Tk for a Robotic System, *in* ‘Annual Tcl/Tk Conference’, Naperville, IL, pp. 1–3.
- Leite, A. C., Lizarralde, F. & Hsu, L. (2006), Hybrid Vision-Force Robot Control for Tasks on Unknown Smooth Surfaces, *in* ‘IEEE International Conference on Robotics & Automation’, Orlando, FL, pp. 2244–2249.
- Leite, A. C., Lizarralde, F. & Hsu, L. (2009a), Adaptive Hybrid Vision-Force Control with Uncalibrated Camera and Uncertain Robot Dynamics, *in* ‘IX Simpósio Brasileiro de Automação Inteligente’, Brasília, DF, pp. 1–6.

- Leite, A. C., Lizarralde, F. & Hsu, L. (2009b), ‘Hybrid Adaptive Vision-Force Control for Robot Manipulators Interacting with Unknown Surfaces’, *The International Journal of Robotics Research* **28**(7), 911–926.
- Leite, A. C., Lizarralde, F. & Hsu, L. (2010), A Cascaded-based Hybrid Position-Force Control for Robot Manipulators with Nonnegligible Dynamics, *in* ‘2010 American Control Conference’, Baltimore, MD, pp. 5260–5265.
- Leite, A. C., Marques, G. C. & Lizarralde, F. (2008), Calibração Remota e Replanejamento de Trajetórias para Sistemas Robóticos, *in* ‘Congresso Brasileiro de Automática’, Juiz de Fora, MG.
- Leite, A. C., Zachi, A. R. L., Lizarralde, F. & Hsu, L. (2011), Adaptive 3D Visual Servoing without Image Velocity Measurement for Uncertain Manipulators, *in* ‘18th IFAC World Congress’, Milano, Italy, pp. 14584–14589.
- Liljebäck, P., Stavadahl, Ø. & Pettersen, K. Y. (2005), Modular Pneumatic Snake Robot - 3D Modelling, Implementation and Control, *in* ‘16th IFAC World Congress’, Prague, Czech Republic.
- Liljebäck, P. (2008), ‘Robots Taking Over The Job On Offshore Oil Drilling Platforms’, *Science Daily*.
- Lipkin, H. & Duffy, J. (1988), ‘Hybrid Twist and Wrench Control for a Robotic Manipulator’, *ASME Journal of Mechanisms, Transmissions, and Automation in Design* **110**(3), 138–144.
- Lippiello, V., Siciliano, B. & Villani, L. (2007), ‘Position-Based Visual Servoing in Industrial Multirobot Cells Using a Hybrid Camera Configuration’, *IEEE Transactions on Robotics* **23**(1), 73–86.
- Lippiello, V., Siciliano, B. & Villani, L. (2011), A Framework for Force and Visual Control of Robot Manipulators, *in* M. Kaneko & Y. Nakamura, eds, ‘Robotics Research - Springer Tracts in Advanced Robotics’, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, pp. 373–382.
- Liu, G. J. & Goldenberg, A. A. (1991), Robust Hybrid Impedance Control of Robot Manipulators, *in* ‘IEEE International Conference on Robotics & Automation’, Vol. 1, Sacramento, CA, USA, pp. 287–292.
- Liu, Y.-H., Wang, H., Wang, C. & Lam, K. K. (2006), ‘Uncalibrated Visual Servoing of Robots Using a Depth-Independent Interaction Matrix’, *IEEE Transactions on Robotics* **22**(4), 804–817.

- Lizarralde, F., Hsu, L. & Costa, R. R. (2008), Adaptive Visual Servoing of Robot Manipulators without Measuring the Image Velocity, *in* ‘17th IFAC World Congress’, Seoul, South Korea, pp. 4108–4113.
- Lu, Z. & Goldenber, A. A. (1995), ‘Robust Impedance Control and Force Regulation: Theory and Experiments’, *International Journal of Robotics Research* **14**(3), 225–254.
- Maciejewski, A. A. & Klein, C. A. (1989), ‘The Singular Value Decomposition: Computation and Applications to Robotics’, *The International Journal of Robotics Research* **8**(6), 63–79.
- Malis, E. (2004), ‘Visual Servoing Invariant to Changes in Camera-Intrinsic Parameters’, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **20**(1), 72–81.
- Malis, E., Chaumette, F. & Boudet, S. (1999), ‘2 1/2D Visual Servoing’, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **15**(2), 238–250.
- Mariottini, G. L., Oriolo, G. & Prattichizzo, D. (2007), ‘Image-Based Visual Servoing for Nonholonomic Mobile Robots Using Epipolar Geometry’, *IEEE Transactions on Robotics* **23**(1), 87–100.
- Marques, G. C. (2005), Calibração Remota de Sistemas Robóticos utilizando Sensores Internos e Externos, Master’s thesis, Universidade Federal do Rio de Janeiro - COPPE/UFRJ.
- Mason, M. (1981), ‘Compliance and Force Control for Computer Controlled Manipulators’, *IEEE Transactions on Systems, Man and Cybernetics* **11**(6), 418–432.
- McClamroch, N. H. & Wang, D. (1988), ‘Feedback Stabilization and Tracking of Constrained Robots’, *IEEE Transactions on Automatic Control* **33**(5), 419–426.
- Mezouar, Y. & Chaumette, F. (2002), ‘Avoiding Self-occlusions and Preserving Visibility by Path Planning in the Image’, *Robotics and Autonomous Systems* **41**(2), 77–87.
- Morel, G., Malis, E. & Boudet, S. (1998), Impedance Based Combination of Visual and Force Control, *in* ‘IEEE International Conference on Robotics & Automation’, Vol. 2, Leuven, Belgium, pp. 1743–1748.
- Murray, M., Li, Z. & Sastry, S. S. (1994), *A Mathematical Introduction to Robotic Manipulation*, 1st edn, CRC Press LLC, Boca Raton, FL, USA.

- Nakamura, Y. & Hanafusa, H. (1986), ‘Inverse Kinematic Solution with Singularity Robustness for Robot Manipulator Control’, *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control* **108**(3), 163–171.
- Namiki, A., Nakabo, Y., Ishii, I. & Ishikawa, M. (2000), ‘1-ms Sensory-Motor Fusion System’, *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* **5**(3), 244–252.
- Namvar, M. & Aghili, F. (2005), ‘Adaptive Force-Motion Control of Coordinated Robots Interacting With Geometrically Unknown Environments’, *IEEE Transactions on Robotics* **21**(4), 678–694.
- Narendra, K. S. & Annaswamy, A. M. (1989), *Stable Adaptive Systems*, 1st edn, Prentice Hall, Inc.
- Nasisi, O. & Carelli, R. (2003), ‘Adaptive Servovisual Robot Control’, *Robotics and Autonomous Systems* **43**(1), 51–78.
- Nelson, B. J. & Khosla, P. K. (1996), ‘Force and Vision Resolvability for Assimilating Disparate Sensory Feedback’, *IEEE Journal of Robotics and Automation* **12**(5), 714–731.
- Nelson, B. J., Morrow, J. D. & Khosla, P. K. (1995), Improved Force Control Through Visual Servoing, in ‘American Control Conference’, Vol. 1, Seattle, WA, USA, pp. 380–386.
- Nenchev, D. N., Tsumaki, Y. & Uchiyama, M. (2000), ‘Singularity-Consistent Parameterization of Robot Motion and Control’, *The International Journal of Robotics Research* **19**(2), 159–182.
- Nof, S. Y. (1999), *Handbook of Industrial Robots*, 2nd edn, John Wiley & Sons Inc.
- Notheis, S., Milighetti, G., Hein, B., Worn, H. & Beyerer, J. (2010), Skill-Based Telemanipulation by Means of Intelligent Robots, in ‘IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems’, Taipei, Taiwan, pp. 5258–5263.
- Oliveira, T. R., Peixoto, A. J., Leite, A. C. & Hsu, L. (2009), Sliding Mode Control of Uncertain Multivariable Nonlinear Systems Applied to Uncalibrated Robotics Visual Servoing, in ‘2009 American Control Conference’, St. Louis, MO, EUA, pp. 71–76.
- Olsson, T., Bengtsson, J., Johansson, R. & Malm, H. (2002), Force Control and Visual Servoing using Planar Surface Identification, in ‘IEEE International

- Conference on Robotics & Automation’, Vol. 4, Washington, DC, USA, pp. 4211–4216.
- Ortega, R., Hsu, L. & Astolfi, A. (2003), ‘Immersion and Invariance Adaptive Control of Linear Multivariable Systems’, *Systems and Control Letters* **49**, 37–47.
- Papanikolopoulos, N. & Khosla, P. (1993), ‘Adaptive Robotic Visual Tracking: Theory and Experiments’, *IEEE Transactions on Automation and Control* **38**(3), 429–445.
- Papanikolopoulos, N., Khosla, P. & Kanade, T. (1993), ‘Visual Tracking of a Moving Target by a Camera Mounted on a Robot: A Combination of Vision and Control’, *IEEE Transactions Robotics and Automation* **9**(1), 14–35.
- Pichler, A. & Jägersand, M. (2000), Uncalibrated Hybrid Force-Vision Manipulation, in ‘IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems’, Vol. 3, Takamatsu, Japan, pp. 1866–1871.
- Pires, J. N., Loureiro, A., Godinho, T., Ferreira, P., Fernando, B. & Morgado, J. (2003), ‘Welding Robots’, *IEEE Robotics & Automation Magazine* **10**(2), 45–55.
- Pomares, J. & Torres, F. (2005), ‘Movement-Flow-Based Visual Servoing and Force Control Fusion for Manipulation Tasks in Unstructured Environments’, *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics - Part C: Applications and Reviews* **35**(1), 4–15.
- Prats, M., Martinet, P., del Pobil, A. P. & Lee, S. (2008), ‘Robotic Execution of Everyday Tasks by Means of External Vision/Force Control’, *Intelligent Service Robotics* **1**(3), 253–266.
- Prats, M., Martinet, P., Lee, S. & Sanz, P. J. (2009), ‘Compliant Physical Interaction Based on External Vision-Force Control and Tactile-Force Combination’, *Multisensor Fusion and Integration for Intelligent Systems - Lecture Notes in Electrical Engineering* **35**(2), 221–233.
- Raibert, M. H. & Craig, J. J. (1981), ‘Hybrid Position/Force Control of Manipulators’, *Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control* **102**, 126–133.
- Reiser, U., Volz, R. & Geibel, F. (2008), ManIPA: A Flexible Manipulation Framework for Collision Avoidance and Robot Control, in ‘International Symposium on Robotics’, Seoul, Korea, pp. 407–411.

- Roh, S. & Choi, H. R. (2005), ‘Differential-Drive In-Pipe Robot for Moving Inside Urban Gas Pipelines’, *IEEE Transactions on Robotics* **21**(1), 1–17.
- Roy, J. & Whitcomb, L. L. (2002), ‘Adaptive Force Control of Position/Velocity Controlled Robots: Theory and Experiment’, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **18**(2), 121–137.
- Salisbury, J. K. (1980), Active Stiffness Control of a Manipulator in Cartesian Coordinates, in ‘19th IEEE Conference on Decision and Control’, Vol. 1, Albuquerque, NM, USA, pp. 95–100.
- Saltaren, R., Aracil, R., Alvarez, C., Yime, E. & Sabater, J. M. (2007), ‘Field and Service Applications - Exploring Deep Sea by Teleoperated Robot - An Underwater Parallel Robot with High Navigation Capabilities’, *IEEE Robotics & Automation Magazine* **14**(3), 65–75.
- Shirai, Y. & Inoue, H. (1973), ‘Guiding a Robot by Visual Feedback in Assembling Tasks’, *Pattern Recognition* **5**(2), 99–106.
- Siciliano, B. & Khatib, O. (2008), *Springer Handbook of Robotics*, 1st edn, Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- Siciliano, B., Sciavicco, L., Villani, L. & Oriolo, G. (2008), *Robotics: Modelling, Planning and Control*, 1st edn, Springer Publishing Company, Inc.
- Skourup, C. & Pretlove, J. (2009a), ‘Robots under Review for Role in Hazardous Remote Locations’, *Offshore Magazine* **69**(8), 1–3.
- Skourup, C. & Pretlove, J. (2009b), ‘The Robotized Field Operator - Greater Safety and Productivity by Design’, *Productivity Solutions - ABB Process Automation* pp. 68–73.
- Slotine, J. J. E. & Li, W. (1991), *Applied Nonlinear Control*, 1st edn, Prentice Hall Inc., Englewood Cliffs, NJ, USA.
- Spong, M. W., Hutchinson, S. & Vidyasagar, M. (2006), *Robot Modeling and Control*, 1st edn, John Wiley & Sons Inc.
- Spong, M. W. & Vidyasagar, M. (1989), *Robot Dynamics and Control*, 1st edn, John Wiley & Sons.
- Taylor, R. H., Menciassi, A., Fichtinger, G. & Dario, P. (2008), Medical Robotics and Computer-Integrated Surgery, in B. Siciliano & O. Khatib, eds, ‘Springer Handbook of Robotics’, Springer, pp. 1199–1222.

- Transth, A. A., Skotheim, Ø., Schumann-Olsen, H., Johansen, G., Thielemann, J. & Kyrkjeb, E. (2010), A Robotic Concept for Remote Maintenance Operations: A Robust 3D Object Detection and Pose Estimation Method and a Novel Robot Tool, *in* ‘IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems’, Taipei, Taiwan, pp. 5099–5106.
- Trevelyan, J., Kang, S.-C. & Hamel, W. R. (2008), Robotics in Hazardous Applications, *in* B. Siciliano & O. Khatib, eds, ‘Springer Handbook of Robotics’, Springer, pp. 1101–1126.
- Villani, L. & De Schutter, J. (2008), Force Control, *in* B. Siciliano & O. Khatib, eds, ‘Springer Handbook of Robotics’, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, pp. 161–183.
- Villani, L., de Wit, C. C. & Brogliato, B. (1999), ‘An Exponentially Stable Adaptive Control for Force and Position Tracking of Robot Manipulators’, *IEEE Transactions on Automatic Control* **44**(4), 798–802.
- Villani, L., Natale, C., Siciliano, B. & de Wit, C. C. (2000), ‘An Experimental Study of Adaptive Force/Position Control Algorithms for an Industrial Robot’, *IEEE Transactions on Control Systems Technology* **8**(5), 777–786.
- Visioli, A., Ziliani, G. & Legnani, G. (2010), ‘Iterative-Learning Hybrid Force/Velocitv Control for Contour Tracking’, *IEEE Transactions on Robotics* **26**(2), 388–393.
- Wampler, C. W. (1986), ‘Manipulator Inverse Kinematic Solutions based on Vector Formulations and Damped Least-Squares Methods’, *IEEE Transactions on System, Man and Cybernetics*. **16**(1), 93–101.
- Wang, D. & McClamroch, N. H. (1993), ‘Position and Force Control for Constrained Manipulator Motion: Lyapunov Direct Method’, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **9**(3), 308–313.
- Wang, H. & Xie, Y. (2009a), ‘Adaptive Inverse Dynamics Control of Robots With Uncertain Kinematics and Dynamics’, *Automatica* **45**(9), 2114–2119.
- Wang, H. & Xie, Y. (2009b), ‘Adaptive Jacobian Position/Force Tracking Control of Free-Flying Manipulators’, *Robotics and Autonomous System* **57**(2), 173–181.
- Wang, H., Yun-Hui Liu, Y.-H. & Chen, W. (2010), ‘Uncalibrated Visual Tracking Control Without Visual Velocity’, *IEEE Transactions on Control Systems Technology* **18**(6), 1359–1370.

- Wen, J. T.-W. & Kreutz-Delgado, K. (1991), ‘The Attitude Control Problem’, *IEEE Transactions on Automatic Control* **36**(10), 1148–1162.
- Whitney, D. E. (1977), ‘Force Feedback Control of Manipulator Fine Motions’, *Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control* **99**(2), 91–97.
- Whitney, D. E. (1987), ‘Historical Perspective and State of the Art in Robot Force Control’, *The International Journal of Robotics Research* **6**(1), 3–14.
- Wilfinger, L. S., Wen, J. T. & Murphy, S. H. (1994), ‘Integral Force Control with Robustness Enhancement’, *IEEE Control System Magazine* **14**(1), 31–40.
- Xiao, D., Ghosh, B. K. D., Xi, N. & Tarn, T. J. (2000), ‘Sensor-Based Hybrid Position/Force Control of a Robot Manipulator in an Uncalibrated Environment’, *IEEE Transactions on Control Systems Technology* **8**(4), 634–645.
- Yabuta, T. (1992), ‘Nonlinear basic Stability Concept of the Hybrid Position-Force Control Scheme for Robot Manipulators’, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **8**, 663–670.
- Yoshida, K. & Wilcox, B. (2008), Space Robots and Systems, *in* B. Siciliano & O. Khatib, eds, ‘Springer Handbook of Robotics’, Springer, pp. 1031–1063.
- Yoshikawa, T. (1987), ‘Dynamic Hybrid Position/Force Control of Robot Manipulators – Description of Hand Constraints and Calculation of Joint Driving Force’, *IEEE Journal of Robotics and Automation* **3**(5), 386–392.
- Yoshikawa, T. & Sudou, A. (1993), ‘Dynamic Hybrid Position/Force Control of Robot Manipulators - Online Estimation of Unknown Constraint’, *IEEE Transactions on Control Systems Technology* **9**(2), 220–226.
- Yuan, J. S.-C. (1988), ‘Closed-Loop Manipulator Control Using Quaternion Feedback’, *IEEE Journal of Robotics and Automation* **4**(4), 434–440.
- Zachi, A. R. L., Hsu, L., Lizarralde, F. & Leite, A. C. (2006), ‘Adaptive Control of Nonlinear Visual Servoing Systems for 3D Cartesian Tracking’, *Automation & Control Brazilian Magazine* **17**(4), 381–390.
- Zachi, A. R. L., Hsu, L., Ortega, R. & Lizarralde, F. (2006), ‘Dynamic Control of Uncertain Manipulators through Immersion and Invariance Adaptive Visual Servoing’, *The International Journal of Robotics Research* **25**(11), 1149–1159.

- Zeng, G. & Hemami, A. (1997), ‘An Overview of Robot Force Control’, *Robotica* **15**(5), 473–482.
- Zergeroglu, E., Dawson, D., de Queiroz, M. & Nagarkatti, S. (1999), Robust Visual-servo Control of Robot Manipulators in the Presence of Uncertainty, *in* ‘IEEE Conference on Decision and Control’, Phoenix, AZ, pp. 4137–4142.
- Zergeroglu, E., Dawson, D. M., de Queiroz, M. S. & Behal, A. (2001), ‘Vision-Based Nonlinear Tracking Controllers with Uncertain Robot-Camera Parameters’, *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* **6**(3), 322–337.
- Zergeroglu, E., Dawson, D. M., de Queiroz, M. S. & Setlur, P. (2003), ‘Robust Visual-Servo Control of Robot Manipulators in the Presence of Uncertainty’, *Journal of Robotic Systems* **20**(2), 93–106.
- Zergeroglu, E., Dawson, D. M., Fang, Y. & Malatpure, A. (2000), Adaptive Camera Calibration Control of Planar Robots: Elimination of Camera Space Velocity Measurements, *in* ‘IEEE International Conference on Control and Applications’, Anchorage, AK, pp. 560–565.

Apêndice A

Notação e Definições

A seguinte notação é adotada nesta tese:

- $\bar{E}_a = [\vec{x}_a \ \vec{y}_a \ \vec{z}_a]$ denota o sistema de coordenadas ortonormal a e $\vec{x}_a, \vec{y}_a, \vec{z}_a$ denotam os vetores unitários dos eixos do sistema de coordenadas.
- Para um dado vetor $\nu \in \mathbb{R}^n$, seus elementos são denotados por ν_i para $i = 1 \dots n$, isto é, $\nu = [\nu_1 \ \nu_2 \ \dots \ \nu_n]^T$.
- $\mathcal{S}(\cdot)$ denota o operador anti-simétrico, tal que, para qualquer vetor $\nu \in \mathbb{R}^3$ implica que

$$\mathcal{S}(\nu) = \begin{pmatrix} 0 & -\nu_3 & \nu_2 \\ \nu_3 & 0 & -\nu_1 \\ -\nu_2 & \nu_1 & 0 \end{pmatrix}.$$

- Para funções do tempo, define-se a norma \mathcal{L}_k de um vetor ν como

$$\|\nu\|_k \triangleq \left(\int_0^\infty |v(t')|^k dt' \right)^{\frac{1}{k}},$$

para $k \in [1, \infty)$ e diz-se que $\nu \in \mathcal{L}_k$ quando $\|\nu\|_k$ existe, ou seja, é finita. A norma \mathcal{L}_∞ é definida como

$$\|\nu\|_\infty \triangleq \sup_{t \geq 0} |v(t)|,$$

e diz-se que $\nu \in \mathcal{L}_\infty$ quando $\|\nu\|_\infty$ existe.

- A condição de *excitação persistente* para um vetor genérico $\nu(t)$ é dada por (Ioannou & Sun 1996):

$$\int_t^{t+T_0} \nu(\tau) \nu^T(\tau) d\tau \geq \gamma_0 T_0,$$

$\forall t \geq 0$ e para algum $\gamma_0, T_0 \geq 0$.

Apêndice B

Quaternion Unitário

Considere $\vec{v} \in \mathbb{R}^3$ um vetor unitário na direção de um eixo de rotação com respeito ao sistema de coordenadas de referência \vec{E}_r (vide Figura B.1)

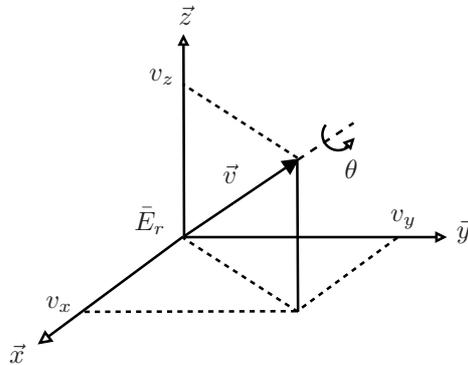


Figura B.1: Rotação em torno de um eixo arbitrário.

onde θ é o ângulo de rotação sobre o eixo \vec{v} . O *quaternion* unitário é definido como $q = (q_s, q_v)$ onde

$$q_s = \cos\left(\frac{\theta}{2}\right), \quad (\text{B.1})$$

$$q_v = \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \vec{v}, \quad (\text{B.2})$$

e $q_s \in \mathbb{R}$ é denominada a parte escalar do *quaternion*, enquanto $q_v \in \mathbb{R}^3$ é chamada a parte vetorial do *quaternion*, estando sujeitas à seguinte restrição

$$\|q\|^2 = q^T q = q_s^2 + q_v^T q_v = 1. \quad (\text{B.3})$$

Em virtude de (B.1), (B.2) e (B.3), a matriz de rotação R correspondente ao *quaternion* dado assume a seguinte forma:

$$R = (2q_s^2 - 1)(I + 2q_v q_v^T + q_s \mathcal{S}(q_v)). \quad (\text{B.4})$$

Entretanto, quando é desejado resolver o problema inverso, para computar o *quaternion* correspondente a uma matriz de rotação dada

$$R = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} \end{bmatrix}, \quad (\text{B.5})$$

o seguinte resultado é útil

$$q_s = \frac{1}{2} \sqrt{r_{11} + r_{22} + r_{33} + 1}, \quad (\text{B.6})$$

$$q_v = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} \text{sgn}(r_{32} - r_{23}) \sqrt{r_{11} - r_{22} - r_{33} + 1} \\ \text{sgn}(r_{13} - r_{31}) \sqrt{r_{22} - r_{33} - r_{11} + 1} \\ \text{sgn}(r_{21} - r_{12}) \sqrt{r_{33} - r_{11} - r_{22} + 1} \end{bmatrix}, \quad (\text{B.7})$$

onde $\text{sgn}(x) = 1$ para $x \geq 0$ e $\text{sgn}(x) = 0$ para $x < 0$. Nota-se que em (B.6) é implicitamente assumido $q_s \geq 0$. Isto corresponde a um ângulo $\theta \in [-\pi, \pi]$, e portanto qualquer rotação pode ser descrita. Além disso, as soluções para q_s e q_v são livres de singularidades. O *quaternion* extraído a partir de $R^{-1} = R^T$ é representado por q^{-1} , e pode ser computado como

$$q^{-1} = (q_s, -q_v). \quad (\text{B.8})$$

Considere $q_1 = (q_{s1}, q_{v1})$ e $q_2 = (q_{s2}, q_{v2})$ os *quaternions* associados às matrizes de rotações R_1 e R_2 respectivamente. Então, o *quaternion* correspondente ao produto de R_1 por R_2 é dado por

$$q_1 * q_2 = (q_{s1} q_{s2} - q_{v1}^T q_{v2}, q_{s1} q_{v2} + q_{s2} q_{v1} + \mathcal{S}(q_{v1}) q_{v2}), \quad (\text{B.9})$$

onde $(*)$ denota o operador produto de *quaternion*. Nota-se que, se $q_2 = q_1^{-1}$ então de acordo com (B.9) tem-se

$$q_1 * q_2 = (1, 0^T). \quad (\text{B.10})$$

Apêndice C

Análise de Estabilidade

C.1 Controle de Orientação

A análise de estabilidade em malha-fechada da estratégia de controle de orientação utiliza a seguinte função candidata de Lyapunov:

$$V_q(e_{qs}, e_{qv}) = (e_{qs} - 1)^2 + e_{qv}^T e_{qv}. \quad (\text{C.1})$$

Agora, considere a equação de propagação do erro de quaternion (Wen & Kreutz-Delgado 1991)

$$\dot{e}_q = \frac{1}{2} J_q^T(e_q) \tilde{\omega}, \quad (\text{C.2})$$

onde $J_q(e_q) = [-e_{qv} \quad e_{qs} I + \mathcal{S}(e_{qv})]$ e $\tilde{\omega} = (\omega - \omega_d)$. Então, derivando V_q com respeito ao tempo ao longo das trajetórias de (C.2) tem-se que $\dot{V}_q(e_{qs}, e_{qv}) = e_{qv}^T \tilde{\omega}$. Considerando $\tilde{\omega} = -K_o e_{qv}$ e assumindo que K_o é uma matriz definida positiva implica que

$$\dot{V}_q(e_{qs}, e_{qv}) = -e_{qv}^T K_o e_{qv} \leq 0. \quad (\text{C.3})$$

Uma vez que V_q é uma função definida positiva com derivada não-positiva tem-se que $V_q \in \mathcal{L}_\infty$, implicando que $e_{qs}, e_{qv} \in \mathcal{L}_\infty$ e o estado de equilíbrio é uniformemente estável. Além disso, como $V_q > 0$ e $\dot{V}_q \leq 0$ tem-se que $\lim_{t \rightarrow \infty} V_q(e_{qs}(t), e_{qv}(t)) = V_\infty \geq 0$ existe. Então, a partir de (C.3) tem-se que $\int_0^\infty -\dot{V}_q(t') dt' = V_0 - V_\infty \geq 0$ onde $V_0 = V_q(e_{qs}(0), e_{qv}(0))$ que implica em $e_{qv} \in \mathcal{L}_2$. Por outro lado, a partir de (C.2) e sabendo que $\tilde{\omega}, J_q \in \mathcal{L}_\infty$ conclui-se que $\dot{e}_{qv} \in \mathcal{L}_\infty$. Portanto, usando o *Lema de Barbalat* (Ioannou & Sun 1996) e sabendo que $e_{qv} \in \mathcal{L}_2, \dot{e}_{qv} \in \mathcal{L}_\infty$ implica que $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qv}(t) = 0$ e conseqüentemente que $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qs}(t) = \pm 1$, provando a estabilidade assintótica quase-global do sistema de controle em malha-fechada. ■

Apêndice D

Provas dos Teoremas

D.1 Prova do Teorema 1

A análise de estabilidade em malha-fechada do esquema de controle híbrido de posição e força utiliza a seguinte função candidata de Lyapunov:

$$2V_h(\xi_p, \xi_f, e_{qs}, e_{qv}) = \xi_p^T \xi_p + \xi_f^T \xi_f + (e_{qs} - 1)^2 + e_{qv}^T e_{qv}. \quad (\text{D.1})$$

Derivando (2.52) e (2.53) com respeito ao tempo e considerando as relações ${}^s\dot{p} = {}^s v_h$ e ${}^s\dot{f} = -K_s {}^s\dot{p}$, expressas no sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s , as equações do erro de posição e do erro de força desacoplados são descritas por:

$$\dot{\bar{e}}_p = (I - S) ({}^s v_h - {}^s \dot{p}_d), \quad (\text{D.2})$$

$$\dot{\bar{e}}_f = S ({}^s \dot{f}_d + K_s {}^s v_h), \quad (\text{D.3})$$

onde ${}^s v_h = (I - S) {}^s v_p + S {}^s v_f$. Então, a partir de (2.52) e (2.53) a derivada de V_h com respeito ao tempo ao longo das trajetórias de (D.2), (D.3) e (C.2) é dada por:

$$\begin{aligned} \dot{V}_h(\xi_p, \xi_f, e_{qs}, e_{qv}) &= \bar{e}_p^T (I - S) [(I - S) {}^s v_p + S {}^s v_f - {}^s \dot{p}_d] + \\ &\quad \bar{e}_f^T S [{}^s \dot{f}_d + K_s (I - S) {}^s v_p + K_s S {}^s v_f] + e_{qv}^T (\omega - \omega_d). \end{aligned} \quad (\text{D.4})$$

Substituindo (2.48), (2.49) e (2.44) em (D.4), usando o conceito de subespaços ortogonais complementares (Mason 1981) tal que

$$(I - S)S = S(I - S) = 0, \quad (I - S)(I - S)^k = (I - S), \quad S S^k = S, \quad (\text{D.5})$$

onde $k \in \mathbb{N}$, e recorrendo à (2.52) e (2.53) obtém-se

$$\dot{V}_h(\xi_p, \xi_f, e_{qs}, e_{qv}) = -\xi_p^T k_p \xi_p - \xi_f^T k_f \xi_f - e_{qv}^T K_o e_{qv} \leq 0. \quad (\text{D.6})$$

Uma vez que V_h é uma função definida positiva com derivada não-positiva tem-se que $V_h \in \mathcal{L}_\infty$ implicando que $\xi_p, \xi_f, e_{qs}, e_{qv} \in \mathcal{L}_\infty$. Além disso, como $V_h > 0$ e $\dot{V}_h \leq 0$ tem-se que $\lim_{t \rightarrow \infty} V_h(\xi_h(t), e_q(t)) = V_\infty \geq 0$ existe, onde $\xi_h = [\xi_p^T \ \xi_f^T]^T$. A partir de (5.8) tem-se que $\int_0^\infty -\dot{V}_h(t') dt' = V_0 - V_\infty \geq 0$ onde $V_0 = V_h(\xi_h(0), e_q(0))$ que implica em $\xi_p, \xi_f, e_{qv} \in \mathcal{L}_2$. Como $\xi_p, \xi_f \in \mathcal{L}_\infty$, pode-se mostrar a partir do modelo de força (2.41) que ${}^s e_p, {}^s e_f \in \mathcal{L}_\infty$. Desde que p_d e f_d são sinais contínuos por parte e uniformemente limitados por hipótese, tem-se que ${}^s v_p, {}^s v_f \in \mathcal{L}_\infty$. Então, a partir de (D.2) e (D.3) tem-se que $\dot{e}_p, \dot{e}_f \in \mathcal{L}_\infty$ e consequentemente $\dot{\xi}_p, \dot{\xi}_f \in \mathcal{L}_\infty$. Além disso, a partir de (C.2) e sabendo que $\tilde{\omega}, J_q \in \mathcal{L}_\infty$ conclui-se que $\dot{e}_{qv} \in \mathcal{L}_\infty$.

Portanto, usando o *Lema de Barbalat* (Ioannou & Sun 1996) e sabendo que $\xi_p, \xi_f, e_{qv} \in \mathcal{L}_2$ e $\dot{\xi}_p, \dot{\xi}_f, \dot{e}_{qv} \in \mathcal{L}_\infty$ implica que $\lim_{t \rightarrow \infty} \xi_p(t) = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} \xi_f(t) = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qv}(t) = 0$ e consequentemente que $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qs}(t) = \pm 1$, provando a estabilidade assintótica quase-global do sistema de controle em malha-fechada. ■

D.2 Prova do Teorema 2

A análise de estabilidade em malha-fechada do esquema de controle híbrido de posição e força utiliza a seguinte função candidata de Lyapunov:

$$2V_h(\xi_p, \xi_f, e_{qs}, e_{qv}) = \xi_p^T \xi_p + \xi_f^T \xi_f + (e_{qs} - 1)^2 + e_{qv}^T e_{qv}. \quad (\text{D.7})$$

Derivando (2.57) e (2.58) com respeito ao tempo e considerando as relações $\dot{p} = v_h$ e $\dot{f} = -K_s \dot{p}$, expressas no sistema de coordenadas da base \bar{E}_b , as equações do erro de posição e do erro de força desacoplados são descritas por:

$$\dot{\xi}_p = \dot{R}_{bs} (I - S) R_{bs}^T e_p + R_{bs} (I - S) [\dot{R}_{bs}^T e_p + R_{es}^T (v_h - \dot{p}_d)], \quad (\text{D.8})$$

$$\dot{\xi}_f = \dot{R}_{bs} S R_{bs}^T e_f + R_{bs} S [\dot{R}_{bs}^T e_f + R_{bs}^T (\dot{f}_d + K_s v_h)], \quad (\text{D.9})$$

onde $\dot{R}_{bs} = \mathcal{S}(\omega_{bs}) R_{bs}$ e $v_h = v_{p,h} + v_{f,h}$. Então, a partir de (2.57) e (2.58), a derivada de V_h com respeito ao tempo ao longo das trajetórias de (D.8), (D.9) e (C.2) é dada por:

$$\begin{aligned} \dot{V}_h(\xi_p, \xi_f, e_{qs}, e_{qv}) = & \xi_p^T R_{bs} (I - S) R_{bs}^T [-\mathcal{S}(\omega_{bs}) e_p + v_h - \dot{p}_d] + \\ & \xi_f^T R_{bs} S R_{bs}^T [-\mathcal{S}(\omega_{bs}) e_f + \dot{f}_d + K_s v_h] + e_{qv}^T (\omega - \omega_d). \end{aligned} \quad (\text{D.10})$$

Substituindo (2.55) e (2.56) em (D.10), e usando o conceito de subespaços ortogonais complementares (Mason 1981) tal que

$$(I - S) S = S (I - S) = 0, \quad (I - S) (I - S)^k = (I - S), \quad S S^k = S, \quad (\text{D.11})$$

onde $k \in \mathbb{N}$, obtém-se

$$\begin{aligned} \dot{V}_h(\xi_p, \xi_f, e_{qs}, e_{qv}) &= \xi_p^T R_{bs} (I - S) R_{bs}^T (v_p - \dot{p}_d) + \\ &\quad \xi_f R_{bs} S R_{bs}^T (\dot{f}_d + K_s v_f) + e_{qv}^T (\omega - \omega_d). \end{aligned} \quad (\text{D.12})$$

Então, usando (2.39), (2.42) e (2.44) tem-se que

$$\dot{V}_h(\xi_p, \xi_f, e_{qs}, e_{qv}) = -\xi_p^T K_p \xi_p - \xi_f K_f \xi_f - e_{qv}^T K_o e_{qv} \leq 0. \quad (\text{D.13})$$

Uma vez que V_h é uma função definida positiva com derivada não-positiva tem-se que $V_h \in \mathcal{L}_\infty$ implicando que $\xi_p, \xi_f, e_{qs}, e_{qv} \in \mathcal{L}_\infty$. Explorando as propriedades de V_h e \dot{V}_h , e a partir de um desenvolvimento similar à prova do Teorema 1, pode-se concluir que $\xi_p, \xi_f, e_{qv} \in \mathcal{L}_2$ e $\dot{\xi}_p, \dot{\xi}_f, \dot{e}_{qv} \in \mathcal{L}_\infty$. Portanto, usando o *Lema de Barbalat* (Ioannou & Sun 1996), implica que $\lim_{t \rightarrow \infty} \xi_p(t) = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} \xi_f(t) = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qv}(t) = 0$, e consequentemente $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qs}(t) = \pm 1$, provando a estabilidade assintótica quase-global do sistema em malha-fechada. ■

D.3 Prova do Teorema 3

A análise de estabilidade em malha-fechada da estratégia de controle cinemático adaptativo baseado no método de adaptação composta utiliza a seguinte função candidata de Lyapunov:

$$2V_c(e_p, \tilde{b}) = e_p^T e_p + \tilde{b}^T \Gamma_c^{-1} \tilde{b}. \quad (\text{D.14})$$

A derivada de V_c com respeito ao tempo ao longo das soluções da equação do erro (2.65) e da lei de adaptação (2.69) é dada por

$$\dot{V}_c(e_p, \tilde{b}) = -e_p^T K_p e_p - \epsilon_p^T \epsilon_p \leq 0. \quad (\text{D.15})$$

Uma vez que V_c é uma função definida positiva com derivada não-negativa, tem-se que $V_c \in \mathcal{L}_\infty$ implicando que $e_p, \tilde{b} \in \mathcal{L}_\infty$. Como $V_c > 0$ e $\dot{V}_c \leq 0$ tem-se que $\lim_{t \rightarrow \infty} V_c(e_p(t), \tilde{b}(t)) = V_\infty$ existe. A partir de (D.15) tem-se que $\int_0^\infty -\dot{V}_c(t') dt' = V_0 - V_\infty \geq 0$, onde $V_0 = V_c(e_p(0), \tilde{b}(0))$ que implica em $e_p, \epsilon_p \in \mathcal{L}_2$.

Por outro lado, como a abordagem desenvolvida é direcionada para manipuladores com juntas de revolução $\vartheta(t)$ aparece apenas em $k(\vartheta)$ em (2.2) como um argumento de funções trigonométricas limitadas. Por isso, não é evidente como a limitação de $\vartheta(t)$ pode ser provada. Entretanto, a limitação do ângulos das juntas não é normalmente uma preocupação uma vez que $\vartheta(t)$ aparece na lei de controle (2.64) e nos regressores W_K e W_J como um argumento de funções trigonométricas

limitadas e, por isso, pode-se concluir que $J_p, W_K \in \mathcal{L}_\infty$ (Dixon 2007). Desde que $e_p \in \mathcal{L}_\infty$ e p_d é um sinal contínuo por partes e uniformemente limitado por hipótese tem-se que $v_p \in \mathcal{L}_\infty$ e como $\tilde{b} \in \mathcal{L}_\infty$, a partir da propriedade (P3) da abordagem cinemática tem-se que $\hat{b} \in \mathcal{L}_\infty$ e conseqüentemente $J_p^{-1} \in \mathcal{L}_\infty$.

Então, a partir da lei de controle (2.64) conclui-se que $\dot{\vartheta} \in \mathcal{L}_\infty$ e, por sua vez, que $W_J \in \mathcal{L}_\infty$. Então, como $W_J, W_K \in \mathcal{L}_\infty$ tem-se que $\dot{e}_p, \dot{\epsilon}_p \in \mathcal{L}_\infty$ e a partir da lei de adaptação (2.69) conclui-se que $\dot{\hat{b}} \in \mathcal{L}_\infty \cap \mathcal{L}_2$. Portanto, usando o *Lema de Barbalat* (Ioannou & Sun 1996) e sabendo que $e_p \in \mathcal{L}_2, \dot{e}_p \in \mathcal{L}_\infty$ e $\epsilon_p \in \mathcal{L}_2, \dot{\epsilon}_p \in \mathcal{L}_\infty$ implica que $\lim_{t \rightarrow \infty} e_p(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} \epsilon_p(t) = 0$, provando a estabilidade global do algoritmo de adaptação composta. ■

D.4 Prova do Teorema 4

Considere a seguinte função de armazenamento definida positiva

$$V(\mathbf{x}) = V_2(\mathbf{x}_2) + \alpha V_1(\mathbf{x}_1). \quad (\text{D.16})$$

A derivada temporal de $V(\mathbf{x})$ ao longo das trajetórias dos subsistemas (2.92) e (2.93) é dada por

$$\dot{V}(\mathbf{x}) \leq -\lambda_2 \|\mathbf{y}_2\|^2 - \alpha \lambda_1 \|\mathbf{y}_1\|^2 + \alpha c_1 \|\mathbf{y}_1\| \|\mathbf{y}_2\| \leq 0, \quad (\text{D.17})$$

e para algum valor de α considerado suficiente pequeno a partir do *Complemento de Schur* (Ioannou & Sun 1996) implica que $\dot{V}(\mathbf{x})$ é negativa definida com respeito a $\mathbf{y}_1, \mathbf{y}_2$. Conseqüentemente, tem-se que $\mathbf{x}_1, \mathbf{x}_2 \in \mathcal{L}_\infty$ e $\dot{\mathbf{x}}_1, \dot{\mathbf{x}}_2 \in \mathcal{L}_\infty$. A inequação (D.17) implica que $\mathbf{y}_1, \mathbf{y}_2 \in \mathcal{L}_2 \cap \mathcal{L}_\infty$. A partir do *Lema de Barbalat* (Ioannou & Sun 1996) tem-se que $\lim_{t \rightarrow \infty} \mathbf{y}_1(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} \mathbf{y}_2(t) = 0$, provando a estabilidade global dos sistemas interconectados em malha-fechada. ■

D.5 Prova do Teorema 5

A partir do modelo dinâmico do robô (2.10), do erro virtual (2.95) e da lei de controle (2.105), obtém-se a seguinte equação dinâmica do erro em malha-fechada:

$$M(\vartheta) \dot{\sigma} + \left(C(\vartheta, \dot{\vartheta}) + K_d \right) \sigma = Y \tilde{a} + \mathbf{u}_2. \quad (\text{D.18})$$

Agora, derivando a função candidata de Lyapunov (2.107) com respeito ao tempo, recorrendo à propriedade de anti-simetria (2.12) e usando a lei de adaptação (2.106),

tem-se que

$$\dot{V}_d(\sigma, \tilde{a}) = -\sigma^T K_d \sigma + \sigma^T \mathbf{u}_2 . \quad (\text{D.19})$$

Então, pode-se concluir que o sistema é estritamente passivo com relação a saída $\mathbf{u}_2 \mapsto \sigma$ e para $\mathbf{u}_2 = 0$, tem-se que $\dot{V}_d \leq 0$.

Como V_d é uma função definida positiva com derivada não-positiva tem-se que $V_d \in \mathcal{L}_\infty$, implicando que $\sigma, \tilde{a} \in \mathcal{L}_\infty$ e o estado de equilíbrio é uniformemente estável. Uma vez que $V_d > 0$ e $\dot{V}_d \leq 0$ tem-se que $\lim_{t \rightarrow \infty} V_d(\sigma(t), \tilde{a}(t)) = V_\infty \geq 0$ existe. Portanto, a partir de (D.19) para $\mathbf{u}_2 = 0$ tem-se que $\int_0^\infty -\dot{V}_d(t') dt' = V_0 - V_\infty \geq 0$ onde $V_0 = V_d(\sigma(0), \tilde{a}(0))$ que implica em $\sigma \in \mathcal{L}_2$. Desde que $\vartheta_m, \dot{\vartheta}_m$ são sinais uniformemente limitados por hipótese e $\sigma \in \mathcal{L}_\infty$, a partir de (2.95) conclui-se que $e, \dot{e} \in \mathcal{L}_\infty$ implicando que $\vartheta, \dot{\vartheta}, \dot{\vartheta}_r, \ddot{\vartheta}_r \in \mathcal{L}_\infty$ e, por sua vez, que $Y \in \mathcal{L}_\infty$. Por isso, a partir de (2.106) tem-se que $\hat{a} \in \mathcal{L}_\infty \cap \mathcal{L}_2$ e a partir de (D.18) conclui-se que $\dot{\sigma} \in \mathcal{L}_\infty$. Portanto, usando o *Lema de Barbalat* (Ioannou & Sun 1996) e sabendo que $\sigma \in \mathcal{L}_2, \dot{\sigma} \in \mathcal{L}_\infty$ implica que $\lim_{t \rightarrow \infty} \sigma(t) = 0$, e conseqüentemente, $\lim_{t \rightarrow \infty} \dot{e}(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} e(t) = 0$, provando a estabilidade global do sistema em malha-fechada. ■

D.6 Prova do Teorema 6

A análise de estabilidade do algoritmo de estimação utiliza a seguinte função candidata de Lyapunov

$$V_k(\tilde{b}) = \tilde{b}^T \Gamma_k^{-1} \tilde{b} . \quad (\text{D.20})$$

A derivada temporal de V_k ao longo da solução de (2.114) é dada por

$$\dot{V}_k(\tilde{b}) = -\tilde{b}^T W^T W \tilde{b} = -\epsilon^T \epsilon \leq 0 . \quad (\text{D.21})$$

Como V_k é uma função definida positiva com derivada não-positiva, tem-se que $V_k \in \mathcal{L}_\infty$, implicando que $\tilde{b} \in \mathcal{L}_\infty$ e o estado de equilíbrio é uniformemente estável. Uma vez que $V_k > 0$ e $\dot{V}_k \leq 0$ tem-se que $\lim_{t \rightarrow \infty} V_k(\tilde{b}(t)) = V_\infty \geq 0$ existe. A partir de (D.21) tem-se que $\int_0^\infty -\dot{V}_k(t') dt' = V_0 - V_\infty \geq 0$ onde $V_0 = V_k(\tilde{b}(0))$, que implica em $\epsilon \in \mathcal{L}_2$. De acordo com o Teorema 5 tem-se que $\vartheta, \dot{\vartheta} \in \mathcal{L}_\infty$ implicando em $W_J, W \in \mathcal{L}_\infty$ e por isso, a partir de (2.111) e (2.113), tem-se que $\dot{\epsilon} \in \mathcal{L}_\infty$. Então, a partir de (2.114) conclui-se que $\hat{b} \in \mathcal{L}_\infty \cap \mathcal{L}_2$. Portanto, usando o *Lema de Barbalat* (Ioannou & Sun 1996) e sabendo que $\epsilon \in \mathcal{L}_2, \dot{\epsilon} \in \mathcal{L}_\infty$ implica que $\lim_{t \rightarrow \infty} \epsilon(t) = 0$, provando a estabilidade global do algoritmo de estimação. ■

D.7 Prova do Teorema 7

A partir do modelo dinâmico do robô (2.10), do erro virtual (2.95) e da lei de controle (2.116), obtém-se a seguinte equação dinâmica do erro em malha-fechada:

$$M(\vartheta) \dot{\sigma} + \left(C(\vartheta, \dot{\vartheta}) + K_d \right) \sigma = Y \tilde{a} + Z \tilde{b} + \mathbf{u}_2. \quad (\text{D.22})$$

Agora, derivando a função candidata de Lyapunov (2.118) com respeito ao tempo, recorrendo à propriedade de anti-simetria (2.12) e usando as lei de adaptação (2.106) e (2.117), tem-se que

$$\dot{V}_d(\sigma, \tilde{a}, \tilde{b}) = -\sigma^T K_d \sigma - \epsilon^T \epsilon + \sigma^T \mathbf{u}_2. \quad (\text{D.23})$$

Então, pode-se concluir que o sistema é estritamente passivo com relação a saída $\mathbf{u}_2 \mapsto \sigma$ e para $\mathbf{u}_2 = 0$, tem-se que $\dot{V}_d \leq 0$.

Como V_d é uma função definida positiva com derivada não-positiva tem-se que $V_d \in \mathcal{L}_\infty$, implicando que $\sigma, \tilde{a}, \tilde{b} \in \mathcal{L}_\infty$ e o estado de equilíbrio é uniformemente estável. Uma vez que $V_d > 0$ e $\dot{V}_d \leq 0$ tem-se que $\lim_{t \rightarrow \infty} V_d(\sigma(t), \tilde{a}(t), \tilde{b}(t)) = V_\infty \geq 0$ existe. Portanto, a partir de (D.23) para $\mathbf{u}_2 = 0$ tem-se que $\int_0^\infty -\dot{V}_d(t') dt' = V_0 - V_\infty \geq 0$ onde $V_0 = V_d(\sigma(0), \tilde{a}(0), \tilde{b}(0))$ que implica em $\sigma, \epsilon \in \mathcal{L}_2$. Desde que $\vartheta_m, \dot{\vartheta}_m$ são sinais uniformemente limitados por hipótese e $\sigma \in \mathcal{L}_\infty$, a partir de (2.95) conclui-se que $e, \dot{e} \in \mathcal{L}_\infty$ implicando que $\vartheta, \dot{\vartheta}, \vartheta_r, \ddot{\vartheta}_r \in \mathcal{L}_\infty$ e, por sua vez, que $Y \in \mathcal{L}_\infty$. Então, como $\vartheta, \dot{\vartheta} \in \mathcal{L}_\infty$ tem-se que $W, W_J \in \mathcal{L}_\infty$ e a partir de (2.111) e (2.113) tem-se que $\dot{\epsilon} \in \mathcal{L}_\infty$. Por outro lado, a partir da equação de cinemática direta (2.2) tem-se que $p \in \mathcal{L}_\infty$ e usando o modelo de força (2.41) conclui-se que $f \in \mathcal{L}_\infty$, e conseqüentemente, $Z \in \mathcal{L}_\infty$. Por isso, a partir de (2.106) e (2.117) tem-se que $\dot{\tilde{a}}, \dot{\tilde{b}} \in \mathcal{L}_\infty \cap \mathcal{L}_2$ e a partir de (D.22) conclui-se que $\dot{\sigma} \in \mathcal{L}_\infty$. Portanto, usando o *Lema de Barbalat* (Ioannou & Sun 1996) e sabendo que $\sigma \in \mathcal{L}_2, \dot{\sigma} \in \mathcal{L}_\infty$ e $\epsilon \in \mathcal{L}_2, \dot{\epsilon} \in \mathcal{L}_\infty$ implica respectivamente que $\lim_{t \rightarrow \infty} \sigma(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} \epsilon(t) = 0$, provando a estabilidade global do sistema em malha-fechada. ■

D.8 Prova do Teorema 8

A derivada da função candidata de Lyapunov (3.61) com respeito ao tempo ao longo das trajetórias de (3.47), (3.48) e (3.55) é dada por

$$\dot{V}_L(\bar{\mathbf{z}}_e, \varepsilon, \tilde{\Theta}) = -\bar{\mathbf{z}}_e^T Q \bar{\mathbf{z}}_e - \alpha \varepsilon^T Q_1 \varepsilon + \alpha \varepsilon^T P_1 B_f \bar{\mathbf{z}}_e + \quad (\text{D.24})$$

$$\bar{\mathbf{z}}_e^T P \left(B_{cs} \hat{J}_p(\vartheta) \sigma + B_{cb} w \right). \quad (\text{D.25})$$

Então, para uma escolha de α suficientemente pequeno de acordo com o *Complemento de Schur* (Ioannou & Sun 1996), a derivada temporal de V_L assume a forma

$$\dot{V}_L(\bar{\mathbf{z}}_e, \varepsilon, \tilde{\Theta}) \leq -\bar{\mathbf{z}}_e^T Q \bar{\mathbf{z}}_e + \bar{\mathbf{z}}_e^T P (B_{cs} \hat{J}_p(\vartheta) \sigma + B_{cb} w), \quad (\text{D.26})$$

que, por sua vez, define um mapeamento de saída estritamente passivo $B_{cs} \hat{J}_p(\vartheta) \sigma + B_{cb} w \mapsto P \bar{\mathbf{z}}_e$ (Hsu et al. 2007). ■

D.9 Prova do Teorema 9

De acordo com o método de fatoração SDU (Costa et al. 2003), pode-se utilizar o fato de existir uma matriz triangular superior $T = U_v^{-1}$ tal que $(GT) = (GT)^T = S_v > 0$, desde que $g_{11} \neq 0$ e $\det(G) \neq 0$ (Zergeroglu et al. 1999). Então, pode-se reescrever (4.17) como

$$\dot{e}_v = -\lambda e_v + S_v [T^{-1} v_v - \lambda S_v^{-1} (r_v - p_v)]. \quad (\text{D.27})$$

Se $g_{11} > 0$ e $\det(G) > 0$, então U_v (e U_v^{-1}) pode ser escolhido com elementos diagonais unitários e $D_v = I$, isto é,

$$U_v = \begin{bmatrix} 1 & -t_{12} \\ 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad U_v^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & t_{12} \\ 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (\text{D.28})$$

Pode-se escrever S_v em termos dos elementos de G como

$$S_v = \begin{bmatrix} g_{11} & g_{11} + t_{12} g_{12} \\ g_{21} & g_{21} + t_{12} g_{22} \end{bmatrix}, \quad (\text{D.29})$$

e evoluindo a condição de simetria $g_{21} = g_{11} + t_{12} g_{12}$, tem-se que

$$t_{12} = \frac{g_{21} - g_{12}}{g_{11}}, \quad S_v = \begin{bmatrix} g_{11} & g_{21} \\ g_{21} & s_{22} \end{bmatrix}, \quad s_{22} = \frac{(g_{21})^2 + \det(G)}{g_{11}}.$$

Então, a lei de controle ideal é dada por

$$v_{v_1}^* = \lambda \det(G^{-1}) (s_{22} \rho_1 - g_{21} \rho_2) + t_{12} v_{v_2}, \quad (\text{D.30})$$

$$v_{v_2}^* = -\lambda \det(G^{-1}) (g_{21} \rho_1 - g_{11} \rho_2), \quad (\text{D.31})$$

onde $\rho_i = r_i - p_{vi}$ para $i = 1, 2$. Note que, não é possível obter uma parametrização linear para as leis de controle (D.30) e (D.31), uma vez que os sinais $v_{v_1}^*$ e $v_{v_2}^*$ contém a inversa dos elementos de G . Entretanto, pode-se utilizar aproximações pela *série de Taylor* baseado na hipótese que os movimentos do robô no espaço de trabalho satisfazem a condição (4.9). Por isso, pode-se desprezar os termos de segunda ordem

e de ordem superior na expansão da série. Portanto, o sinal de controle pode ser parametrizado como $v_v = [\Theta_1^T w_1 \quad \Theta_2^T w_2]^T$ e a partir de (D.27), a equação do erro de imagem assume a forma

$$\dot{e}_v = -\lambda e_v + S_v \tilde{v}. \quad (\text{D.32})$$

Uma vez que S_v é dependente do estado, uma lei de adaptação tipo gradiente $\dot{\Theta}_i = -\gamma_i e_{v_i} w_i$ ($i=1, 2$) torna a derivada temporal da função candidata de Lyapunov

$$2V_v(e_v, \tilde{\Theta}) = e_v^T S_v^{-1} e_v + \tilde{\Theta}^T \gamma^{-1} \tilde{\Theta}, \quad (\text{D.33})$$

negativa semi-definida, isto é, $\dot{V}_v(e_v, \tilde{\Theta}) = -\lambda_0 e_v^T e_v \leq 0$. Como V_v é uma função definida positiva com derivada não-positiva tem-se que $V_v \in \mathcal{L}_\infty$, implicando que $e_v, \tilde{\Theta} \in \mathcal{L}_\infty$ e o estado de equilíbrio é uniformemente estável.

Uma vez que $V_v > 0$ e $\dot{V}_v \leq 0$ tem-se que $\lim_{t \rightarrow \infty} V_v(e_v(t), \tilde{\Theta}(t)) = V_\infty \geq 0$ existe e a partir de \dot{V}_v tem-se que $\int_0^\infty -\dot{V}_v(t') dt' = V_0 - V_\infty \geq 0$ onde $V_0 = V_v(e_v(0), \tilde{\Theta}(0))$ que implica que $e_v \in \mathcal{L}_2$. A partir do erro de imagem $e_v = p_{vd} - p_v$ verifica-se que $p_v \in \mathcal{L}_\infty$, uma vez que r_v e p_{vd} são assumidos ser sinais contínuos por parte e uniformemente limitados. Sabendo que $\rho = r_v - p_v$ e $\tilde{\Theta} = \Theta - \Theta^*$, onde Θ^* é um vetor de parâmetros constantes e limitados, tem-se que $\rho, \Theta \in \mathcal{L}_\infty$ e conseqüentemente que $w_1, w_2 \in \mathcal{L}_\infty$ e $S_v \in \mathcal{L}_\infty$ respectivamente. Por isso, a partir de (4.24) conclui-se que $\dot{\Theta} \in \mathcal{L}_\infty \cap \mathcal{L}_2$. Então, como $\tilde{v} = \tilde{\Theta}^T w_v$ tem-se que $\tilde{v} \in \mathcal{L}_\infty$ e lembrando que $S_v \in \mathcal{L}_\infty$ conclui-se a partir de (D.32) que $\dot{e}_v \in \mathcal{L}_\infty$. Portanto, usando o *Lema de Barbalat* (Ioannou & Sun 1996) e sabendo que $e_v \in \mathcal{L}_2, \dot{e}_v \in \mathcal{L}_\infty$ implica que $\lim_{t \rightarrow \infty} e_v(t) = 0$, provando a estabilidade global do sistema em malha-fechada. ■

D.10 Prova do Teorema 10

A análise de estabilidade em malha-fechada do esquema de controle híbrido de visão e força utiliza a seguinte função candidata de Lyapunov:

$$2V_h(e_v, \tilde{\Theta}, \xi_f, e_{qs}, e_{qv}) = e_v^T S_v^{-1} e_v + \tilde{\Theta}^T \Gamma^{-1} \tilde{\Theta} + \xi_f^T P_f \xi_f + (e_{qs} - 1)^2 + e_{qv}^T e_{qv}, \quad (\text{D.34})$$

onde $\tilde{\Theta}^T = [\tilde{\Theta}_1^T \quad \tilde{\Theta}_2^T]^T$ e $\Gamma = \text{diag}(\gamma_1, \gamma_2)$. A estabilidade do sistema de controle de força em malha-fechada desacoplado $\dot{\xi}_f = A \xi_f$ garante que, para uma dada matriz definida positiva Q_f existe uma matriz definida positiva P_f que satisfaz a equação de Lyapunov $A^T P_f + P_f A = -Q_f$ (Khalil 2002). Desde que S_v é dependente do estado, a derivada de V_h ao longo das trajetórias do sistema é negativa semi-definida, isto é,

$$\dot{V}_h(e_v, \tilde{\Theta}, \xi_f, e_{qs}, e_{qv}) = -\lambda_0 e_v^T e_v - \xi_f^T Q_f \xi_f - e_{qv}^T K_o e_{qv} \leq 0. \quad (\text{D.35})$$

Como V_h é uma função definida positiva com derivada não-positiva, tem-se que $V_h \in \mathcal{L}_\infty$, implicando que $e_v, \tilde{\Theta}, \xi_f \in \mathcal{L}_\infty$ e $e_{qs}, e_{qv} \in \mathcal{L}_\infty$. Uma vez que $V_h > 0$ e $\dot{V}_h \leq 0$ tem-se que $\lim_{t \rightarrow \infty} V_h(e_v(t), \tilde{\Theta}(t), \xi_f(t), e_{qs}(t), e_{qv}(t)) = V_\infty \geq 0$ existe e a partir de \dot{V}_h tem-se que $\int_0^\infty -\dot{V}_h(t') dt' = V_0 - V_\infty \geq 0$ onde $V_0 = V_h(e_v(0), \tilde{\Theta}(0), \xi_f(0), e_{qs}(0), e_{qv}(0))$ que implica em $e_v, \xi_f, e_{qv} \in \mathcal{L}_2$.

A partir do erro de imagem $e_v = p_{vd} - p_v$ verifica-se que $p_v \in \mathcal{L}_\infty$, uma vez que r_v e p_{vd} são assumidos ser sinais contínuos por parte e uniformemente limitados. Lembrando que $\rho = r_v - p_v$ e $\tilde{\Theta} = \Theta - \Theta^*$, onde Θ^* é um vetor de parâmetros constantes e limitados, tem-se que $\rho, \Theta \in \mathcal{L}_\infty$ e conseqüentemente que $w_1, w_2 \in \mathcal{L}_\infty$ e $S_v \in \mathcal{L}_\infty$ respectivamente. Por isso, a partir de (4.24) conclui-se que $\dot{\Theta} \in \mathcal{L}_\infty \cap \mathcal{L}_2$. Então, como $\tilde{v} = \tilde{\Theta}^T w$ tem-se que $\tilde{v} \in \mathcal{L}_\infty$ e lembrando que $S_v \in \mathcal{L}_\infty$ conclui-se a partir de (D.32) que $\dot{e}_v \in \mathcal{L}_\infty$. Considerando o sistema de controle de força em malha-fechada desacoplado como $\xi_f \in \mathcal{L}_\infty$ implica que $\dot{\xi}_f \in \mathcal{L}_\infty$. Por outro lado, a partir de (C.2) e sabendo que $\tilde{\omega}, J_q \in \mathcal{L}_\infty$ conclui-se que $\dot{e}_{qv} \in \mathcal{L}_\infty$. Portanto, usando o *Lema de Barbalat* (Ioannou & Sun 1996) e sabendo que $e_v \in \mathcal{L}_2, \dot{e}_v \in \mathcal{L}_\infty, \xi_f \in \mathcal{L}_2, \dot{\xi}_f \in \mathcal{L}_\infty$ e $e_{qv} \in \mathcal{L}_2, \dot{e}_{qv} \in \mathcal{L}_\infty$ respectivamente implica que $\lim_{t \rightarrow \infty} e_v(t) = 0, \lim_{t \rightarrow \infty} \xi_f(t) = 0, \lim_{t \rightarrow \infty} e_{qv}(t) = 0$ e conseqüentemente que $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qs}(t) = \pm 1$, provando a estabilidade assintótica quase-global do sistema de controle em malha-fechada. ■

Apêndice E

Provas dos Corolários

E.1 Prova do Corolário 1

A derivada da função candidata de Lyapunov (D.7) com respeito ao tempo, ao longo das trajetórias de (2.101), (2.102) e (2.103), é dada por:

$$\begin{aligned} \dot{V}_h(\xi_p, \xi_f, e_{qs}, e_{qv}) \leq & -\xi_p^T K_p \xi_p - \xi_f^T K_f \xi_f - e_{qv}^T K_o e_{qv} + \\ & \xi_p^T \Sigma_p \nu_p + \xi_f^T \Sigma_f \nu_p + e_{qv}^T \nu_o. \end{aligned} \quad (\text{E.1})$$

Sabendo que $\nu_p = J_p(\vartheta) \sigma$ e $\nu_o = J_o(\vartheta) \sigma$, pode-se reescrever (E.1) como

$$\begin{aligned} \dot{V}_h(\xi_p, \xi_f, e_{qs}, e_{qv}) \leq & -\xi_p^T K_p \xi_p - \xi_f^T K_f \xi_f - e_{qv}^T K_o e_{qv} + \\ & \xi_p^T \Sigma_p J_p(\vartheta) \sigma + \xi_f^T \Sigma_f J_p(\vartheta) \sigma + e_{qv}^T J_o(\vartheta) \sigma. \end{aligned} \quad (\text{E.2})$$

que, por sua vez, define um mapeamento estritamente passivo com respeito à saída de $\sigma \mapsto J_p^T(\vartheta) (\Sigma_p \xi_p + \Sigma_f \xi_f) + J_o^T(\vartheta) e_{qv}$. ■

E.2 Prova do Corolário 2

A partir de (3.77)-(3.78), (3.79) e em virtude de (3.81) a derivada temporal de V_a ao longo das trajetórias do sistema é dada por:

$$\dot{V}_a(\xi_a, \tilde{\theta}) = -\xi_a^T Q_d \xi_a + \xi_a^T P_d b_d \left(\hat{J}_3 \sigma + W_3 \tilde{b} \right), \quad (\text{E.3})$$

que, por sua vez, a partir do Teorema 4 define um mapeamento estritamente passivo com respeito à saída de $(\hat{J}_3 \sigma + W_3 \tilde{b}) \mapsto \xi_a$, uma vez que $\hat{J}(\vartheta)$ e $W(\vartheta, \dot{\vartheta})$ são mostrados ser limitados. Então, recorrendo aos resultados obtidos a partir do Teorema 5 e Teorema 6 e considerando que $W(\vartheta, \dot{\vartheta})$ satisfaz a condição de excitação persistente (A.1) tem-se que $\lim_{t \rightarrow \infty} \sigma(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} \tilde{b}(t) = 0$, e conseqüentemente $\dot{V}_a \leq 0$.

Uma vez que V_a é uma função positiva definida com derivada temporal não-positiva implica que $V_a, \xi_a, \tilde{\theta} \in \mathcal{L}_\infty$. Pode-se explorar as propriedades de V_a e \dot{V}_a e concluir que $\xi_a \in \mathcal{L}_2, \dot{\xi}_a \in \mathcal{L}_\infty$ e $\dot{\theta} \in \mathcal{L}_\infty \cap \mathcal{L}_2$. Portanto, usando o *Lema de Barbalat* (Ioannou & Sun 1996) implica que $\lim_{t \rightarrow \infty} \xi_a(t) = 0$, provando a estabilidade global do subsistema de rastreamento de profundidade em malha-fechada. ■

E.3 Prova do Corolário 3

A partir de (3.91)-(3.92) e em virtude de (3.93) e (3.101), a derivada temporal de V_t ao longo das trajetórias do sistema é dada por

$$\dot{V}_t(\xi_c, \tilde{\Theta}) = -\xi_c^T Q_t \xi_c + \xi_c^T P_t B_w \left(\hat{J}_{12} \sigma + W_{12} \tilde{b} \right), \quad (\text{E.4})$$

que, por sua vez, a partir do Teorema 4, define um mapeamento estritamente passivo com respeito à saída de $(\hat{J}_{12} \sigma + W_{12} \tilde{b}) \mapsto \xi_c$, uma vez que $\hat{J}_p(\vartheta)$ e $W(\vartheta, \dot{\vartheta})$ são mostrados ser limitados. Então, recorrendo aos resultados obtidos a partir do Teorema 5 e do Teorema 6 e considerando que $W(\vartheta, \dot{\vartheta})$ satisfaz a condição de excitação persistente (A.1) tem-se que $\lim_{t \rightarrow \infty} \sigma(t) = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} \tilde{b}(t) = 0$, e conseqüentemente $\dot{V}_t \leq 0$. Uma vez que V_t é uma função definida positiva com derivada temporal não-positiva, implica que $V_t, \xi_c, \tilde{\Theta} \in \mathcal{L}_\infty$. Pode-se explorar as propriedades de V_t e \dot{V}_t e concluir que $\xi_c \in \mathcal{L}_2, \dot{\xi}_c \in \mathcal{L}_\infty$ e $\dot{\Theta} \in \mathcal{L}_\infty \cap \mathcal{L}_2$. Então, usando o *Lema de Barbalat* (Ioannou & Sun 1996) implica que $\lim_{t \rightarrow \infty} \xi_c(t) = 0$, provando a estabilidade global do subsistema de rastreamento planar em malha-fechada. ■

E.4 Prova do Corolário 4

Derivando a função de armazenamento (4.26) com respeito ao tempo ao longo das trajetórias de (4.20), (4.24) e (4.25), obtém-se

$$\dot{V}_v(e_v, \tilde{\Theta}) = -\lambda e_v^T e_v + e_v^T P \sigma_v, \quad (\text{E.5})$$

que, por sua vez, define um mapeamento de saída estritamente passivo de $\sigma_v \rightarrow P^T e_v$ (Khalil 2002). ■

Apêndice F

Formalismo de Passividade

As funções de Lyapunov são generalizações da noção de energia em um sistema dinâmico. Por isso, é intuitivo considerar que tais funções sejam aditivas, isto é, as funções de Lyapunov para combinações de sistemas são obtidas simplesmente adicionando-se as funções de Lyapunov que descrevem o subsistema (Slotine & Li 1991). A teoria de *passividade* formaliza esta intuição e estabelece regras simples para descrever a combinação de subsistemas expressos em um formalismo do tipo *Lyapunov-like*. A passividade representa uma abordagem para construir funções de Lyapunov ou funções do tipo *Lyapunov-like* para fins de controle em malha fechada.

Como uma motivação, sabe-se que a dinâmica de sistemas físicos lineares ou não-lineares satisfaz as equações de conservação de energia da forma

$$\frac{d}{dt}[\text{Energia armazenada}] = [\text{Entrada de energia externa}] + [\text{Geração de energia interna}].$$

A entrada de energia externa pode ser representada como o produto escalar $y^T u$ de uma entrada u e uma saída y . Agora, considere sistemas mais gerais que verificam equações da forma

$$\Sigma_1 : \quad \dot{V}_1(t) = y_1^T u_1 - g_1(t), \quad (\text{F.1})$$

onde $V_1(t)$ e $g_1(t)$ são funções escalares de tempo, $u_1 \in \mathbb{R}$ é a entrada do sistema e $y_1 \in \mathbb{R}$ é a saída. Assuma que é possível conectar um sistema Σ_1 na forma (F.1) com um sistema Σ_2 , verificando a equação similar

$$\Sigma_2 : \quad \dot{V}_2(t) = y_2^T u_2 - g_2(t), \quad (\text{F.2})$$

onde $u_2 \in \mathbb{R}$ e $y_2 \in \mathbb{R}$, em uma configuração realimentada onde

$$u_2 = y_1, \quad u_1 = -y_2, \quad (\text{F.3})$$

como ilustra a Figura F.1 a seguir. Então, a seguinte relação relativa a energia

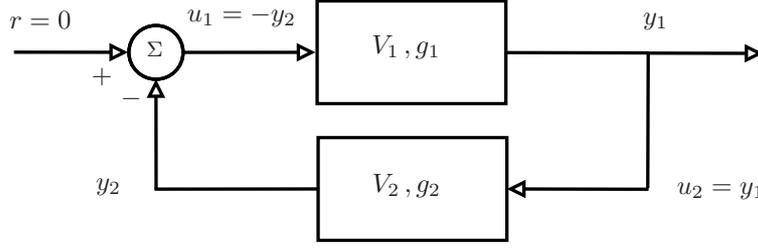


Figura F.1: Subsistemas Σ_1 e Σ_2 conectados em uma configuração realimentada.

armazenada é satisfeita

$$\frac{d}{dt}[V_1(t) + V_2(t)] = -[g_1(t) + g_2(t)]. \quad (\text{F.4})$$

Assuma que a função $V_1 + V_2$ é do tipo *lower-bounded*. Então, a partir do *Lema de Barbalat* (Slotine & Li 1991), tem-se:

- Se $\forall t \geq 0, g_1(t) + g_2(t) \geq 0$, então a função $V_1 + V_2$ é do tipo *upper-bounded* e $\int_0^\infty \|g_1(t) + g_2(t)\| dt < \infty$;
- Além disso, se a função $g_1(t) + g_2(t)$ é uniformemente contínua, então $\|g_1(t) + g_2(t)\| \rightarrow 0$ conforme $t \rightarrow \infty$;
- Em particular, se $g_1(t)$ e $g_2(t)$ são não-negativas e uniformemente contínuas, então $g_1(t), g_2(t) \rightarrow 0$ conforme $t \rightarrow \infty$.

Note que, uma expressão explícita de $V_1 + V_2$ não é necessária para estabelecer os resultados anteriores. Então, um sistema com equação na forma (F.1) com V_1 do tipo *lower-bounded* e $g_1 \geq 0$ é dito ser *passivo* ou ser um *mapeamento passivo* entre u_1 e y_1 . Um sistema passivo é dito ser *dissipativo* se

$$\int_0^\infty y_1^T(\tau) u_1(\tau) dt \neq 0 \quad \Rightarrow \quad \int_0^\infty g_1(\tau) d\tau > 0. \quad (\text{F.5})$$