

CONTROLE HÍBRIDO DE FORÇA E VISÃO DE UM MANIPULADOR
ROBÓTICO SOBRE SUPERFÍCIES DESCONHECIDAS

Antonio Candea Leite

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

Aprovada por:

Prof. Fernando Cesar Lizarralde, D.Sc.

Prof. Liu Hsu, Docteur d'Etat

Prof. Raul Guenther, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

ABRIL DE 2005

LEITE, ANTONIO CANDEA

Controle Híbrido de Força e Visão de um Manipulador Robótico sobre Superfícies Desconhecidas [Rio de Janeiro] 2005

X, 175 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc., Engenharia Elétrica, 2005)

Tese - Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE

1. Controle Híbrido
2. Sensor de Força
3. Robótica
4. Servovisão

I. COPPE/UFRJ II. Título (série)

*“Um robô não pode causar mal a humanidade ou, por omissão,
permitir que a humanidade sofra algum mal,
nem permitir que ela própria o faça.”*

A Lei Zero da Robótica, *Isaac Asimov* (1920-1992).

Agradecimentos

A minha *família*, por tudo que representa em minha vida.

Aos meus *amigos*, que sobreviveram a todas as minhas dúvidas e perguntas.

Aos *mestres*, Fernando C. Lizarralde, Liu Hsu e Ramon R. Costa, pelos ensinamentos e orientações.

Aos *colegas* do Laboratório de Automação e Controle, pela amizade compartilhada durante a convivência diária.

Ao CNPq pelo suporte financeiro.

Enfim, meus sinceros agradecimentos a todos que contribuíram de forma direta ou indireta para o desenvolvimento e conclusão deste trabalho.

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

CONTROLE HÍBRIDO DE FORÇA E VISÃO DE UM MANIPULADOR ROBÓTICO SOBRE SUPERFÍCIES DESCONHECIDAS

Antonio Candea Leite

Abril/2005

Orientador: Fernando Cesar Lizarralde

Programa: Engenharia Elétrica

Neste trabalho, considera-se um sistema de controle híbrido de força e visão para manipuladores robóticos usando um sensor de força e uma câmera fixa. Um método de controle 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.

O controle de força é baseado em uma ação integral, devido à sua conhecida robustez ao atraso de tempo de medição e capacidade de remover o erro de força em regime permanente. A estratégia de servovisão baseia-se em um método de simetrização via fatoração da matriz de controle, para solucionar o problema de controle adaptativo multivariável. O algoritmo adaptativo é robusto na medida em que apresenta reduzida sensibilidade à incertezas cinemáticas.

A tarefa a ser considerada envolve o rastreamento visual de um alvo fixado no punho do robô, enquanto o efetuador exerce uma força de contato controlada sobre uma superfície. Através de medidas de força e deslocamento é possível calcular os vetores normal e tangente à superfície no ponto de contato, e portanto estimar a geometria da restrição durante a execução da tarefa. Simulações e ensaios experimentais realizados em um sistema robótico real comprovam a eficiência e a viabilidade do método proposto.

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

FORCE AND VISUAL HYBRID CONTROL FOR A ROBOTIC MANIPULATOR
UPON UNKNOWN SURFACES

Antonio Candea Leite

April/2005

Advisor: Fernando Cesar Lizarralde

Department: Electrical Engineering

In this work, a force and visual hybrid control system for robotic manipulators using a force sensor and a fixed camera is considered. A method is proposed for combining direct force control and adaptive visual servoing in the presence of unknown smooth surface and uncertainties of camera parameters.

The force control strategy is based on a integral action algorithm, due to its well-known robustness with respect to the measurement time delay and capability of removing the steady state force error. The visual servoing strategy is based on a symmetrization method via factorization of the control matrix to solve the multivariable adaptive control problem. The adaptive algorithm is robust in the sense that it presents reduced sensitivity to kinematic uncertainties.

The chosen task involves the visual tracking of a moving target on the robot wrist, while the end-effector exerts a controlled contact force upon the surface. The normal and tangent vectors can be calculated through force and displacement measurements, and hence estimating the constraint surface during the task execution. Simulations and experimental tests performed in a real robotic system establish the effectiveness and feasibility of the proposed scheme.

Sumário

| | |
|--|-------------|
| Lista de Figuras | x |
| Lista de Tabelas | xvi |
| Nomenclatura | xvii |
| 1 Introdução | 1 |
| 1.1 Motivação | 2 |
| 1.2 Revisão da Literatura | 3 |
| 1.2.1 Controle de Força | 3 |
| 1.2.2 Servovisão | 7 |
| 1.2.3 Controle de Força e Visão | 8 |
| 1.3 Formulação do Problema | 10 |
| 1.3.1 Objetivo | 10 |
| 1.3.2 Metodologia | 11 |
| 1.3.3 Contribuição | 12 |
| 1.4 Organização da Tese | 13 |
| 2 Cinemática de Sistemas Robóticos | 15 |
| 2.1 Cinemática | 16 |
| 2.1.1 Cinemática de um Manipulador Robótico | 16 |
| 2.1.2 Posição e Orientação de um Corpo Rígido | 18 |
| 2.2 Cinemática Direta | 20 |
| 2.2.1 Cinemática direta para o Manipulador | 21 |
| 2.2.2 Espaço das Juntas e Espaço Operacional | 24 |
| 2.3 Cinemática Inversa | 26 |
| 2.4 Cinemática Diferencial | 27 |
| 2.4.1 Jacobiano Geométrico | 27 |
| 2.4.2 Jacobiano Analítico | 30 |
| 2.4.3 Jacobiano da Representação | 31 |
| 2.4.4 Estática | 32 |
| 2.4.4.1 Transformação de Força e Velocidade | 33 |
| 2.5 Controle Cinemático | 34 |
| 2.5.1 Erro de Orientação | 35 |
| 2.5.2 Controle Cinemático de um Manipulador Robótico | 37 |
| 2.5.3 Controle de Posição e Orientação Desacoplados | 38 |

| | | |
|----------|---|------------|
| 2.5.4 | Controle Cinemático de Posição | 39 |
| 2.5.5 | Controle Cinemático de Orientação | 40 |
| 2.6 | Conclusão | 43 |
| 3 | Controle de Interação | 44 |
| 3.1 | Interação do Manipulador com o Ambiente | 44 |
| 3.2 | Métodos de Controle de Interação | 45 |
| 3.3 | Modelos de Contato | 46 |
| 3.4 | Movimento Restrito | 49 |
| 3.5 | Restrições Naturais e Artificiais | 50 |
| 3.6 | Controle Cinemático de Força | 53 |
| 3.7 | Método de Controle Híbrido de Força e Posição | 54 |
| 3.7.1 | Controle Híbrido sobre Superfície Conhecida | 56 |
| 3.7.2 | Controle Híbrido sobre Superfície Desconhecida | 60 |
| 3.7.2.1 | Estimativa da Geometria da Restrição | 60 |
| 3.7.2.2 | Reorientação do Efetuador baseada na Força de Contato | 62 |
| 3.7.2.3 | Controle Híbrido de Força e Posição | 64 |
| 3.8 | Conclusão | 65 |
| 4 | Servovisão Robótica | 67 |
| 4.1 | Sistemas de Coordenadas | 68 |
| 4.2 | Projeção Perspectiva | 68 |
| 4.3 | Superfície Virtual de Rastreamento | 71 |
| 4.4 | Configuração de Câmera | 72 |
| 4.5 | Calibração da Câmera | 73 |
| 4.6 | Característica da Imagem | 74 |
| 4.7 | Arquiteturas de Servovisão | 74 |
| 4.8 | Servovisão Adaptativa | 77 |
| 4.8.1 | Controle Cinemático Servovisual | 78 |
| 4.8.2 | MRAC Servovisual | 80 |
| 4.8.3 | Adaptação via Simetrização | 81 |
| 4.8.4 | Robustez à Incertezas Cinemáticas | 87 |
| 4.9 | Conclusão | 89 |
| 5 | Controle Híbrido de Força e Visão | 91 |
| 5.1 | Introdução | 91 |
| 5.2 | Revisão Bibliográfica | 92 |
| 5.3 | Método Proposto | 93 |
| 5.4 | Controle Híbrido de Força e Visão. | 94 |
| 5.5 | Servovisão e Movimento Restrito | 97 |
| 5.6 | Conclusão | 99 |
| 6 | Resultados de Simulações | 100 |
| 6.1 | Modelos Matemáticos | 100 |
| 6.1.1 | Manipulador Robótico | 100 |
| 6.1.2 | Superfícies de Restrição | 101 |
| 6.1.3 | Controle de Força | 101 |
| 6.1.3.1 | Modelo de Força | 102 |

| | | |
|----------|--|------------|
| 6.1.3.2 | Modelo de Contato com Atrito | 103 |
| 6.1.4 | Controle de Posição | 103 |
| 6.1.5 | Servovisão | 103 |
| 6.1.6 | Controle de Orientação | 105 |
| 6.2 | Parâmetros de Simulação | 106 |
| 6.3 | Resultados de Simulação | 106 |
| 6.3.1 | Controle Híbrido de Força e Posição | 106 |
| 6.3.1.1 | Superfície Plana Conhecida | 107 |
| 6.3.1.2 | Superfície Plana Desconhecida | 107 |
| 6.3.1.3 | Superfície Cilíndrica Desconhecida | 112 |
| 6.3.1.4 | Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição | 117 |
| 6.3.2 | Controle Híbrido de Força e Visão | 122 |
| 6.3.2.1 | Superfície Plana Desconhecida | 127 |
| 6.3.2.2 | Superfície Cilíndrica Desconhecida | 135 |
| 7 | Resultados Experimentais | 143 |
| 7.1 | Sistema de Controle | 143 |
| 7.2 | Ambiente de Trabalho | 144 |
| 7.3 | Configuração do Sistema | 145 |
| 7.4 | Ensaio Experimentais | 145 |
| 7.4.1 | Controle Híbrido de Força e Posição | 146 |
| 7.4.2 | Controle Híbrido de Força e Visão | 146 |
| 7.5 | Parâmetros Experimentais | 147 |
| 7.6 | Resultados | 147 |
| 7.6.1 | Controle Híbrido de Força e Posição | 147 |
| 7.6.1.1 | Superfície Plana Desconhecida | 147 |
| 7.6.1.2 | Superfície Cilíndrica Desconhecida | 148 |
| 8 | Conclusões e Trabalhos Futuros | 159 |
| 8.1 | Conclusões | 159 |
| 8.2 | Propostas para Trabalhos Futuros | 160 |
| | Apêndices | 161 |
| A | Geometria Vetorial e Operadores | 161 |
| A.1 | Operador $\mathcal{S}(\cdot)$ | 162 |
| B | Transformação Homogênea | 163 |
| C | Quaternion Unitário | 165 |
| D | Método de Lyapunov | 168 |
| D.1 | Método de Lyapunov | 168 |
| | Referências Bibliográficas | 170 |

Lista de Figuras

| | | |
|------|--|----|
| 2.1 | Posição de um ponto P sobre um Corpo Rígido. | 18 |
| 2.2 | Posição e Orientação de um Corpo Rígido. | 19 |
| 2.3 | Orientação de um Corpo Rígido. | 19 |
| 2.4 | Descrição dos Elos e Juntas de um Robô Manipulador. | 20 |
| 2.5 | Transformações de Coordenadas de uma Cadeia Cinemática Aberta. | 22 |
| 2.6 | Descrição da Posição e Orientação de um Robô Manipulador. | 23 |
| 2.7 | Variáveis das Juntas e Sistemas de Coordenadas de um Robô Manipulador. | 26 |
| 2.8 | Contribuição de uma Junta de Revolução i para as Velocidades do Efetuador. | 28 |
| 2.9 | Velocidades Lineares e Angulares em diferentes Sistemas de Coordenadas no mesmo Corpo Rígido. | 33 |
| 2.10 | Malha de Controle de Velocidade | 35 |
| 2.11 | Erro de Orientação de um Corpo Rígido | 36 |
| 2.12 | Controle de Orientação de um Manipulador Robótico | 40 |
| | | |
| 3.1 | Interpretação Geométrica do Modelo de Atrito de Coulomb. | 47 |
| 3.2 | Estudo de Caso: Deslizar uma Ferramenta sobre uma Superfície Plana. | 52 |
| 3.3 | Diagrama em Blocos de um Esquema Básico de Controle Híbrido. | 55 |
| 3.4 | Interação do Efetuador sobre uma Superfície Suave Conhecida. | 56 |
| 3.5 | Diagrama em Blocos do Esquema de Controle Híbrido de Força e Posição. | 60 |
| 3.6 | Força de Atrito e Força Normal em um ponto sobre a Superfície. | 61 |
| 3.7 | Interação de uma Ferramenta sobre uma Superfície Desconhecida. | 63 |
| 3.8 | Representação das Componentes de um Vetor de Força. | 63 |
| 3.9 | Interação do Efetuador sobre uma Superfície Suave Desconhecida. | 65 |
| 3.10 | Diagrama em Blocos do Esquema de Controle Híbrido de Força e Posição para Superfícies Desconhecidas. | 66 |
| | | |
| 4.1 | Representação dos Sistemas de Coordenadas usados em Servovisão. | 68 |
| 4.2 | Modelo de Projeção Perspectiva. | 69 |
| 4.3 | Superfície Virtual de Rastreamento. | 71 |
| 4.4 | Configuração de Câmera: Montada no Efetuador. | 72 |
| 4.5 | Configuração de Câmera: Fixa no Espaço de Trabalho. | 73 |
| 4.6 | Estrutura <i>Look-and-Move</i> Baseada em Imagem. | 76 |
| 4.7 | Erro de Rastreamento - Controle Adaptativo e Controle Não-Adaptativo. | 89 |
| | | |
| 5.1 | Configuração do Sistema de Controle Híbrido de Força e Visão. | 93 |
| 5.2 | Interação do Efetuador sobre uma Superfície Desconhecida. | 95 |

| | | |
|------|---|-----|
| 5.3 | Diagrama em Blocos do Esquema de Controle Híbrido de Força e Visão para Superfícies Desconhecidas. | 99 |
| 6.1 | Modelagem da Força no Efetuador e da Força de Contato. | 102 |
| 6.2 | Resultado de Simulação: Posição do Efetuador e Erro de Posição - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Conhecida. | 108 |
| 6.3 | Resultado de Simulação: Força no Efetuador e Erro de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Conhecida. | 108 |
| 6.4 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Posição e Sinal de Controle de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Conhecida. | 109 |
| 6.5 | Resultado de Simulação: Orientação via Quaternion - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Conhecida. | 109 |
| 6.6 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Orientação e Erro de Orientação - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Conhecida. | 110 |
| 6.7 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 1, 2 e 3, e Ângulos das Juntas 1, 2 e 3 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Conhecida. | 110 |
| 6.8 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 4, 5 e 6, e Ângulos das Juntas 4, 5 e 6 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Conhecida. | 111 |
| 6.9 | Resultado de Simulação: Rastreamento da Trajetória - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Conhecida. | 111 |
| 6.10 | Resultado de Simulação: Trajetória no Espaço de Trabalho - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Conhecida. | 112 |
| 6.11 | Resultado de Simulação: Posição do Efetuador e Erro de Posição - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 113 |
| 6.12 | Resultado de Simulação: Força no Efetuador e Erro de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 113 |
| 6.13 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Posição e Sinal de Controle de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 114 |
| 6.14 | Resultado de Simulação: Orientação - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 114 |
| 6.15 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Orientação e Erro de Orientação - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 115 |
| 6.16 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 1, 2 e 3, e Ângulos das Juntas 1, 2 e 3 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 115 |
| 6.17 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 4, 5 e 6, e Ângulos das Juntas 4, 5 e 6 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 116 |
| 6.18 | Resultado de Simulação: Rastreamento da Trajetória - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 116 |

| | | |
|------|---|-----|
| 6.19 | Resultado de Simulação: Trajetória no Espaço de Trabalho - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 117 |
| 6.20 | Resultado de Simulação: Posição do Efetuador e Erro de Posição - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 118 |
| 6.21 | Resultado de Simulação: Força no Efetuador e Erro de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 118 |
| 6.22 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Posição e Sinal de Controle de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 119 |
| 6.23 | Resultado de Simulação: Orientação via Quaternion - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 119 |
| 6.24 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Orientação e Erro de Orientação - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 120 |
| 6.25 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 1, 2 e 3, e Ângulos das Juntas 1, 2 e 3 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 120 |
| 6.26 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 4, 5 e 6, e Ângulos das Juntas 4, 5 e 6 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 121 |
| 6.27 | Resultado de Simulação: Rastreamento da Trajetória - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 121 |
| 6.28 | Resultado de Simulação: Trajetória no Espaço de Trabalho - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 122 |
| 6.29 | Resultado de Simulação: Posição do Efetuador e Erro de Posição - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição. | 123 |
| 6.30 | Resultado de Simulação: Força no Efetuador e Erro de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição. | 123 |
| 6.31 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Posição e Sinal de Controle de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição. | 124 |
| 6.32 | Resultado de Simulação: Orientação via Quaternion - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição. | 124 |
| 6.33 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Orientação e Erro de Orientação - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição. | 125 |
| 6.34 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 1, 2 e 3, e Ângulos das Juntas 1, 2 e 3 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição. | 125 |
| 6.35 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 4, 5 e 6, e Ângulos das Juntas 4, 5 e 6 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição. | 126 |

| | | |
|------|---|-----|
| 6.36 | Resultado de Simulação: Rastreamento da Trajetória - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição. | 126 |
| 6.37 | Resultado de Simulação: Trajetória no Espaço de Trabalho - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição. | 127 |
| 6.38 | Resultado de Simulação: Posição do Efetuador e Erro de Posição no Plano da Imagem - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 128 |
| 6.39 | Resultado de Simulação: Força no Efetuador e Erro de Força - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 129 |
| 6.40 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Posição via Servovisão e Sinal de Controle de Força - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 129 |
| 6.41 | Resultado de Simulação: Adaptação dos Parâmetros Θ_1 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 130 |
| 6.42 | Resultado de Simulação: Adaptação dos Parâmetros Θ_2 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 130 |
| 6.43 | Resultado de Simulação: Vetor Regressor w_1 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 131 |
| 6.44 | Resultado de Simulação: Vetor Regressor w_2 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 131 |
| 6.45 | Resultado de Simulação: Orientação via Quaternion - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 132 |
| 6.46 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Orientação e Erro de Orientação - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 132 |
| 6.47 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 1, 2 e 3, e Ângulos das Juntas 1, 2 e 3 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 133 |
| 6.48 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 4, 5 e 6, e Ângulos das Juntas 4, 5 e 6 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 133 |
| 6.49 | Resultado de Simulação: Rastreamento da Trajetória - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 134 |
| 6.50 | Resultado de Simulação: Trajetória no Espaço de Trabalho - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 134 |
| 6.51 | Resultado de Simulação: Posição do Efetuador e Erro de Posição no Plano da Imagem - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 136 |
| 6.52 | Resultado de Simulação: Força no Efetuador e Erro de Força - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 136 |
| 6.53 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Posição via Servovisão e Sinal de Controle de Força - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 137 |
| 6.54 | Resultado de Simulação: Adaptação dos Parâmetros Θ_1 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 137 |

| | | |
|------|--|-----|
| 6.55 | Resultado de Simulação: Adaptação dos Parâmetros Θ_2 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 138 |
| 6.56 | Resultado de Simulação: Vetor Regressor w_1 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 138 |
| 6.57 | Resultado de Simulação: Vetor Regressor w_2 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 139 |
| 6.58 | Resultado de Simulação: Orientação via Quaternion - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 139 |
| 6.59 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Orientação e Erro de Orientação - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 140 |
| 6.60 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 1, 2 e 3, e Ângulos das Juntas 1, 2 e 3 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 140 |
| 6.61 | Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 4, 5 e 6, e Ângulos das Juntas 4, 5 e 6 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 141 |
| 6.62 | Resultado de Simulação: Rastreamento da Trajetória - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 141 |
| 6.63 | Resultado de Simulação: Trajetória no Espaço de Trabalho - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 142 |
| 7.1 | Diagrama em Blocos do Sistema de Controle Híbrido de Força e Visão. | 143 |
| 7.2 | Configuração Experimental do Manipulador para Servovisão. | 144 |
| 7.3 | Resultado Experimental: Posição do Efetuador e Força de Contato no Efetuador - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 148 |
| 7.4 | Resultado Experimental: Erro de Posição e Erro de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 149 |
| 7.5 | Resultado Experimental: Sinal de Controle de Posição e Sinal de Controle de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 149 |
| 7.6 | Resultado Experimental: Forças e Torques no Efetuador - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 150 |
| 7.7 | Resultado Experimental: Orientação via Quaternion - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 150 |
| 7.8 | Resultado Experimental: Sinal de Controle de Orientação e Erro de Orientação - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 151 |
| 7.9 | Resultado Experimental: Sinal de Controle nas Juntas 1, 2 e 3, e Ângulos das Juntas 1, 2 e 3 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 151 |
| 7.10 | Resultado Experimental: Sinal de Controle nas Juntas 4, 5 e 6, e Ângulos das Juntas 4, 5 e 6 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 152 |
| 7.11 | Resultado Experimental: Rastreamento da Trajetória - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 152 |

| | | |
|------|--|-----|
| 7.12 | Resultado Experimental: Trajetória no Espaço de Trabalho - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida. | 153 |
| 7.13 | Resultado Experimental: Posição do Efetuador e Força de Contato no Efetuador - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 154 |
| 7.14 | Resultado Experimental: Erro de Posição e Erro de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 154 |
| 7.15 | Resultado Experimental: Sinal de Controle de Posição e Sinal de Controle de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 155 |
| 7.16 | Resultado Experimental: Forças e Torques - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 155 |
| 7.17 | Resultado Experimental: Orientação via Quaternion - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 156 |
| 7.18 | Resultado Experimental: Sinal de Controle de Orientação e Erro de Orientação - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 156 |
| 7.19 | Resultado Experimental: Sinal de Controle nas Juntas 1, 2 e 3, e Ângulos das Juntas 1, 2 e 3 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 157 |
| 7.20 | Resultado Experimental: Sinal de Controle nas Juntas 4, 5 e 6, e Ângulos das Juntas 4, 5 e 6 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 157 |
| 7.21 | Resultado Experimental: Rastreamento da Trajetória - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 158 |
| 7.22 | Resultado Experimental: Trajetória no Espaço de Trabalho - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida. | 158 |
| B.1 | Representação de um Ponto A em diferentes Sistemas de Coordenadas. . . . | 163 |
| C.1 | Rotação em torno de um Eixo Arbitrário. | 165 |

Lista de Tabelas

| | | |
|-----|---|-----|
| 3.1 | Coeficientes de Atrito Estático para alguns tipos de Materiais. | 48 |
| 3.2 | Variáveis sujeitas às Restrições Naturais e Artificiais. | 52 |
| 6.1 | Parâmetros de Denavit-Hartenberg para o Manipulador Zebra Zero. | 101 |
| 6.2 | Parâmetros de Simulação - Sistema de Controle Híbrido de Força e Posição. | 106 |
| 7.1 | Parâmetros Experimentais - Controle Híbrido de Força e Posição. | 147 |

Nomenclatura

| | |
|-----------------------------|---|
| \bar{E} | sistema de coordenadas ortonormal. |
| $\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}$ | base canônica para o sistema de coordenadas \bar{E} . |
| \bar{p} | vetor posição de um ponto P localizado sobre um corpo rígido. |
| R | matriz de rotação. |
| T | matriz de transformação homogênea. |
| ϕ | representação da orientação dada pela matriz de rotação $R \in SO(3)$. |
| \mathbf{x} | representação de posição e orientação. |
| \vec{v} | vetor de velocidade linear. |
| $\vec{\omega}$ | vetor de velocidade angular. |
| \vec{V} | vetor de velocidade linear e angular. |
| \dot{p} | velocidade translacional. |
| $\dot{\phi}$ | derivada temporal da representação da orientação ϕ . |
| \bar{J} | operador Jacobiano geométrico. |
| \bar{J}_p | operador Jacobiano geométrico de posição. |
| \bar{J}_o | operador Jacobiano geométrico de orientação. |
| \bar{J}_A | operador Jacobiano analítico. |
| \bar{J}_R | operador Jacobiano da representação. |

| | |
|-----------------|--|
| θ | ângulos das juntas de revolução. |
| \vec{f} | vetor de força aplicado sobre o ponto P . |
| f_n | componente de força normal. |
| f_t | componente de força tangencial. |
| f_s | força de atrito estático. |
| f_k | força de atrito cinético. |
| Δx | deslocamento do efetuador sobre a superfície. |
| \vec{t} | vetor de torque (ou momento) aplicado em torno do ponto P . |
| \vec{F} | vetor de força e torque (ou momento) aplicados em torno do ponto P . |
| τ | vetor de torques nas juntas. |
| α_s | ângulo do cone de atrito. |
| μ_s | coeficiente de atrito estático. |
| μ_k | coeficiente de atrito cinético. |
| α, β | ângulos de desvio. |
| m | dimensão do espaço operacional. |
| n | dimensão do espaço das juntas. |
| r | dimensão do espaço da representação. |
| q | quaternion unitário. |
| q_s | parte escalar do quaternion unitário. |
| q_v | parte vetorial do quaternion unitário. |
| f_0 | distância focal da lente da câmera. |
| z_0 | profundidade constante entre o plano da imagem e o plano de trabalho. |

| | |
|----------------------|---|
| φ | ângulo de rotação da câmera em torno do eixo ótico. |
| α_1, α_2 | fatores de escala da câmera. |
| K_P | transformação de coordenadas câmera / espaço de trabalho. |
| P | matriz de parâmetros. |
| J_v | Jacobiano da imagem. |
| x_1, x_2 | coordenadas no plano de trabalho. |
| y_1, y_2 | coordenadas no plano da imagem. |
| ϵ | constante arbitrária. |
| λ | pólo do modelo de referência. |
| γ | ganho de adaptação. |
| Θ_1, Θ_2 | vetores de parâmetros. |
| w_1, w_2 | vetores regressores. |
| \mathbf{v}_p | sinal de controle cartesiano de posição. |
| \mathbf{v}_f | sinal de controle cartesiano de força. |
| \mathbf{v}_o | sinal de controle cartesiano de orientação. |
| \mathbf{v}_v | sinal de controle cartesiano de posição via servovisão. |
| K_p | matriz de ganho proporcional de posição. |
| K_f | matriz de ganho proporcional de força. |
| K_o | matriz de ganho proporcional de orientação. |
| K_v | matriz de ganho proporcional de imagem. |
| T_f | constante de tempo do termo integral. |

Quando subscriptas à direita, as seguintes letras representam referência:

- b à base do manipulador;
- w ao punho (ou *wrist*) do manipulador;
- e ao efetuador (ou *end effector*) do manipulador;
- s à superfície de restrição (ou *constraint*);
- c à câmera;
- t ao alvo (ou *target*);
- i à imagem da câmera;
- d ao valor desejado de uma grandeza;

As seguintes letras caligráficas representam

- \mathcal{T} o espaço da ferramenta;
- \mathcal{Q} o espaço das juntas;
- \mathcal{C} o espaço da restrição;
- \mathcal{I} o espaço da imagem da câmera;
- \mathcal{F} uma função genérica;
- \mathcal{Z} uma função genérica;
- \mathcal{X} um vetor de parâmetros constantes;

Quando considera-se grandezas angulares α e β , as seguintes abreviações são utilizadas.

- $s\alpha$ $\text{sen}(\alpha)$;
- $c\alpha$ $\text{cos}(\alpha)$;
- $t\alpha$ $\text{tan}(\alpha)$;
- $s^2\alpha$ $\text{sen}^2(\alpha)$;
- $c^2\alpha$ $\text{cos}^2(\alpha)$;
- $s\alpha\beta$ $\text{sen}(\alpha + \beta)$;
- $c\alpha\beta$ $\text{cos}(\alpha + \beta)$;

As seguintes abreviações em latim são utilizadas para indicar

- *e.g.* por exemplo (*exempli gratia*);
- *i.e.* isto é, ou seja (*id est*);

Capítulo 1

Introdução

Atualmente, há uma crescente necessidade de realizar tarefas com eficiência e precisão em lugares onde a presença humana torna-se difícil, arriscada e até mesmo impossível, como o fundo do mar ou o espaço. Para solucionar esse problema, faz-se cada vez mais necessária a presença de mecanismos autônomos ou remotos que realizem tarefas sem risco aos seres humanos, os *robôs*.

Um robô é uma máquina complexa constituída de sistemas mecânico, sensorial e de controle, que ao interagirem entre si conferem-lhe *autonomia* e *flexibilidade*, características fundamentais para executar missões em ambientes pouco estruturados, onde a descrição física ou geométrica do espaço de trabalho não é completamente conhecida a priori.

Nos dias de hoje, existem robôs atuando em diversas áreas de pesquisa, realizando inúmeras atividades como, por exemplo,

- na *agricultura*, onde robôs dotados de ferramentas e sistemas de visão são utilizados para colher frutas ou plantar sementes (Sistler, 1987);
- aliados à ciência, como *medicina*, na realização de cirurgias a distância (telepresença) e cirurgias com invasão mínima (Dario et al., 1996);
- na *robótica submarina*, realizando extração de recursos naturais (petróleo e gás) e prospecção oceânica (Pascoal et al., 1997);
- robôs operários, instalados no setor *industrial* realizando tarefas mecânicas de montagem, soldagem e pintura (Liao & Leu, 1998);

- na área *espacial*, operando na superfície de planetas realizando coleta de amostras do solo (Weisbin & Rodriguez, 2000) ou em órbita realizando serviços de manutenção (telerobótica);
- na robótica de *ambientes hostis*, realizando tarefas em ambientes contaminados por material químico ou biológico (Iborra et al., 2003);
- na área de *segurança*, localizando e desativando bombas em campos minados ou em locais de grande risco de explosão (Thrun et al., 2004).

1.1 Motivação

A utilização de robôs autônomos para realizar tarefas de intervenção submarina tem despertado interesse cada vez maior de diversas áreas de pesquisa, sobretudo de exploração de petróleo em águas profundas. Para emprego pleno, esses robôs devem ser móveis, dotados de manipuladores e sensores, e de sistemas de controle automáticos que permitam operações remotas com maior independência possível. O termo *robô móvel*, aqui empregado, refere-se à robôs que possuam alguma forma de mobilidade em sua estrutura (base), conferindo-lhes um acréscimo de graus de liberdade disponíveis, necessários para a execução de uma determinada tarefa.

Uma missão submarina pode incluir tarefas típicas como, por exemplo, inspeção visual, posicionamento de sensores de contato ou manipulação de ferramentas que requerem o controle da força de contato (*v.g.* limpeza, corte, soldagem, perfuração e outros). Automatizar diferentes fases desta missão reduz o tempo de duração das tarefas e os erros na execução das mesmas, minimizando conseqüentemente os custos envolvidos na operação.

Uma aplicação que vem destacando-se na área de robótica submarina nos últimos anos é a utilização de robôs autônomos ou de operação remota para realizar tarefas de inspeção em dutos, túneis e barragens, atividades geralmente desenvolvidas em ambientes hostis aos seres humanos (Moralada et al., 1999; Hsu et al., 2000).

1.2 Revisão da Literatura

1.2.1 Controle de Força

A pesquisa sobre sistemas robóticos controlados por força continua despertando interesse da comunidade científica há alguns anos. No entanto, tem sido muito difícil aplicar esses esforços no desenvolvimento de linhas de produção industriais. De fato, existem poucos exemplos onde somente controle de força apresenta resultados satisfatórios. Em algumas aplicações é mais viável utilizar outras abordagens de controle como, por exemplo, a servovisão. Entretanto, nos últimos anos a indústria vem utilizando sensores de força para complementar o habitual controle de posição em algumas aplicações como

- Mover um objeto usando um força controlada. Durante um processo de fabricação, objetos devem ser transferidos de um local para outro a fim de serem armazenados, montados e embalados (Balorda & Bajd, 1994).
- Aplicar uma força limitada em um processo de fabricação. Quando uma tarefa de perfuração é realizada, deve-se estabelecer um limite para a força de contato a fim de evitar danos à ferramenta e ao material perfurado (Alici & Daniel, 1996).
- Seguimentos de contornos planos. Em tarefas de soldagem deve-se controlar a força exercida sobre a superfície do objeto para evitar situações de escorregamento ou perda de contato (Guenther & Bier, 2000).
- Interação com geometrias desconhecidas através de contatos controlados. Quando uma tarefa de polimento de superfícies é realizada, é necessário exercer uma determinada pressão de contato (Jamisola et al., 2002).

Esta última aplicação é a mais utilizada. Contudo, experimentos têm sido conduzidos na tentativa de, por exemplo, esmerilhar rachaduras em soldas com um robô controlado de forma híbrida por força e posição. Em casos onde a ferramenta é *complacente* resultados satisfatórios são obtidos. Porém, quando ferramentas *rígidas* são utilizadas, elas frequentemente podem quebrar-se ou mesmo danificar o sensor de força. A principal razão é devido ao grande atraso de tempo entre a detecção da força e a resposta do controlador.

Além disso, outros fatores podem influenciar o desempenho de aplicações baseadas em controle de força e posição como, por exemplo, *perturbações externas*, *ruído* do sensor de força, *incertezas* nos parâmetros do robô e *erros de modelagem* do ambiente (Whitney, 1987). No entanto, quando o modelo cinemático do robô e a geometria do ambiente são completamente conhecidos a configuração do controle de posição pode ser selecionada baseada na especificação do controle de força. Em geral, esta hipótese não é verdadeira, e realimentação de força é necessária para a regulação de força em tarefas de manipulação. Uma abordagem para o controle de força e movimento de robôs em tarefas de manipulação é apresentada em (Khatib, 1987).

Dentre as muitas estratégias de controle de força propostas na literatura, realimentação de força com *ação integral* tornou-se o algoritmo de controle mais utilizado devido à sua robustez em relação ao atraso de tempo de medição e à sua capacidade de remover o erro de força em regime permanente. Entretanto, ensaios experimentais realizados comprovam que grandes perturbações de força podem causar instabilidade em sistemas controlados por força nominalmente estáveis (Volpe & Khosla, 1993; Wilfinger et al., 1994). Um estudo para melhorar o desempenho do controle de força e garantir robustez à perturbações de forças externas e a perda de contato é apresentado em (Wen & Murphy, 1991).

Uma questão importante para o controle de força em robôs é avaliar como as forças de interação e os sinais de realimentação podem ser utilizados de modo eficiente para que as especificações de força e movimento sejam alcançadas. Portanto, a realimentação de vários sinais de saída de um robô (posição, velocidade e força) e a escolha adequada de sinais de entrada para comandar as juntas do robô resultam em diferentes métodos de controle de força. 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 (Zeng & Hemami, 1997).

Os métodos de controle de força fundamental podem ser divididos em métodos indiretos e diretos. No método *indireto*, o erro de força é convertido em um erro de posição ou de velocidade, que é conduzido ao robô através de uma malha de controle de movimento. Por outro lado, no método *direto*, o erro de força é usado diretamente para controlar o robô através de uma malha de controle de força.

Ao primeiro grupo pertencem os métodos de *Controle de Rigidez* (Salisbury, 1980) e *Controle de Impedância* (Hogan, 1985), enquanto que os métodos de *Controle Híbrido* (Raibert & Craig, 1981) e *Controle Paralelo* (Anderson & Spong, 1988) pertencem ao segundo grupo.

Muitas aplicações em robótica envolvem a realização de tarefas onde é necessário controlar não somente a posição, mas também a interação entre o robô e o ambiente. Neste enfoque, a grandeza que melhor descreve o estado da interação é a força de contato exercida pelo efetuador do manipulador. Assim, para que o controle da interação seja realizado com eficiência pode-se determinar um comportamento dinâmico adequado para o sistema, baseado na *rigidez* do ambiente ou na *impedância* mecânica do manipulador. Neste caso, não é necessário utilizar medidas de força explícita e, em geral, uma força desejada não pode ser alcançada. Porém, para tarefas que requerem regulação ou rastreamento de força, deve-se adotar estratégias de controle de força direta que permitam especificar a força de contato desejada.

O método de *Controle Híbrido* foi proposto por Raibert e Craig, baseado na separação do espaço da tarefa em restrições ortogonais complementares de força e movimento (Mason, 1981), para permitir que diferentes especificações de força e posição fossem simultaneamente satisfeitas. Porém, nesta abordagem a dinâmica do manipulador não foi rigorosamente considerada.

Um método de controle híbrido baseado na equação dinâmica do manipulador e na descrição de restrição do efetuador especificada pela superfície de restrição, foi proposto em (Yoshikawa, 1987). Entretanto, a maior dificuldade em implementar este método é que, em geral, pode não ser possível obter informações precisas sobre a dimensão e a posição do objeto em contato com o efetuador.

Em (Anderson & Spong, 1988) o controle híbrido de força e posição foi combinado com o controle de impedância em uma única estratégia, denominada *Controle Paralelo*. Neste método, uma distinção de impedâncias em subespaços controlados por força e posição pode ser estabelecida. Assim, é possível para o controlador manter as especificações de posição ou velocidade, e seguir uma trajetória de força para uma determinada tarefa.

Algumas pesquisas estão relacionadas com a estimação da superfície de restrição para controle de força e posição. Um método de controle híbrido foi apresentado

em (Merlet, 1987), onde as direções a serem controladas por força e posição eram automaticamente determinadas através de medidas de força e momento. Embora com este método seja possível estimar a normal à superfície, o controle é aplicado apenas ao problema de seguimento de superfície 2D.

Em (Kazanzides et al., 1989) é apresentado um método para estimar os vetores normal e tangente à superfície de restrição a partir de medidas de força e da velocidade do efetuador. Porém, não é evidente que o método seja apropriado para o caso não-ideal, onde forças tangenciais e velocidades normais são consideradas. Contudo, este método foi aprimorado e utilizado em outros trabalhos para realizar tarefas de rastreamento 3D (Korzeniowski & Wolovich, 1991) e reconhecimento de objetos (Korzeniowski & Wolovich, 1994).

Um controlador híbrido baseado na dinâmica do manipulador, foi proposto em (Yoshikawa & Sudou, 1993) para combinar medidas de posição e força a fim de tratar o problema de rastreamento 3D com restrições desconhecidas. Neste trabalho, um método é fornecido para estimar os vetores normal e tangente à superfície de restrição e compensar os efeitos da força de atrito. Porém, uma extensão do controlador para o caso geral de 6 DOF não foi apresentada.

Recentemente, em (Cheah et al., 2003) foi apresentado um método de controle híbrido de força e posição na presença de incertezas na cinemática e na dinâmica do manipulador. Neste trabalho, uma análise de estabilidade rigorosa foi apresentada, e o desempenho do controlador proposto foi ilustrado através de resultados de simulação. Entretanto, o problema de interação com superfícies desconhecidas não foi considerado.

A utilização de robôs para realizar tarefas complexas apresenta muitos desafios como, por exemplo, parâmetros desconhecidos, 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 mais avançados. Um método avançado deve ser capaz de fornecer regulação ou rastreamento de força com precisão na presença de incertezas nos parâmetros do robô e do ambiente. Integrados ou combinados com os métodos de controle de força fundamental, as técnicas de controle de força avançada são baseadas em *Métodos de Aprendizado* (Kiguchi & Fukuda, 1995), *Controle Robusto* (Lu & Goldenberg, 1995) e *Controle Adaptativo* (Villani et al., 2000).

1.2.2 Servovisão

A maioria dos robôs existentes atualmente operam em indústrias, onde o ambiente pode geralmente ser alterado e controlado para adaptar-se ao robô. As tarefas de acabamento e montagem, por exemplo, são configuradas para que os robôs conheçam previamente a localização de diferentes objetos no espaço de trabalho. Contudo, o emprego de robôs apresenta bem menos impacto em aplicações onde o ambiente de trabalho e o posicionamento de objetos não podem ser controlados com precisão. Esta limitação deve-se grande parte a inerente falta de capacidade sensorial em sistemas de robôs industriais. Quando robôs são usados em um ambiente não-estruturado, por exemplo, em controle de robôs móveis, autonomia e flexibilidade são características fundamentais para realizar tarefas de manipulação.

Uma maneira para aumentar a flexibilidade e o domínio da aplicação de robôs é integrar mais sensores no sistema robótico. *Câmeras* são sensores robóticos úteis uma vez que imitam o sentido humano de visão e permitem obter informações do ambiente sem contato. Desde a pesquisa apresentada em (Shirai & Inoue, 1973), que descreve como um laço de realimentação visual pode ser usado para corrigir a posição de um robô e aumentar a precisão de uma tarefa, considerável esforço têm sido destinado ao controle visual de manipuladores robóticos. Atualmente, existem robôs equipados com sistemas completos de visão realizando tarefas onde visão e manipulação são tipicamente combinadas em forma de malha aberta, *olhando* e então *movendo*. A precisão do resultado de uma operação depende diretamente da precisão do sensor visual e do efetuator do robô.

Em muitas aplicações, uma alternativa para aumentar a precisão global de um sistema é utilizar realimentação visual para fornecer controle de posição em malha fechada para o efetuator de um robô. Esta abordagem é conhecida como *servovisão* (Hill & Park, 1979). Servovisão é o resultado da fusão de muitas áreas elementares, incluindo processamento de imagem, cinemática e dinâmica de corpos rígidos, teoria de controle, e computação em tempo real. A tarefa em servovisão é *controlar* um robô para manipular seu ambiente usando visão em oposição a apenas *observar* o ambiente.

Uma taxonomia, dentro da qual todos os sistemas servovisuais subsequentes podem ser classificados, foi apresentada em (Sanderson & Weiss, 1980). A primeira

classificação distingue *dinâmica look-and-move* de *servovisão direta*, enquanto que a segunda classificação distingue controle baseado em *posição* de controle baseado em *imagem*. Os sistemas servovisuais tipicamente utilizam as seguintes configurações de câmera: *montada* no efetuador ou *fixa* no espaço de trabalho. Para qualquer escolha de configuração de câmera, antes de executar tarefas de servovisão, alguma forma de *calibração* da câmera pode ser realizada (Tsai, 1987; Tsai & Lenz, 1989).

Uma visão geral sobre servovisão robótica é apresentada em (Espiau et al., 1992; Hutchinson et al., 1996). Dentre as aplicações que foram propostas ou prototipadas, destacam-se:

- Processos de fabricação. Agarrar objetos em esteiras rolantes e encaixar partes (Allen et al., 1993).
- Teleoperação remota. Na robótica espacial, realizando serviços de inspeção e manutenção (Hager et al., 1994).
- Seguimento de trajetória. Rastrear objetos, guiar carros e barcos, e até pousar aeronaves.

O problema de rastreamento de trajetórias baseado em informações visuais foi tratado sob o ponto de vista teórico em (Bishop & Spong, 1997) e (Zergeroglu et al., 1999). Algumas técnicas adaptativas foram propostas em (Kelly et al., 1999; Hsu & Aquino, 1999; Hsu & Lizarralde, 2000) com vistas a lidar com a incerteza na modelagem, mais precisamente, com respeito à calibração da câmera e aos parâmetros do robô. Entretanto, observa-se que para determinados tipos de movimento do robô no espaço de trabalho, o modelo do sistema servovisual torna-se não-linear, dificultando a aplicação das técnicas de controle conhecidas.

1.2.3 Controle de Força e Visão

Atualmente, em muitas áreas de atuação da robótica é necessário que robôs operem em ambientes pouco estruturados onde a geometria dos objetos é no mínimo parcialmente desconhecida. Então, projetar um sistema robótico flexível, capaz de realizar tarefas em ambientes complexos, requer a integração de diferentes sensores no sistema robótico.

Quando robôs interagem diretamente com objetos do ambiente, o controle da força de contato é fundamental para o sucesso de uma tarefa de manipulação. Em determinadas tarefas, um comportamento complacente é necessário para evitar danos à ferramenta ou ao objeto manipulado. Por outro lado, a precisão limitada do controle baseado em visão e a natureza ruidosa da imagem obtida pela câmera torna a servovisão menos indicada para controlar interação com objetos do ambiente. Contudo, o controle baseado em visão pode ser utilizado para posicionamento, inspeção e localização de objetos em ambientes não-calibrados.

Portanto, força e visão são capacidades sensoriais muito úteis para um robô operar em um ambiente desconhecido ou não-estruturado. Uma solução interessante é combinar controle de força e servovisão em um sistema de controle *híbrido*, para que as vantagens de cada modo de sensoramento sejam simultaneamente alcançadas através de uma tarefa de manipulação.

A abordagem mais natural para o problema é combinar os dados provenientes dos sensores de força e das câmeras usando métodos de *fusão sensorial* (Ishikawa et al., 1996). Entretanto, como muitos pesquisadores têm relatado, os sensores de força e de visão são fundamentalmente diferentes, uma vez que medem fenômenos físicos distintos (Nelson & Khosla, 1996; Morel et al., 1998). 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. (Xiao et al., 2000; Olsson et al., 2002; Baeten & Schutter, 2002).

Assim, a maioria dos métodos de controle de força e visão são baseados em uma separação do espaço de trabalho em direções controladas por força e visão. Deste modo, quando um manipulador está interagindo com uma superfície rígida, o movimento na direção normal à superfície pode ser controlado por força para garantir uma interação precisa. Os graus de mobilidade restantes não-restritos podem então ser controlados, por exemplo, através de um algoritmo de servovisão. Um problema interessante é que a localização exata e a orientação da superfície podem ser *desconhecidas*, e consequentemente devem ser estimadas.

Na última década, alguns trabalhos sobre controle de força e visão baseada em imagem foram apresentados. Em (Nelson et al., 1995) três diferentes estratégias combinando força e visão são apresentadas: na primeira, denominada *controle chaveado*,

cada grau de liberdade é controlado por força e visão ocorrendo chaveamento entre os sensores em diferentes etapas de execução da tarefa, de acordo com as especificações de controle; na segunda, baseada na abordagem de *controle híbrido*, o espaço de tarefa é dividido em direções ortogonais controladas por força e visão, para que cada grau de liberdade seja controlado por somente um sensor. Finalmente na última estratégia, denominada *controle compartilhado*, ambos os sensores são utilizados simultaneamente em cada grau de liberdade. Porém, uma análise de estabilidade para estas estratégias não foi rigorosamente apresentada.

Em (Morel et al., 1998) o uso de controle de força e visão combinado com o controle de impedância é proposto e demonstrado em tarefas de inserção de pinos. Um esquema de controle híbrido onde o Jacobiano da imagem e o vetor normal à superfície de restrição são estimados a partir de sensores de visão e força é apresentado em (Hosoda et al., 1998).

Uma técnica híbrida de força e visão, onde a geometria da superfície de restrição pode ser aprendida e refinada durante uma tarefa de manipulação, é apresentada em (Pichler & Jagersand, 2000). O método proposto em (Baeten & Schutter, 2002) utiliza o sistema de coordenadas da tarefa e um alto nível de descrição da tarefa para determinar como utilizar cada sensor no controle híbrido de força e visão. Entretanto, neste método, é necessário realizar um procedimento prévio de calibração da câmera.

Recentemente, o problema de controle híbrido de força e visão para robôs manipuladores na presença de incertezas na cinemática e na superfície de restrição foi abordado pelo ponto de vista dinâmico em (Zhao & Cheah, 2004). Um método de controle de impedância e visão baseado em uma estrutura híbrida é apresentado em (Carelli et al., 2004) e aplicado à robôs industriais em tarefas de inserção de pinos e desvio de obstáculos.

1.3 Formulação do Problema

1.3.1 Objetivo

Neste trabalho é proposto um método de controle híbrido de força e visão para um manipulador robótico, com a finalidade de executar tarefas de interação em superfícies

suaves desconhecidas. Nesta interação o manipulador deve ser capaz de exercer uma força de contato controlada, além de estar precisamente posicionado sobre a superfície através de servovisão.

O objetivo principal, a longo prazo, 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 em ambientes desconhecidos ou pouco estruturados.

1.3.2 Metodologia

Para desenvolver o método de controle proposto, a seguinte metodologia de pesquisa foi estabelecida

- Primeiramente, foi realizada uma revisão bibliográfica sobre os métodos de controle híbrido de força e visão para manipuladores robóticos, analisando fatores como motivação, aplicação e metodologia, bem como as vantagens e desvantagens de cada método. Uma atenção especial foi dedicada aos trabalhos que empregavam métodos de estimativa para os parâmetros geométricos da superfície de restrição. A seguir, a revisão foi estendida à trabalhos dedicados aos tópicos de controle de força direta e servovisão adaptativa, a saber, (Bonfadini, 2001) e (Zachi, 2001).
- O objetivo de controle para uma determinada tarefa é permitir que um manipulador robótico realize rastreamento visual de uma trajetória especificada no plano da imagem de uma superfície, enquanto o efetuador do robô exerce uma força de contato controlada sobre a mesma. Para alcançar este objetivo, será utilizada uma estratégia híbrida de controle baseada em informações obtidas a partir de três diferentes sensores: *encoders* montados em cada junta de um manipulador com seis graus de liberdade, um *sensor de força e torque* acoplado ao efetuador do robô e um *sensor de visão*, composto por uma única câmera, assumida estar descalibrada, montada no espaço de trabalho.
- A estratégia de controle desenvolvida, denominada *Controle Híbrido de Força e Visão*, utiliza um sensor de força para medir a força de contato com a su-

perfcie e um sensor de visão para monitorar a diferença de posicionamento entre a ferramenta e a trajetória desejada no plano da imagem.

- Primeiro, baseado na informação obtida pelos sensores, as variáveis de controle serão desacopladas em dois subespaços: um para controlar a magnitude da força de contato sobre a superfície, e outro para controlar o movimento no sistema de coordenadas de restrição. O desacoplamento permite projetar esquemas de controle para regulação de força e para rastreamento visual separadamente, garantindo que os controladores não sofram interferências mútuas.
- Pode-se realizar o desacoplamento no espaço da restrição, onde a matriz de seleção assume uma forma diagonal composta de 0 ou 1. Porém, como a superfície de contato é por hipótese desconhecida, os parâmetros geométricos da restrição devem ser estimados. Assim, um método para estimar os vetores normal e tangente à superfície no ponto de contato e compensar os efeitos da força de atrito é apresentado.
- Segundo, para evitar situações de escorregamento ou perda de contato, um método de controle de orientação para o efetuador baseado na força medida será desenvolvido. Assim, é possível reorientar o efetuador sobre a superfície de restrição durante a execução da tarefa.
- Finalmente, a viabilidade e a eficiência do método de controle proposto será verificada através de simulações em *Matlab* e ensaios experimentais em um sistema robótico real.

1.3.3 Contribuição

A maior contribuição deste trabalho, é integrar controle de força, visão e orientação em uma estratégia híbrida *estável*, considerando a presença de *incertezas* na cinemática, na calibração da câmera e na geometria da superfície de restrição.

Para ilustrar o desempenho e a viabilidade do método de controle proposto, são apresentados resultados de *simulações* e resultados *experimentais* obtidos em um sistema robótico real.

1.4 Organização da Tese

A apresentação deste trabalho está organizada da seguinte forma:

- **Capítulo 2**

São apresentados os conceitos e definições relacionadas à cinemática e à estática de um manipulador robótico. O controle cinemático de posição e orientação é estudado e uma análise de estabilidade é apresentada.

- **Capítulo 3**

O conceito de controle de interação é apresentado, juntamente com uma breve descrição dos métodos de controle de força indireta e direta. Então, o movimento restrito e os modelos de contato são discutidos. Em seguida, descreve-se o controle cinemático de força e uma análise de estabilidade é apresentada. Finalmente, o método de controle híbrido de força e posição para superfícies conhecidas e não-conhecidas é desenvolvido.

- **Capítulo 4**

Apresenta-se os conceitos e definições relacionadas a servovisão robótica. Então, um método de controle adaptativo na presença de incertezas nos parâmetros de calibração da câmera é desenvolvido e uma análise de estabilidade é apresentada. Para ilustrar a propriedade de robustez do controlador à incertezas cinemáticas são apresentados resultados de simulação com um robô planar de 2 elos.

- **Capítulo 5**

Desenvolve-se um método de controle híbrido de força e visão para um manipulador robótico na presença de superfícies desconhecidas. Em seguida a análise de estabilidade do sistema é apresentada.

- **Capítulo 6**

Primeiramente, descreve-se os modelos de força e visão utilizados na simulação do algoritmo de controle proposto. Então, os resultados de simulações para os métodos de controle híbrido são apresentados e discutidos.

- **Capítulo 7**

Apresenta-se um diagrama em blocos representando o sistema de controle híbrido de força e visão. Então, descreve-se o ambiente de trabalho e a configuração do sistema. Em seguida, os ensaios experimentais são detalhados. Finalmente, os resultados experimentais para os métodos de controle híbrido são apresentados e discutidos.

- **Capítulo 8**

Apresenta-se as conclusões gerais deste trabalho e as propostas para trabalhos futuros.

Capítulo 2

Cinemática de Sistemas Robóticos

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 manipulador robótico. 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, dos atuadores e dos sensores. O objetivo desta análise é deduzir os modelos matemáticos dos principais dispositivos que integram o robô. Assim, a partir da modelagem de um manipulador robótico é possível definir estratégias de controle de movimento adequadas.

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.

O modelo cinemático de um manipulador é útil para determinar a relação entre as forças e torques aplicados às juntas e forças e momentos aplicados ao efetuador em configurações de equilíbrio estático. O modelo dinâmico descreve a relação entre as forças generalizadas atuando sobre o robô e o movimento da estrutura governado por acelerações, velocidades e posições das juntas.

A cinemática de um manipulador representa a base para o cálculo sistemático de sua dinâmica, ou seja, as equações de movimento de um manipulador com uma função das forças e momentos agindo sobre o mesmo. O modelo dinâmico é muito útil para projetos mecânicos de estruturas, escolha de atuadores, determinação de estratégias de controle, e simulação do movimento do manipulador. Entretanto, neste trabalho a dinâmica do manipulador não será abordada.

2.1 Cinemática

A análise cinemática da estrutura de um manipulador diz respeito a descrição do movimento do manipulador com respeito a um sistema de coordenadas cartesianas fixas, ignorando as forças e os momentos que causam o movimento da estrutura.

Neste enfoque, é relevante distinguir entre cinemática e cinemática diferencial: 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 das velocidades.

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 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; sua solução é de fundamental importância para transformar o movimento desejado naturalmente prescrito ao efetuador no espaço operacional em correspondente movimento das juntas.

2.1.1 Cinemática de um Manipulador Robótico

Um manipulador pode ser representado esquematicamente a partir de um ponto de vista mecânico como uma cadeia cinemática de *corpos rígidos* (elos) conectados por meio de juntas. Um final de cadeia está restrito a uma base, enquanto que um efetuador está montado na outra extremidade. O movimento resultante da estrutura é obtido através da composição de movimentos elementares de cada elo com respeito ao elo anterior.

Portanto, com a finalidade de manipular um objeto no espaço, deve-se descrever a posição e orientação do efetuador com respeito a um sistema de coordenadas de referência. Para isso, é conveniente apresentar algumas definições baseadas em geometria vetorial, a saber

Definição 1 *Um sistema de coordenadas ortonormal $\bar{E} = [\bar{e}_1 \ \bar{e}_2 \ \bar{e}_3]$ satisfaz às seguintes propriedades*

1. $\|\bar{e}_i\| = 1$ para $i = 1, 2, 3$ (Normalidade)
2. $\bar{e}_i \cdot \bar{e}_j = 0$ para $i \neq j$ (Ortogonalidade)
3. $\bar{e}_3 = \bar{e}_1 \times \bar{e}_2$ (Regra da Mão-Direita)

onde $\bar{e}_i \in \mathcal{V}$, sendo \mathcal{V} um espaço vetorial normado (Apêndice A).

Um sistema de coordenadas $\bar{E} = [\bar{e}_1 \ \bar{e}_2 \ \bar{e}_3]$ pode ser interpretado com uma transformação linear $\bar{E} : \mathbb{R}^3 \mapsto \mathcal{V}$. Assim,

$$\vec{v} = \bar{E} \begin{bmatrix} v_1 \\ v_2 \\ v_3 \end{bmatrix} = v_1 \bar{e}_1 + v_2 \bar{e}_2 + v_3 \bar{e}_3, \quad v_i \in \mathbb{R}. \quad (2.1)$$

Por outro lado, o operador *adjunto* de \bar{E} , \bar{E}^* , representando um mapeamento $\bar{E}^* : \mathcal{V} \mapsto \mathbb{R}^3$, é dado por

$$\bar{E}^* = \begin{bmatrix} \bar{e}_1 \cdot \\ \bar{e}_2 \cdot \\ \bar{e}_3 \cdot \end{bmatrix}. \quad (2.2)$$

Definição 2 *Seja o vetor $\vec{v} = v_1 \bar{e}_1 + v_2 \bar{e}_2 + v_3 \bar{e}_3$ e o sistema de coordenadas $\bar{E} = [\bar{e}_1 \ \bar{e}_2 \ \bar{e}_3]$. As coordenadas de \vec{v} em \bar{E} são dadas por $v = [v_1 \ v_2 \ v_3]^T \in \mathbb{R}^3$ e então*

1. $\vec{v} = \bar{E} v$
2. $v = \bar{E}^* \vec{v}$

2.1.2 Posição e Orientação de um Corpo Rígido

O estudo do movimento de um corpo rígido é fundamental dentro da modelagem da mecânica dos corpos. Assim, a cinemática e a estática de sistemas robóticos está intrinsicamente associada ao movimento de corpos rígidos (Murray et al., 1996).

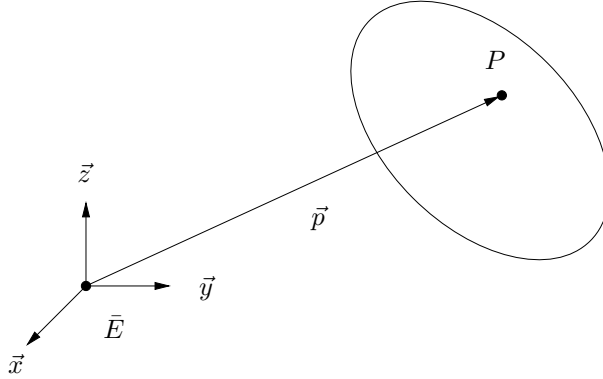


FIGURA 2.1: Posição de um ponto P sobre um Corpo Rígido.

Um corpo rígido é completamente descrito no espaço através de sua posição e orientação com respeito a um sistema de coordenadas de referência. A posição de um ponto P sobre um corpo rígido (Figura 2.1) com respeito ao sistema de coordenadas de referência $\bar{E} = [\bar{x} \ \bar{y} \ \bar{z}]$ é dada através do vetor

$$\vec{p} = p_x \bar{x} + p_y \bar{y} + p_z \bar{z}, \quad (2.3)$$

onde p_x , p_y , p_z representam as coordenadas do vetor \vec{p} no sistema de coordenadas \bar{E} definidas por

$$p = \begin{bmatrix} p_x \\ p_y \\ p_z \end{bmatrix}.$$

Para descrever a orientação de um corpo rígido, é conveniente considerar um sistema de coordenadas ortonormal fixado ao corpo e expressar seus vetores unitários com respeito ao sistema de coordenadas de referência (Figura 2.2). Assim, considera-se dois sistemas de coordenadas $\bar{E}_1 = [\bar{x}_1 \ \bar{y}_1 \ \bar{z}_1]$ e $\bar{E}_2 = [\bar{x}_2 \ \bar{y}_2 \ \bar{z}_2]$, representando o sistema de coordenadas *inercial* e o sistema de coordenadas do *corpo*, respectivamente.

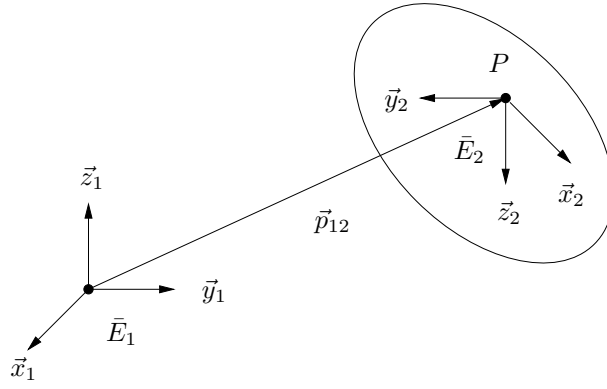


FIGURA 2.2: Posição e Orientação de um Corpo Rígido.

Então, sendo x_{12}, y_{12}, z_{12} as coordenadas de $\vec{x}_2, \vec{y}_2, \vec{z}_2$ no sistema de coordenadas \bar{E}_1 , tem-se que

$$x_{12} = \bar{E}_1^* \vec{x}_2, \quad y_{12} = \bar{E}_1^* \vec{y}_2, \quad z_{12} = \bar{E}_1^* \vec{z}_2.$$

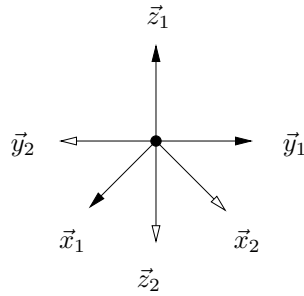


FIGURA 2.3: Orientação de um Corpo Rígido.

Portanto, pode-se escrever

$$\bar{E}_2 = [\bar{E}_1 x_{12} \quad \bar{E}_1 y_{12} \quad \bar{E}_1 z_{12}] = \bar{E}_1 \overbrace{[x_{12} \quad y_{12} \quad z_{12}]}^{R_{12}} = \bar{E}_1 R_{12},$$

onde R_{12} é denominada matriz de rotação, orientação ou atitude

$$R_{12} = \bar{E}_1^* \bar{E}_2, \tag{2.4}$$

e $R_{12} \in SO(3)$, onde $SO(3)$ é denominado *Grupo Especial Ortonormal* de dimensão 3 definido por

$$SO(3) = \{ R \in \mathbb{R}^{3 \times 3} : R^T R = I, \det(R) = 1 \}. \tag{2.5}$$

Uma forma de representar a configuração de um corpo rígido é através de transformações homogêneas (vide apêndice B). Utilizando esta forma compacta de representação tem-se que a configuração do sistemas de coordenadas \bar{E}_2 com respeito a \bar{E}_1 é dada por

$$T_{12}(\theta) = \begin{bmatrix} R_{12} & (\vec{p}_{12})_1 \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}. \quad (2.6)$$

2.2 Cinemática Direta

Como descrito na seção anterior, um manipulador consiste de uma série de corpos rígidos (elos) conectados por meio de juntas, que podem ser essencialmente dos seguintes tipos: *revolução* (ou *rotação*), *prismática*, *cilíndrica* ou *esférica*. As juntas de revolução (R) e prismática (P) são os tipos de juntas mais comuns encontrados em robôs manipuladores. A estrutura completa forma uma cadeia cinemática. Um final de cadeia está restrito a uma base. Um efetuador (ou ferramenta) está conectado ao outro final permitindo a manipulação de objetos no espaço (Figura 2.4).

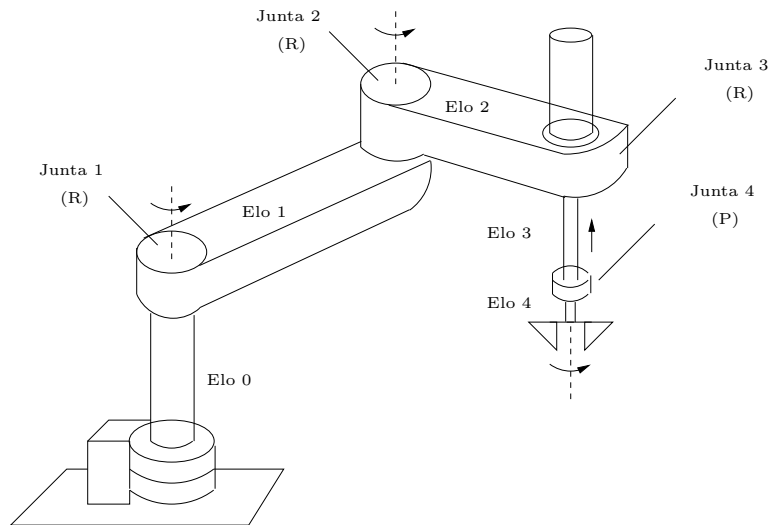


FIGURA 2.4: Descrição dos Elos e Juntas de um Robô Manipulador.

A partir de um ponto de vista topológico, a cadeia cinemática é denominada *aberta* quando existe somente uma sequência de elos conectando os dois finais de cadeia. Por outro lado, um manipulador contém uma cadeia cinemática *fechada* quando uma sequência de elos formam um laço.

A estrutura mecânica de um manipulador é caracterizada por um número de graus de mobilidade 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). Então, 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.

Como mostrado na seção anterior, a posição de um corpo rígido com respeito a um sistema de coordenadas de referência é descrita através do *vetor posição* de um ponto de interesse localizado sobre o corpo rígido, enquanto que a orientação é descrita através da *matriz de rotação* de um sistema de coordenadas fixado ao corpo com respeito ao sistema de coordenadas de referência.

Entretanto, matrizes de rotação fornecem uma descrição redundante da orientação de um sistema de coordenadas. De fato, essas matrizes são caracterizadas por nove elementos não-independentes e relacionados por seis restrições devido às condições de ortonormalidade dadas por (2.5). Isto implica que três parâmetros são suficientes para descrever a orientação de um corpo rígido no espaço. Então, uma representação em termos de três parâmetros independentes constitui uma *representação mínima*.

2.2.1 Cinemática direta para o Manipulador

Um método para calcular a cinemática direta é proposto primeiramente através da *análise geométrica* da estrutura do manipulador dado. Assim, a partir de conceitos básicos de trigonometria, pode-se determinar o mapeamento de cinemática direta para o manipulador de interesse. Porém, quando a estrutura do manipulador é complexa e o número de juntas aumenta, é preferível adotar uma solução menos direta, baseada em um procedimento geral sistemático: a convenção de *Denavit-Hartenberg* (Hartenberg & Denavit, 1955; Sciavicco & Siciliano, 2000).

Então, considera-se um manipulador de cadeia aberta constituído de $n + 1$ elos conectados por n juntas. Assume-se aqui que cada junta contribui com um grau de mobilidade para a estrutura mecânica, correspondendo a uma variável de junta (Figura 2.5). A construção de um procedimento para o cálculo da cinemática direta é naturalmente deduzida a partir da análise de uma típica cadeia cinemática aberta

da estrutura de um manipulador. De fato, desde que cada junta estabeleça a ligação entre dois elos consecutivos, é razoável considerar primeiramente a descrição da relação cinemática entre elos consecutivos e então obter a completa descrição da cinemática do manipulador em um modo recursivo.

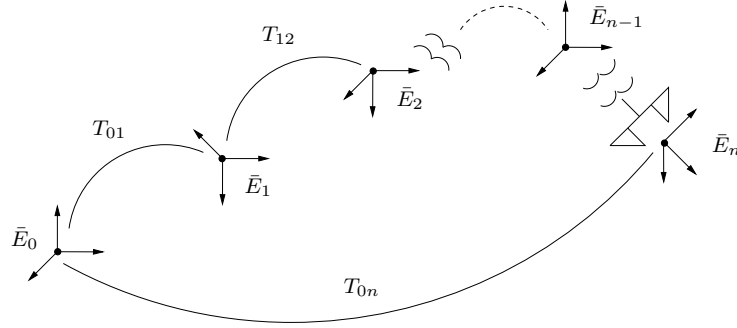


FIGURA 2.5: Transformações de Coordenadas de uma Cadeia Cinemática Aberta.

Para este propósito, define-se um sistema de coordenadas fixado em cada elo, a partir do elo 0 para o elo n . Então, a transformação homogênea descrevendo a posição e orientação do sistema de coordenadas \bar{E}_n com respeito ao sistema de coordenadas \bar{E}_0 é dada pelo produto de matrizes de transformação homogênea

$$T_{0n}(\theta) = T_{01}(\theta_1) \cdot T_{12}(\theta_2) \cdot \dots \cdot T_{n-1n}(\theta_n), \quad (2.7)$$

onde $\theta = [\theta_1 \dots \theta_n]$ é o vetor das variáveis das juntas.

Neste enfoque, a transformação homogênea descrevendo a *posição* e a *orientação* do sistema de coordenadas do efetuador com respeito ao sistema de coordenadas da base pode ser obtida como

$$T_{be}(\theta) = T_{b0} \cdot T_{0n}(\theta) \cdot T_{ne}, \quad (2.8)$$

onde T_{b0} e T_{ne} são tipicamente transformações homogêneas constantes descrevendo a posição e orientação do sistema de coordenadas \bar{E}_0 com respeito ao sistema de coordenadas da base, e do sistema de coordenadas do efetuador com respeito ao sistema de coordenadas \bar{E}_n , respectivamente.

Portanto, com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b , a posição e a orientação do sistema de coordenadas do efetuador \bar{E}_e , são expressas através da *matriz de transformação homogênea* dada por

$$T_{be}(\theta) = \begin{bmatrix} R_{be} & (\vec{p}_{be})_b \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}, \quad (2.9)$$

onde $\theta = [\theta_1 \cdots \theta_n]$ é o vetor das variáveis das juntas.

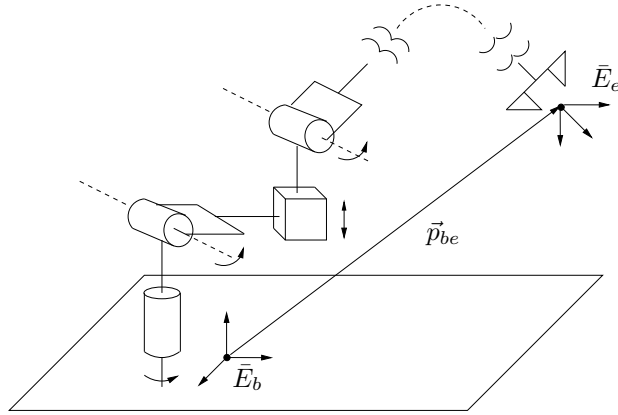


FIGURA 2.6: Descrição da Posição e Orientação de um Robô Manipulador.

Para *manipuladores antropomórficos*, constituídos por um braço articulado e um punho esférico, a parametrização da cinemática direta apresenta características que simplificam a coordenação entre o movimento do braço e do punho no desempenho de uma dada tarefa.

A característica principal de um punho esférico é o *desacoplamento* entre a posição e a orientação do efetuador; o braço é responsável pela tarefa de posicionamento, enquanto que o punho determina a orientação do efetuador. A partir daqui, assume-se que o manipulador de interesse é do tipo *antropomórfico*.

Deste modo, para um manipulador de n juntas, a transformação de coordenadas descrevendo a posição e orientação do sistema de coordenadas do punho (ou *wrist*) com respeito ao sistema de coordenadas da base, pode ser obtida como

$$T_{bw}(\theta) = T_{b0} \cdot T_{0n}(\theta) \cdot T_{nw}. \quad (2.10)$$

Portanto, com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b , a posição e a orientação do sistema de coordenadas do punho \bar{E}_w , são expressas através da seguinte matriz de transformação homogênea:

$$T_{bw}(\theta) = \begin{bmatrix} R_{bw} & (\vec{p}_{bw})_b \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}. \quad (2.11)$$

Finalmente, por analogia, pode-se obter a matriz de transformação homogênea que relaciona o sistema de coordenadas do efetuador com o sistema de coordenadas do punho

$$T_{we} = \begin{bmatrix} R_{we} & (\vec{p}_{we})_w \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}. \quad (2.12)$$

Assim, no sistema de coordenadas da base, a posição e orientação do efetuador podem ser descritas pela cadeia cinemática formada pela base, o punho e o efetuador do manipulador

$$T_{be}(\theta) = T_{bw}(\theta) \cdot T_{we}. \quad (2.13)$$

2.2.2 Espaço das Juntas e Espaço Operacional

A equação de cinemática direta de um manipulador permite representar a posição e orientação do sistema de coordenadas do efetuador como uma função das variáveis das juntas com respeito a um sistema de coordenadas de referência, por exemplo, o sistema de coordenadas da base.

Contudo, quando uma tarefa é designada ao efetuador, é necessário especificar sua posição e orientação geralmente como uma função do tempo. Para o caso da posição, isto torna-se simples. Porém, especificar a orientação através de vetores unitários do sistema de coordenadas do corpo, expressos com respeito ao sistema de coordenadas de referência, é uma tarefa bastante difícil uma vez que os vetores devem satisfazer às restrições de *ortonormalidade* imposta por (2.5) em cada instante de tempo. O problema de descrever a orientação do efetuador admite uma solução natural se uma representação mínima ou mesmo uma parametrização adequada (*e.g.* quaternion unitário) for adotada.

Portanto, a posição pode ser dada por um número mínimo de coordenadas com respeito a geometria da estrutura, e a orientação pode ser especificada em termos de uma representação conveniente descrevendo a rotação do sistema de coordenadas do efetuador em relação ao sistema de coordenadas da base.

Deste modo, é possível descrever a configuração de um manipulador através de

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} \vec{p} \\ \phi \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^m, \quad (2.14)$$

onde p descreve a posição e ϕ a representação da orientação do efetuador.

A variável \mathbf{x} é definida no espaço em que a tarefa do manipulador é especificada; portanto, este espaço é denominado *espaço operacional* e m representa a dimensão do espaço operacional.

Neste enfoque, a configuração do efetuador no sistema de coordenadas da base é dada por

$$(\mathbf{x}_{be})_b = \begin{bmatrix} (\vec{p}_{be})_b \\ (\phi_{be}) \end{bmatrix}, \quad (2.15)$$

onde $\phi \in \mathbb{R}^r$ e r é a dimensão do espaço da representação de orientação.

Por outro lado, o *espaço das juntas* (espaço de configuração) representa o espaço em que as variáveis das juntas

$$\theta = \begin{bmatrix} \theta_1 \\ \vdots \\ \theta_n \end{bmatrix}, \quad (2.16)$$

estão definidas (Figura 2.7), sendo n a dimensão do espaço das juntas.

Então, considerando a dependência da posição e orientação de acordo com as variáveis das juntas, a equação de cinemática direta pode ser escrita na forma

$$\mathbf{x} = k(\theta). \quad (2.17)$$

A função $k(\cdot)$, em geral não-linear, permite a determinação das variáveis do espaço operacional a partir do conhecimento das variáveis do espaço das juntas.

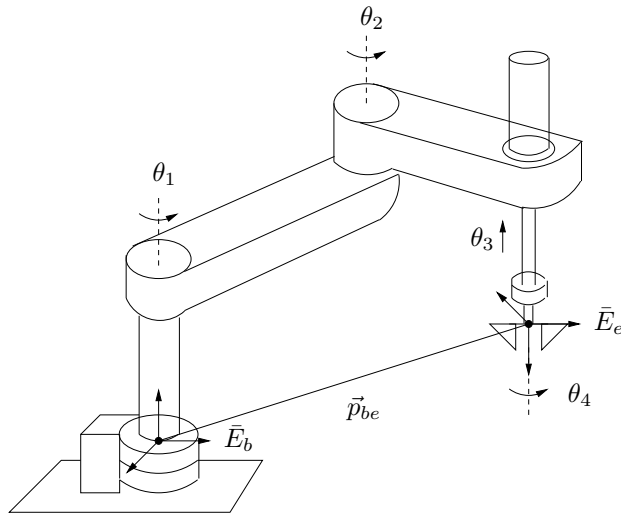


FIGURA 2.7: Variáveis das Juntas e Sistemas de Coordenadas de um Robô Manipulador.

2.3 Cinemática Inversa

A equação de cinemática direta na forma (2.17) estabelece uma relação funcional entre as variáveis das juntas e a posição e orientação do efetuador. O problema da cinemática inversa consiste na determinação das variáveis das juntas correspondentes a uma dada posição e orientação do efetuador.

A solução deste problema é de importância fundamental para transformar as especificações de movimento, associadas ao efetuador no espaço operacional, em movimentos correspondentes no espaço das juntas que permitam a execução do movimento desejado. Ao contrário da equação de cinemática direta, onde podemos determinar de forma unívoca a posição e orientação do efetuador, o problema de cinemática inversa é muito mais complexo, pelas seguintes razões:

- as equações para solucionar são em geral não-lineares, e portanto não é sempre possível encontrar uma *solução na forma fechada*;
- *múltiplas soluções* podem existir freqüentemente, inclusive com baixo número de graus de mobilidade;
- *infinitas soluções* podem existir, no caso de redundância cinemática, onde o número de graus de mobilidade é maior que o número de variáveis necessárias para descrever uma dada tarefa;

- *inexistência de soluções admissíveis*, devido à estrutura cinemática do manipulador;

2.4 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*, 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, então é possível calcular a matriz Jacobiana através de diferenciação da função de cinemática direta com respeito as variáveis das juntas. O jacobiano resultante, denominado *Jacobiano Analítico*, em geral difere do geométrico.

O Jacobiano constitui uma das mais importantes ferramentas para caracterização do manipulador; de fato, ele é útil para encontrar configurações singulares, analisar redundância, determinar algoritmos de controle cinemático, descrever o mapeamento entre forças aplicadas no efetuador a torques resultantes nas juntas (*estática*) e projetar esquemas de controle no espaço operacional.

2.4.1 Jacobiano Geométrico

O objetivo da cinemática diferencial é encontrar uma relação entre as velocidades das juntas e as velocidades *linear e angular* do efetuador. Em outras palavras, deseja-se expressar os vetores velocidade linear \vec{v} e velocidade angular $\vec{\omega}$ como uma função das velocidades das juntas $\dot{\theta}$ por meio da seguinte relação:

$$\vec{v} = \bar{J}_P(\theta) \dot{\theta}, \quad (2.18)$$

$$\vec{\omega} = \bar{J}_O(\theta) \dot{\theta}. \quad (2.19)$$

Em (2.18) \bar{J}_P é operador relativo à contribuição das velocidades das juntas $\dot{\theta}$ para a velocidade linear do efetuador v enquanto que em (2.19) \bar{J}_O é o operador relativo à contribuição das velocidades das juntas $\dot{\theta}$ para a velocidade angular do efetuador ω .

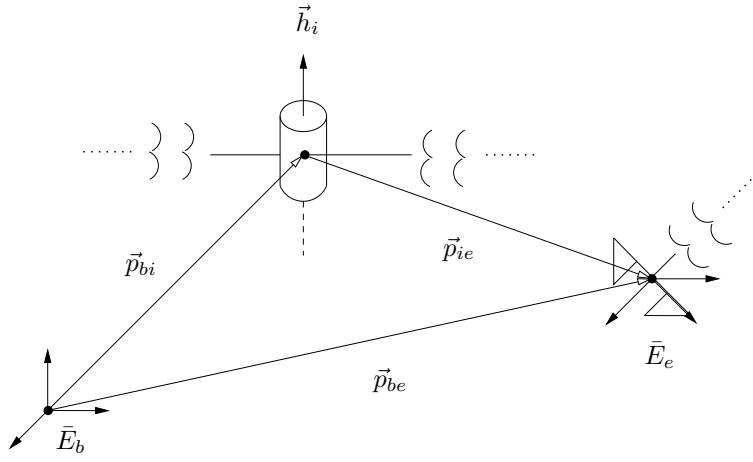


FIGURA 2.8: Contribuição de uma Junta de Revolução i para as Velocidades do Efetuador.

Então, as equações (2.18) e (2.19) podem ser reescritas em uma forma mais compacta dada por

$$\vec{V} = \begin{bmatrix} \vec{v} \\ \vec{\omega} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{J}_p(\theta) \\ \bar{J}_o(\theta) \end{bmatrix} \dot{\theta} = \bar{J}(\theta) \dot{\theta}, \quad (2.20)$$

que representa a equação de cinemática diferencial do manipulador. O operador \bar{J} é denominado *Jacobiano Geométrico* do manipulador e representa um mapeamento do espaço das juntas para o espaço da tarefa, *i.e.*, $\bar{J} : \mathcal{Q} \rightarrow \mathcal{T}$. Considerando que o operador Jacobiano pode ser particionado por

$$\bar{J} = \begin{bmatrix} \bar{J}_{p1} & \cdots & \bar{J}_{pn} \\ \bar{J}_{o1} & \cdots & \bar{J}_{on} \end{bmatrix}, \quad (2.21)$$

a contribuição de uma junta de revolução i para as velocidades angular e linear do efetuador é dada respectivamente por

$$\vec{\omega}_i = \dot{\theta}_i \vec{h}_i, \quad (2.22)$$

$$\vec{v}_i = \vec{\omega}_i \times \vec{p}_{ie} = \dot{\theta}_i \vec{h}_i \times \vec{p}_{ie}. \quad (2.23)$$

onde \vec{h}_i é o vetor unitário na direção do eixo de rotação da i -ésima junta e \vec{p}_{ie} é o vetor posição do efetuador ao eixo da i -ésima junta.

Assim, considerando todas as contribuições, o operador Jacobiano assume a forma

$$\bar{J}_i = \begin{bmatrix} \vec{h}_1 \times \vec{p}_{1i} & \vec{h}_2 \times \vec{p}_{2i} & \cdots & \vec{h}_n \times \vec{p}_{ni} \\ \vec{h}_1 & \vec{h}_2 & \cdots & \vec{h}_n \end{bmatrix}. \quad (2.24)$$

Então, o vetor de velocidade representando as velocidades linear e angular do efetuador com respeito ao sistema de coordenadas da base é dado por

$$(\vec{V}_{be})_b = \begin{bmatrix} (\vec{v}_{be})_b \\ (\vec{\omega}_{be})_b \end{bmatrix} = (J_{be})_b \dot{\theta}, \quad (2.25)$$

onde $(J_{be})_b$ representa o Jacobiano geométrico do efetuador com respeito ao sistema de coordenadas da base.

Para o caso em que o manipulador de interesse é do tipo *antropomórfico*, possuindo um braço articulado e um punho esférico, a parametrização da cinemática direta confere ao Jacobiano geométrico do punho em relação à base $(J_{bw})_b$ a seguinte forma particular

$$(J_{bw})_b = \begin{bmatrix} J_{11} & 0_{3 \times 3} \\ J_{21} & J_{22} \end{bmatrix}, \quad (2.26)$$

que permite o *desacoplamento* entre a posição e a orientação do efetuador.

Finalmente, nota-se que a matriz Jacobiana depende do sistema de coordenadas em que a velocidade do efetuador é expressa. Assim, se é desejado representar o Jacobiano em um sistema de coordenadas \bar{E}_u a partir do Jacobiano computado com respeito ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b , é suficiente conhecer a matriz de rotação relativa $R_{ub} = \bar{E}_u^* \bar{E}_b$. Portanto, a relação entre as velocidades dos dois sistemas de coordenadas é dada por

$$\begin{bmatrix} (\vec{v}_{be})_u \\ (\vec{\omega}_{be})_u \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{ub} & 0 \\ 0 & R_{ub} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} (\vec{v}_{be})_b \\ (\vec{\omega}_{be})_b \end{bmatrix}. \quad (2.27)$$

De acordo com (2.20) e sob a hipótese de \bar{E}_u ser invariante no tempo, tem-se

$$(J_{be})_u = \begin{bmatrix} R_{ub} & 0 \\ 0 & R_{ub} \end{bmatrix} (J_{be})_b, \quad (2.28)$$

onde $(J_{be})_u$ representa o Jacobiano geométrico do efetuador no sistema de coordenadas \bar{E}_u .

2.4.2 Jacobiano Analítico

Na seção anterior, o Jacobiano é calculado através de uma *técnica geométrica* onde é possível determinar as contribuições de velocidade de cada junta para as velocidades linear e angular do efetuador.

Contudo, se a posição e orientação do efetuador são especificadas em termos de um número mínimo de parâmetros no espaço operacional, é natural questionar se é possível computar o Jacobiano através da diferenciação da função cinemática direta com respeito as variáveis das juntas. Para esta proposta, uma *técnica analítica* é apresentada a seguir para computar o Jacobiano, e então a relação existente entre os dois Jacobianos pode ser determinada.

A velocidade translacional do efetuador pode ser expressa como a derivada temporal da posição do efetuador, *i.e.*,

$$\dot{p} = \frac{\partial p}{\partial \theta} \dot{\theta} = J_p(\theta) \dot{\theta}. \quad (2.29)$$

Considerando que a orientação do efetuador $R \in SO(3)$ pode ser representada por uma parametrização ϕ , a velocidade rotacional do efetuador é dada por

$$\dot{\phi} = \frac{\partial \phi}{\partial \theta} \dot{\theta} = J_\phi(\theta) \dot{\theta}. \quad (2.30)$$

Nota-se aqui que computar o Jacobiano $J_\phi(\theta)$ como $\frac{\partial \phi}{\partial \theta}$ não é uma tarefa simples, uma vez que a função $\phi(\theta)$ em geral não está disponível na forma direta, mas requer o cálculo dos elementos da matriz de rotação relativa.

Assim, a equação de cinemática diferencial pode ser obtida como uma derivada temporal da equação de cinemática direta em (2.17), *i.e.*,

$$\dot{\mathbf{x}} = \begin{bmatrix} \dot{p} \\ \dot{\phi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{J}_p(\theta) \\ \bar{J}_\phi(\theta) \end{bmatrix} \dot{\theta} = \bar{J}_A(\theta) \dot{\theta}, \quad (2.31)$$

onde o operador *Jacobiano Analítico* do manipulador

$$\bar{J}_A = \frac{\partial k}{\partial \theta}, \quad (2.32)$$

é diferente do operador Jacobiano Geométrico \bar{J} , uma vez que a velocidade angular ω não é dada por $\dot{\phi}$.

2.4.3 Jacobiano da Representação

Considerando uma representação ϕ de uma orientação $R \in SO(3)$, é possível estabelecer a relação entre a velocidade angular ω e a velocidade rotacional $\dot{\phi}$ (ou derivada da representação de orientação) através de

$$\dot{\phi} = \bar{J}_R(\phi) \vec{\omega}, \quad (2.33)$$

onde $\bar{J}_R(\phi)$ é denominado de operador *Jacobiano da Representação*, e depende da representação de orientação escolhida.

Uma vez que a relação entre ω e $\dot{\phi}$ é estabelecida, o Jacobiano analítico pode ser relacionado ao Jacobiano geométrico como:

$$\dot{\mathbf{x}} = \begin{bmatrix} I & 0 \\ 0 & J_R(\phi) \end{bmatrix} \dot{V} = T_R \dot{V}, \quad (2.34)$$

que, em vista de (2.20) e (2.31), conduz a

$$J_A(\theta) = T_R J(\theta). \quad (2.35)$$

Nota-se que de acordo com (2.34) tem-se que $\dot{p} = v$.

2.4.4 Estática

O objetivo da estática é estabelecer a relação entre as *forças* generalizadas aplicadas no efetuador e as forças generalizadas aplicadas nas juntas - *forças* para as juntas prismáticas, *torques* para as juntas de revolução - com o manipulador em uma configuração de equilíbrio. A aplicação do *princípio do trabalho virtual* permite a obtenção da relação desejada.

Os manipuladores mecânicos considerados são sistemas invariantes no tempo e com restrições holonômicas, e portanto suas configurações dependem somente das variáveis das juntas θ e não explicitamente do tempo. Isto implica que deslocamentos virtuais coincidem com deslocamentos elementares.

Considera-se $\vec{\tau}$ o vetor ($n \times 1$) de torque nas juntas e $\vec{F} = [\vec{f} \cdot \vec{t} \cdot]$ o vetor ($m \times 1$) de forças e torques no efetuador, onde n é o número de juntas e m é a dimensão do espaço operacional de interesse. Então, os trabalhos virtuais associados com o torque nas juntas e as forças no efetuador são dados respectivamente por

$$\delta W_\tau = \vec{\tau} \delta \theta, \quad (2.36)$$

$$\delta W_F = \vec{F} \cdot \vec{V} = \vec{F} \bar{J}(\theta) \delta \theta. \quad (2.37)$$

De acordo com o princípio do trabalho virtual, o manipulador está em *equilíbrio estático* se e somente se

$$\delta W_\tau - \delta W_F = 0, \quad \forall \delta \theta. \quad (2.38)$$

Neste caso, substituindo (2.36) e (2.37) em (2.38) chega-se ao seguinte resultado

$$\vec{\tau} = \vec{F} \cdot \bar{J}(\theta) = [\vec{f} \cdot \vec{t} \cdot] \bar{J}(\theta) \quad \Rightarrow \quad \vec{\tau} = \bar{J}^*(\theta) \begin{bmatrix} \vec{f} \cdot \\ \vec{t} \cdot \end{bmatrix}. \quad (2.39)$$

Nota-se que se as forças são medidas no referencial da ferramenta \bar{E}_e , o Jacobiano a ser considerado deve ser referido com respeito ao mesmo referencial. Portanto, a relação entre as forças generalizadas no efetuador e o torque nas juntas é estabelecida através da transposta do Jacobiano geométrico do manipulador

$$\tau = J^T(\theta) F. \quad (2.40)$$

2.4.4.1 Transformação de Força e Velocidade

Considera-se um sistema de coordenadas de referência \bar{E}_0 e um corpo rígido movendo-se com respeito a este sistema de coordenadas (Figura 2.9). Então, supõe-se que \bar{E}_1 e \bar{E}_2 sejam dois sistemas de coordenadas fixados ao corpo.

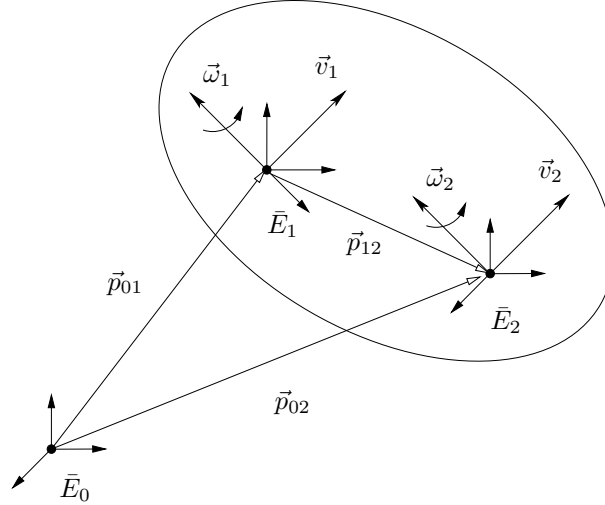


FIGURA 2.9: Velocidades Lineares e Angulares em diferentes Sistemas de Coordenadas no mesmo Corpo Rígido.

A relação entre as velocidades translacionais e rotacionais dos dois sistemas de coordenadas com respeito ao sistema de coordenadas de referência \bar{E}_0 é dada por:

$$\vec{\omega}_2 = \vec{\omega}_1,$$

$$\vec{v}_2 = \vec{v}_1 + \vec{\omega}_1 \times \vec{p}_{12}.$$

A relação acima pode ser escrita em uma forma compacta simplificada e livre de coordenadas

$$\begin{bmatrix} \vec{v}_2 \\ \vec{\omega}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathcal{I} & -\vec{p}_{12} \times \\ 0 & \mathcal{I} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \vec{v}_1 \\ \vec{\omega}_1 \end{bmatrix}, \quad (2.41)$$

onde \mathcal{I} é o operador identidade.

Por outro lado, pode-se obter a representação da velocidade linear e angular do corpo rígido em um dado sistema de coordenadas considerando

$$\vec{p}_{12} = R_{01} (\vec{p}_{12})_1,$$

$$\begin{aligned}\vec{v}_1 &= R_{01} (\vec{v}_1)_1, & \vec{v}_2 &= R_{02} (\vec{v}_2)_2 = R_{01} R_{12} (\vec{v}_2)_2, \\ \vec{\omega}_1 &= R_{01} (\vec{\omega}_1)_1, & \vec{\omega}_2 &= R_{02} (\vec{\omega}_1)_1 = R_{01} R_{12} (\vec{\omega}_1)_1.\end{aligned}$$

Eliminando a dependência sobre R_{01} , que é pré-multiplicada para cada termo em ambos os lados da relação anterior, tem-se que

$$\begin{bmatrix} (\vec{v}_2)_2 \\ (\vec{\omega}_2)_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{21} & -R_{21} (\vec{p}_{12})_1 \times \\ 0 & R_{21} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} (\vec{v}_1)_1 \\ (\vec{\omega}_1)_1 \end{bmatrix}, \quad (2.42)$$

resultando na relação geral de *transformação de velocidade* do sistema de coordenadas \bar{E}_1 com respeito ao sistema de coordenadas \bar{E}_2 .

Nota-se que a matriz de transformação em (2.42), atua como um Jacobiano, uma vez que caracteriza uma transformação de velocidade. Assim a relação (2.42) pode ser escrita como

$$(\vec{V}_2)_2 = J_{21} (\vec{V}_1)_1. \quad (2.43)$$

Deste modo, através da dualidade cinético-estática, a *transformação de força* do sistema de coordenadas \bar{E}_2 com respeito ao sistema de coordenadas \bar{E}_1 é dada por

$$\begin{bmatrix} (\vec{f}_1)_1 \\ (\vec{t}_1)_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{12} & 0 \\ -R_{12} (\vec{p}_{12})_1 \times & R_{12} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} (\vec{f}_2)_2 \\ (\vec{t}_2)_2 \end{bmatrix}, \quad (2.44)$$

ou em uma forma mais compacta

$$(\vec{F}_1)_1 = J_{21}^T (\vec{F}_2)_2. \quad (2.45)$$

2.5 Controle Cinemático

Considera-se o problema de controle cinemático de um manipulador robótico. Assume-se aqui que a dinâmica do manipulador pode ser desprezada. Esta hipótese é aceitável para manipuladores que apresentam elevados fatores de redução nas engrenagens ou quando baixas velocidades são utilizadas durante a realização de tarefas. Então, considerando que a maioria dos manipuladores geralmente possuem uma malha

de controle de velocidade em nível de juntas (Figura 2.10), para uma entrada $u = \dot{\theta}_d$ e um controle de alto ganho, *i.e.*, $K \rightarrow \infty$, tem-se que $e \rightarrow 0$ e consequentemente $u \approx \dot{\theta}$.

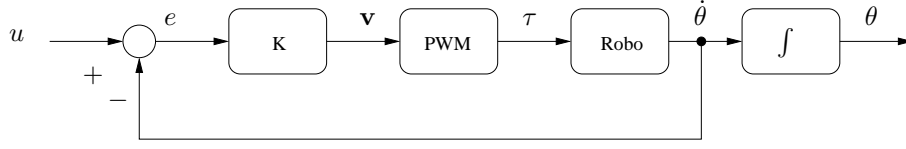


FIGURA 2.10: Malha de Controle de Velocidade

Portanto, o movimento do manipulador pode ser descrito por

$$\dot{\theta}_i = u_i, \quad i = 1, \dots, n, \quad (2.46)$$

onde u_i é um sinal de controle de velocidade aplicado ao *driver* do motor da i -ésima junta.

Supondo que o objetivo de controle para uma dada tarefa seja conduzir a configuração do manipulador de uma condição inicial (p, R) para uma condição desejada (p_d, R_d) , é preciso estabelecer uma métrica para que um erro de configuração adequado seja definido. Assim, para a posição pode-se utilizar a norma Euclidiana onde

$$e_p = \frac{1}{2} \|p_d - p\|^2, \quad \dot{e}_p = (p_d - p)^T \dot{p}. \quad (2.47)$$

Contudo, parece natural utilizar $e_o = R_d - R$ para representar o erro de orientação. Porém, esta abordagem não é válida, uma vez que neste caso $e_o \notin SO(3)$.

2.5.1 Erro de Orientação

De acordo com (2.47), o *erro de posição* do efetuador é dado simplesmente por

$$e_p = p_d - p, \quad (2.48)$$

onde p_d e p representam a desejada e a atual posições do efetuador respectivamente. Por outro lado, a expressão do *erro de orientação* depende de uma particular representação de orientação do efetuador *i.e.*, ângulos de Euler, ângulo e eixo, ou quaternion unitário, dentre outras.

Portanto, para determinar um algoritmo de controle cinemático baseado em uma determinada representação de orientação, um erro de orientação adequado deve então ser definido.

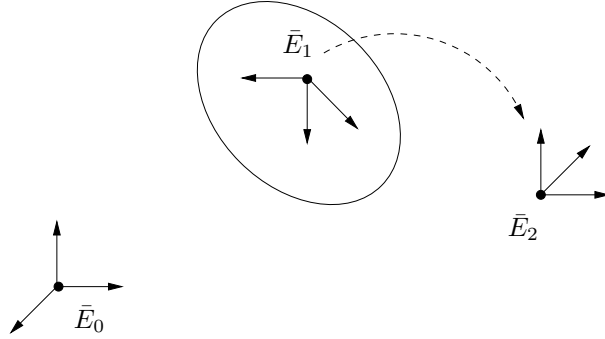


FIGURA 2.11: Erro de Orientação de um Corpo Rígido

Considera-se dois sistemas de coordenadas \bar{E}_0 e \bar{E}_1 representando um sistema de coordenadas inerciais e um sistema de coordenadas fixado a um corpo rígido, conforme ilustrado na Figura (2.11), respectivamente. Então, considera-se um sistema de coordenadas de referência \bar{E}_2 livre no espaço.

Finalmente, pode-se definir a matriz de atitude $R_{01} = \bar{E}_0^* \bar{E}_1$ representando a orientação do sistema de coordenadas fixado ao corpo com respeito ao sistema de coordenadas inerciais, e a matriz de atitude $R_{02} = \bar{E}_0^* \bar{E}_2$ representando a orientação do sistema de coordenadas de referência com respeito ao sistema de coordenadas inerciais, onde $(\cdot)^*$ denota o operador adjunto.

O objetivo de controle é conduzir a orientação de uma condição inicial R para uma condição desejada R_d . Em outras palavras, fazer $\bar{E}_1 \rightarrow \bar{E}_2$, levando o erro de orientação para zero. O erro de orientação pode ser representado por uma matriz de erro de atitude $R_\phi \in SO(3)$, que pode ser definida de acordo com os seguintes enfoques

1. *Enfoque Inercial*, onde $R_\phi = R_d R^T$. Então considerando $R = R_{01}$ e $R_d = R_{02}$ tem-se que

$$R_\phi = R_{02} R_{01}^T = \bar{E}_0^* \bar{E}_2 \bar{E}_1^* \bar{E}_0, \quad (2.49)$$

onde $R_\phi \rightarrow I$ quando $\bar{E}_1 \rightarrow \bar{E}_2$.

2. *Enfoque do Corpo*, onde $R_\phi = R^T R_d$. Então considerando $R = R_{01}$ e $R_d = R_{02}$ vem

$$R_\phi = R_{01}^T R_{02} = \bar{E}_1^* \bar{E}_0 \bar{E}_0^* \bar{E}_2 = R_{12}, \quad (2.50)$$

onde $\bar{E}_1 \rightarrow \bar{E}_2$ quando $R_{12} \rightarrow I$.

2.5.2 Controle Cinemático de um Manipulador Robótico

Considera-se o problema de controle cinemático de um manipulador robótico. A configuração do efetuador (posição e orientação), é dada pela transformação de cinemática direta $\mathbf{x} = k(\theta)$ onde θ é o vetor dos ângulos das juntas do manipulador. Assume-se que o objetivo de controle seja descrito por

$$\mathbf{x} \rightarrow \mathbf{x}_d(t), \quad e = \mathbf{x}_d - \mathbf{x} \rightarrow 0, \quad (2.51)$$

Assim, a partir da hipótese de controle cinemático (2.46), a velocidade do efetuador em termos da velocidade das juntas é dada por

$$\dot{\mathbf{x}} = J_A(\theta) \dot{\theta} = J_A(\theta) u. \quad (2.52)$$

Então, supondo que J_A é quadrada *não-singular*, uma lei de controle que lineariza o sistema ($\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{v}$) pode ser dada através de

$$u = J_A(\theta)^{-1} \mathbf{v}, \quad (2.53)$$

onde \mathbf{v} pode ser escolhida como

$$\mathbf{v} = \dot{\mathbf{x}}_d + K(\mathbf{x}_d - \mathbf{x}). \quad (2.54)$$

Portanto, o sistema em malha fechada é dado por

$$\dot{e} + K e = 0, \quad (2.55)$$

e sendo K uma matriz *positiva definida* (geralmente diagonal), o sistema (2.55) é *assintoticamente estável*.

2.5.3 Controle de Posição e Orientação Desacoplados

Para o caso em que o manipulador de interesse é do tipo *antropomórfico*, constituído de um braço articulado e um punho esférico, o Jacobiano geométrico do manipulador adquire a forma de uma matriz bloco triangular, conforme descrito em (2.26). Esta característica é garantida através de uma parametrização conveniente da cinemática direta do manipulador, onde a origem do sistema de coordenadas do efetuador é escolhida na intersecção dos eixos do punho. Isto caracteriza o *desacoplamento* entre a posição e a orientação do efetuador para esta classe de manipuladores. Assim, é possível separar as variáveis das juntas em parcelas responsáveis pela posição e orientação

$$\theta = \begin{bmatrix} \theta_p \\ \theta_o \end{bmatrix}; \quad \theta_p = \begin{bmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \\ \theta_3 \end{bmatrix}, \quad \theta_o = \begin{bmatrix} \theta_4 \\ \theta_5 \\ \theta_6 \end{bmatrix}. \quad (2.56)$$

Então, a equação de cinemática diferencial (2.18) assume a forma

$$\begin{bmatrix} \vec{v} \\ \vec{\omega} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_{11} & 0_{3 \times 3} \\ J_{21} & J_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_p \\ \dot{\theta}_o \end{bmatrix}, \quad (2.57)$$

Aqui considera-se o problema de controle cinemático de posição e orientação desacoplados. Neste enfoque, o movimento do manipulador é descrito por $\dot{\theta} = u$. A lei de controle cartesiana pode ser transformada em sinal de controle para as juntas através da seguinte relação

$$\begin{bmatrix} u_p \\ u_o \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_{11}^{-1} & 0_{3 \times 3} \\ J_{22}^{-1} J_{21} J_{11}^{-1} & J_{22}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \vec{v}_p \\ \vec{v}_o \end{bmatrix}, \quad (2.58)$$

Substituindo (2.58) em (2.57), após algumas manipulações algébricas chega-se a

$$\vec{v} = \vec{v}_p, \quad (2.59)$$

$$\vec{\omega} = \vec{v}_o. \quad (2.60)$$

Nota-se que a relação (2.59)-(2.60) estabelece o desacoplamento entre os sinais de controle cartesiano de posição e de orientação. Desta forma, a lei de controle para posição e orientação pode ser escolhida como:

$$\vec{\mathbf{v}}_p = K_p \vec{e}_p + \vec{v}_d, \quad (2.61)$$

$$\vec{\mathbf{v}}_o = K_o \vec{e}_o + \vec{\omega}_d. \quad (2.62)$$

Então, para que uma lei de controle seja implementada deve-se representar os vetores (2.61) e (2.62) no sistema de coordenadas adotado (*e.g.*, base, punho ou efetuador).

2.5.4 Controle Cinemático de Posição

Considera-se o problema de controle cinemático de posição para um manipulador robótico. Supõe-se que o objetivo de controle para uma determinada tarefa seja alcançar uma posição desejada p_d a partir de uma posição inicial p . Assim, o objetivo de controle é descrito por

$$p \rightarrow p_d(t), \quad e_p = p_d - p \rightarrow 0. \quad (2.63)$$

A partir da hipótese de controle cinemático (2.46), a velocidade linear do efetuador em termos das velocidades das juntas é dada por

$$\dot{p} = J_p(\theta) \dot{\theta} = J_p(\theta) u_p. \quad (2.64)$$

Uma lei de controle cartesiana de posição \mathbf{v}_p pode ser transformada em sinal de controle para as juntas através da relação

$$u_p = J_p(\theta)^{-1} \mathbf{v}_p, \quad (2.65)$$

sendo que \mathbf{v}_p pode ser escolhida como em (2.61)

$$\mathbf{v}_p = \dot{p}_d + K_p e_p,$$

onde e_p é o erro de posição dado por (2.48). Então, o sistema em malha fechada é dado por

$$\dot{e}_p + K_p e_p = 0. \quad (2.66)$$

Nota-se que sendo K_p uma matriz positiva definida (geralmente diagonal) o sistema (2.66) é *assintoticamente estável*.

2.5.5 Controle Cinemático de Orientação

Apesar de suas não-unicidades, os *ângulos de Euler* são frequentemente utilizados para representar orientação, devido às suas manifestações físicas dadas pelos ângulos de *roll*, *pitch* e *yaw*. Porém, em alguns casos esta representação é indesejável para o controle em malha-fechada em decorrência de singularidades e da complexidade computacional. Além disso, as equações diferenciais relacionando a variação destes ângulos com respeito a velocidade angular ω é altamente não-linear, tornando extremamente difícil analisar a estabilidade do sistema em malha-fechada sem utilizar alguma forma de aproximação linear. Por outro lado, o *quaternion unitário* (Hamilton, 1844; Murray et al., 1996) é uma representação livre de singularidades e computacionalmente mais eficiente, que simplifica a análise de estabilidade da dinâmica do erro de orientação.

Então, considerando o problema de controle cinemático de orientação para um manipulador robótico, assume-se que o objetivo de controle para uma determinada tarefa seja alcançar uma orientação desejada R_d , a partir de uma orientação inicial R , utilizando o quaternion unitário como forma de representação de orientação

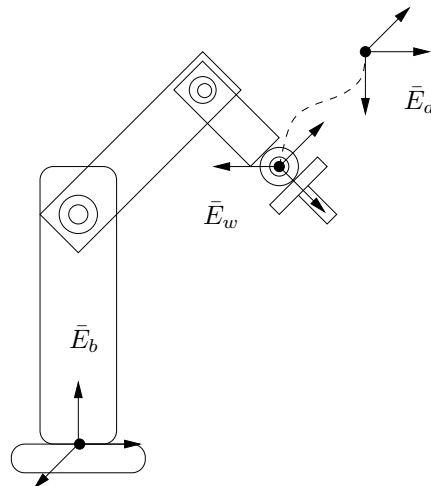


FIGURA 2.12: Controle de Orientação de um Manipulador Robótico

O erro de orientação pode ser representado por uma matriz de erro de atitude $R_\phi \in SO(3)$ que pode ser definida de acordo com o *enfoque do corpo* por $R_\phi = R^T R_d$. Então, fazendo $R = R_{be}$ e $R_d = R_{bd}$ chega-se a

$$R_\phi = \bar{E}_e^* \bar{E}_d, \quad (2.67)$$

e neste caso $R_\phi \rightarrow I$ quando $\bar{E}_e \rightarrow \bar{E}_d$.

Assim, considerando $q_d = (q_{sd}, q_{vd})$ e $q = (q_s, q_v)$ os quaternions associados com as matrizes de orientação R_d e R respectivamente, o *erro de orientação* no enfoque do corpo, em vista de (C.9), pode ser expresso em termos do erro de quaternion $e_q = (e_{q_s}, e_{q_v})$ dado por

$$e_q = q^{-1} * q_d. \quad (2.68)$$

Nota-se que $e_q = (1, 0_{1 \times 3})$ se e somente se R e R_d estão alinhados. Portanto, pode-se definir o erro de orientação como

$$e_o = e_{q_v} = q_s q_{vd} - q_{sd} q_v + \mathcal{S}(q_{vd}) q_v, \quad (2.69)$$

onde $\mathcal{S}(\cdot)$ é operador anti-simétrico descrito no apêndice C. Entretanto, verifica-se que o cálculo explícito de q_s e q_v a partir das variáveis das juntas não é possível, e requer o cálculo da matriz de atitude R fornecida pela cinemática direta do manipulador; então, o quaternion pode ser extraído usando a relação (C.6)-(C.7).

Por outro lado, a equação de *propagação do quaternion* do erro (Yuan, 1988; Lizarralde & Wen, 1995) é dada por

$$\dot{e}_{q_s} = -\frac{1}{2} e_{q_v}^T \tilde{\omega}, \quad (2.70)$$

$$\dot{e}_{q_v} = \frac{1}{2} [e_{q_s} I - \mathcal{S}(e_{q_v})] \tilde{\omega}, \quad (2.71)$$

onde $\tilde{\omega} = \omega_d - \omega$.

Então, em vista de (2.62) a seguinte lei de controle cartesiana pode ser adotada

$$\mathbf{v}_o = \omega_d + K_o e_o,$$

que aplicada em (2.60) conduz ao seguinte sistema

$$\omega_d - \omega + K_o e_o = 0. \quad (2.72)$$

Analisando a expressão (2.72), pode-se observar que a equação de erro de orientação é *não-linear* uma vez que contém o erro de velocidade angular do efetuador, ao invés da derivada temporal do erro de orientação. Portanto, para verificar a estabilidade do sistema deve-se utilizar uma abordagem baseada no *Método de Lyapunov* (Slotine & Li, 1991).

Assim, para analisar a estabilidade do sistema (2.72), considera-se a seguinte função de Lyapunov candidata positiva definida

$$V = (e_{q_s} - 1)^2 + e_{q_v}^T e_{q_v}. \quad (2.73)$$

Então, diferenciando (2.73) com respeito ao tempo ao longo das trajetórias do sistema tem-se que

$$\dot{V} = 2(e_{q_s} - 1)\dot{e}_{q_s} + 2e_{q_v}^T \dot{e}_{q_v}, \quad (2.74)$$

ou ainda,

$$\dot{V} = e_{q_v}^T \tilde{\omega} = -e_{q_v}^T K_o e_{q_v}, \quad (2.75)$$

onde se K_o é uma matriz definida positiva (geralmente diagonal) a derivada temporal de V dada por (2.75) é negativa semi-definida.

Então, uma vez que V é continuamente diferenciável, radialmente ilimitada, definida positiva e $\dot{V} \leq 0$ em todo o espaço de estados, a partir do *Princípio da Invariância de LaSalle* (Khalil, 1996) tem-se que todas as trajetórias convergem para o maior conjunto invariante $\bar{\Omega}$ em

$$\Omega = \{(e_{q_s}, e_{q_v}) : \dot{V} = 0\} = \{(e_{q_s}, e_{q_v}) : e_{q_v} = 0\}.$$

Sabendo-se que $\tilde{\omega} = -K_o e_{q_v}$, no conjunto invariante tem-se que $\tilde{\omega} = 0$. Então, a partir da restrição $e_{q_s}^2 + e_{q_v}^2 = 1$ vem

$$\bar{\Omega} = \{(e_{q_s}, e_{q_v}) : e_{q_s} = 1, e_{q_v} = 0\},$$

implicando que $(e_{q_s}, e_{q_v}) = (1, 0_{1 \times 3})$ é um equilíbrio global assintoticamente estável.

2.6 Conclusão

Neste capítulo, são apresentados alguns conceitos e definições utilizados para determinar a cinemática e a estática de sistemas robóticos.

A cinemática direta descreve a relação analítica entre a posição das juntas e a posição e orientação do efetuador. A cinemática diferencial estabelece a relação entre as velocidades das juntas e as velocidades linear e angular do efetuador. O objetivo da estática é determinar a relação entre as forças no efetuador e os torques nas juntas.

O problema de controle cinemático de posição e orientação para manipuladores robóticos é discutido e uma análise de estabilidade é apresentada.

Capítulo 3

Controle de Interação

Um dos requisitos fundamentais para o sucesso de uma tarefa de manipulação é a capacidade de lidar com a interação entre o manipulador e o ambiente. Assim, a quantidade que descreve o estado da interação de modo mais eficiente é a *força de contato* no efetuador do manipulador. Porém, valores elevados de força de contato são geralmente indesejáveis uma vez que podem danificar o manipulador e o objeto manipulado.

3.1 Interação do Manipulador com o Ambiente

O controle da interação entre um robô manipulador e o ambiente é essencial para a execução bem sucedida de tarefas práticas onde o efetuador do robô tem que manipular um objeto ou realizar alguma operação sobre uma superfície. Exemplos típicos incluem, polimento, fixação, montagem, perfuração, corte ou usinagem.

Durante a interação, o ambiente estabelece restrições sobre a geometria dos caminhos que podem ser seguidos pelo efetuador. Esta situação é geralmente referida como *movimento restrito*. Neste caso, o uso de uma estratégia de controle somente de movimento para controlar a interação está sujeita a falhar.

A execução bem sucedida de uma tarefa de interação com o ambiente usando apenas algoritmos de controle de movimento pode ser conseguida, mas depende de um planejamento preciso da tarefa. Isso requer um modelo detalhado do robô manipulador (cinemática e dinâmica) e do ambiente (geometria e características mecânicas).

A modelagem do manipulador pode ser conhecida com precisão suficiente, mas uma descrição detalhada do ambiente é difícil de ser obtida. 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.

Na prática, erros de planejamento podem provocar o surgimento de uma força de contato causando um desvio do efetuador da trajetória desejada. Por outro lado, o sistema de controle reage para reduzir este desvio, considerado como uma perturbação opondo-se ao movimento do efetuador. Finalmente, esta situação pode conduzir a um crescimento da força de contato até que a saturação dos atuadores das juntas seja alcançada ou ocorra a quebra das partes em contato.

Quanto maior a rigidez do ambiente e a precisão do controle de posição, mais facilmente a situação descrita anteriormente pode ocorrer. Esta desvantagem pode ser superada se um comportamento *complacente* é garantido durante a interação. Assim, torna-se evidente que a força de contato é a quantidade que melhor descreve o estado da interação entre o manipulador e o ambiente.

Portanto, para a execução de tarefas que requerem a interação do manipulador com o ambiente é necessário controlar não somente a posição, mas também a força exercida pelo efetuador no ponto de contato.

3.2 Métodos de Controle de Interação

Uma questão fundamental em controle de força é determinar como as forças de interação e os sinais de saída do robô 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.

Os métodos de controle de interação podem ser divididos em duas categorias: aquelas que executam controle de força *indireta* e aquelas que realizam controle de força *direta*. Na primeira categoria, o controle de força é realizado através do controle de movimento, sem fechamento explícito de uma malha de força. Nesta categoria estão incluídos os métodos de *Controle de Rigidez* (Salisbury, 1980) e de *Controle de Impedância* (Hogan, 1985).

Assim, a interação entre o manipulador e o ambiente é influenciada diretamente pela complacência do ambiente e pela complacência ou impedância do manipulador. Porém, para tarefas de regulação de força 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 de interação desejada. A segunda categoria, oferece a possibilidade de controlar a força de contato para um valor desejado, através do fechamento de uma malha de força. A esta categoria pertencem os métodos de *Controle Híbrido* (Raibert & Craig, 1981) e *Controle Paralelo* (Anderson & Spong, 1988).

3.3 Modelos de Contato

O contato entre uma ferramenta e a superfície de um objeto pode ser descrito como um mapeamento entre as forças exercidas pela ferramenta no ponto de contato e a resultante das forças e momentos em algum ponto de referência sobre o objeto.

Um ponto de contato sem atrito é obtido quando não existe atrito entre a ferramenta e o objeto. Neste caso, as forças podem ser aplicadas somente na direção normal à superfície do objeto. Portanto, pode-se representar a força aplicada como

$$F = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T f_c \quad f_c \geq 0, \quad (3.1)$$

onde $f_c \in \mathbb{R}$ é a magnitude da força aplicada pela ferramenta na direção normal. Nota-se que a exigência de f_c ser positivo estabelece o fato que um contato deste tipo pode apenas comprimir a superfície do objeto.

Contudo, pontos de contato sem atrito quase nunca ocorrem em situações práticas, mas podem servir como um modelo útil para os casos de contato onde a força de atrito entre a ferramenta e objeto é pequena ou *desconhecida*. Assim, considerando que em um ponto de contato sem atrito não é possível exercer forças exceto na direção normal à superfície, a modelagem de um contato sem atrito garante a simplicidade da análise da interação quando um objeto é manipulado. Porém, para realizar tarefas de interação onde é necessário fazer o uso de forças de atrito, deve-se fornecer um modelo adequado para representar o atrito entre as partes em contato.

O *modelo de atrito de Coulomb* é um modelo empírico que estabelece que a força tangencial permitida é proporcional à força normal aplicada e a constante de proporcionalidade é dada em função do material que está em contato.

Então, considerando $f_t \in \mathbb{R}$ a magnitude da força tangencial e $f_n \in \mathbb{R}$ a magnitude da força normal, a *Lei de Coulomb* estabelece que o escorregamento começa quando

$$|f_t| > \mu_s f_n, \quad (3.2)$$

onde $\mu_s > 0$ é o coeficiente de atrito estático. Isto implica que a faixa da força tangencial que pode ser aplicada é dada por

$$|f_t| \leq \mu_s f_n. \quad (3.3)$$

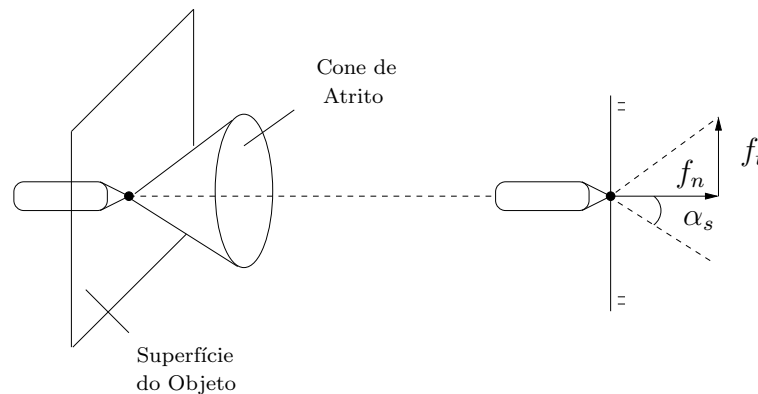


FIGURA 3.1: Interpretação Geométrica do Modelo de Atrito de Coulomb.

A equação (3.3) pode ser representada geometricamente como na Figura 3.1. O conjunto de forças que podem ser aplicadas em um contato deve permanecer em um cone centrado sobre a normal à superfície. Este cone é denominado de *cone de atrito*; o ângulo do cone com respeito à normal é dado por

$$\alpha_s = \text{atan}(\mu_s). \quad (3.4)$$

Uma descrição de coeficientes de atrito para os materiais mais comuns é dada na Tabela 3.1. Tipicamente, valores de μ_s são menores que 1, e portanto o ângulo do cone de atrito deve ser menor que $\frac{\pi}{4}$. Nota-se que o ângulo α_s representa a maior

inclinação da ferramenta em relação à direção normal em que não ocorre perda de contato com a superfície.

Um modelo de contato com atrito é usado quando existe atrito entre a ferramenta e a superfície do objeto, na qual forças podem ser exercidas em qualquer direção que esteja dentro do cone de atrito para contato. Então, a força aplicada ao objeto com respeito a um conjunto de direções consistentes com o modelo de atrito é dada por

$$F = \begin{bmatrix} I_{3 \times 3} & 0_{3 \times 3} \end{bmatrix}^T f_c \quad f_c \in \mathcal{FC}, \quad (3.5)$$

onde

$$\mathcal{FC} = \{f \in \mathbb{R}^3 : \sqrt{f_x^2 + f_y^2} \leq \mu_s f_z, f_z \geq 0\}, \quad (3.6)$$

| Material | μ_s | Material | μ_s |
|-------------------------|------------|-----------------------|------------|
| Aço sobre Aço | 0,58 | Madeira sobre Madeira | 0,25 – 0,5 |
| Plástico sobre Aço | 0,3 – 0,35 | Madeira sobre Metal | 0,25 – 0,6 |
| Plástico sobre Plástico | 0,5 | Madeira sobre Couro | 0,3 – 0,4 |
| Borracha sobre Sólidos | 1 – 4 | Couro sobre Metal | 0,6 |

TABELA 3.1: Coeficientes de Atrito Estático para alguns tipos de Materiais.

Um modelo de contato mais realístico, é aquele que permite não somente que forças sejam aplicadas em um cone ao redor da normal à superfície, mas também que torques sejam aplicados. Este modelo, denominado de *contato suave*, é apresentado com mais detalhes em (Murray et al., 1996).

Portanto, analisando (3.3) as seguintes conclusões sobre a força de atrito podem ser enunciadas:

- A força de atrito máxima f_s para a qual a ferramenta começa a mover-se é proporcional ao módulo da força normal de contato f_n entre a ferramenta e a superfície do objeto:

$$|f_t|_{max} = f_s = \mu_s f_n.$$

- O coeficiente de proporcionalidade μ_s , denominado de coeficiente de atrito estático, depende da natureza das duas superfícies de contato.

- A força f_s é independente da área de contato entre a ferramenta e o objeto. Assim, colocando-se o mesmo objeto da Figura 3.1 em contato com a superfície pela parte de trás, o equilíbrio estático não é alterado, embora a área de contato agora seja maior.

Então, uma vez atingido o valor crítico da força f_s , e depois que a ferramenta começa a deslizar, verifica-se geralmente uma diminuição na força de atrito, o que permite equilibrá-la com uma força genérica de magnitude menor.

$$f_t = f_k = \mu_k f_n \quad \mu_k < \mu_s, \quad (3.7)$$

mantendo a ferramenta em movimento uniforme ao longo do plano horizontal da superfície. O coeficiente μ_k é denominado *coeficiente de atrito cinético*, e geralmente, assim como μ_s , também é menor que 1. Assim, para o caso em que a ferramenta movimenta-se sobre uma superfície suave na presença de forças de atrito, deve-se modificar o modelo de atrito utilizado, considerando os coeficientes de atrito estático e cinético.

3.4 Movimento Restrito

Considera-se o movimento restrito de um robô manipulador sobre uma superfície rígida. Assume-se aqui que o atrito no ponto de contato entre o efetuador e a superfície é *desprezível*. Então, supõe-se que a superfície de restrição no espaço da tarefa \mathcal{T} seja descrita por

$$\Psi(p) = 0, \quad (3.8)$$

onde p é a posição no espaço da tarefa e $\Psi(\cdot)$ é assumida ser suficientemente *suave*.

Desde que o efetuador é controlado para permanecer em contato com a superfície, as coordenadas da posição do efetuador devem satisfazer (3.8). Assim, enquanto o efetuador está em contato com a superfície, o movimento restrito do robô é dado por

$$D\dot{p} = 0, \quad (3.9)$$

$$\dot{D}\dot{p} + D\ddot{p} = 0. \quad (3.10)$$

onde $D = \left(\frac{\partial \Psi}{\partial p}\right)^T$.

Por outro lado, a *estática* do manipulador estabelece que $\tau = J^T F$ onde $F = [f \ t]^T$ representa as forças generalizadas exercidas sobre o efetuador no espaço da tarefa. Então, assumindo que o contato ocorre em um ponto localizado sobre o efetuador tem-se que

$$F = [f_x \ f_y \ f_z \ 0 \ 0 \ 0]^T.$$

Além disso, para um ponto de contato sem atrito, a direção da força de contato coincide com a direção de D . Assim,

$$f = k_c D^T, \quad (3.11)$$

onde $k_c \in \mathbb{R}$ é um escalar definindo a magnitude da força de contato. Portanto, a restrição (3.9) pode ser reescrita como

$$f^T \dot{p} = 0 \quad (3.12)$$

A vantagem em utilizar (3.12) ao invés de (3.9) está no fato de que f pode ser medida, enquanto que D é em geral *desconhecido*. Então, uma vez que D e f são vetores na mesma direção, tem-se que

$$\frac{\partial \Psi}{\partial x} = \frac{-f_x}{f_z}, \quad \frac{\partial \Psi}{\partial y} = \frac{-f_y}{f_z},$$

e portanto, $D = \left[\begin{array}{cc|c} \frac{-f_x}{f_z} & \frac{-f_y}{f_z} & -1 \end{array} \right]$.

3.5 Restrições Naturais e Artificiais

Os esquemas de controle de força podem ser aplicados para execução de movimentos restritos assim que as referências de força e posição estejam compatíveis com a geometria do ambiente. Uma tarefa de manipulação real é caracterizada por situações de contato complexas onde algumas direções são submetidas à restrições de força de interação enquanto outras estão sujeitas à restrições na posição do efetuador.

A necessidade de lidar com situações de contato complexas requer a capacidade de especificar e realizar controle da posição do efetuador e da força de contato. Um exemplo típico é aquele de uma tarefa de polimento de superfície onde o movimento da ferramenta é especificado na direção tangente à superfície da peça, enquanto ao longo da direção normal é desejado exercer uma força de um determinado valor.

Um aspecto fundamental a ser considerado é que não é possível impor valores arbitrários de posição e força ao longo de cada direção simultaneamente. Portanto, é preciso garantir que as trajetórias de referência para o sistema de controle sejam compatíveis com as restrições impostas pelo ambiente durante a execução das tarefas, para alcançar uma especificação correta do problema de controle.

A análise cinético-estática de uma situação de interação entre o manipulador e o ambiente conduz às seguintes considerações:

- Ao longo de cada grau de liberdade do espaço da tarefa, o ambiente impõe uma restrição de posição (ou velocidade) ou de força para o efetuador do manipulador; tais restrições são denominadas *restrições naturais* uma vez que são determinadas diretamente pela geometria da tarefa.
- Ao longo de cada grau de liberdade do espaço da tarefa, o manipulador pode controlar somente variáveis que não estão sujeitas às restrições naturais; os valores de referência para aquelas variáveis são denominadas *restrições artificiais* uma vez que são impostas levando-se em conta a estratégia utilizada para execução da tarefa dada.

Nota-se que os dois conjuntos de restrições são complementares, uma vez que consideram diferentes variáveis para cada grau de liberdade, e também permitem uma especificação completa da tarefa, já que envolvem todas as variáveis do problema (*i.e.*, velocidades e forças generalizadas).

Para ilustrar a descrição de uma tarefa de interação em termos de restrições naturais e artificiais, é válido introduzir um *sistema de coordenadas de restrição* \bar{E}_S a fim de simplificar o planejamento da tarefa e permitir a determinação das restrições naturais e a consequente especificação das restrições artificiais. Supondo que a tarefa de manipulação desejada seja deslizar uma ferramenta sobre uma superfície plana, a geometria da tarefa sugere a escolha do sistema de coordenadas de restrição fixo ao plano de contato com um eixo ortogonal ao plano (Figura 3.2).

As restrições de movimento descrevem a impossibilidade de produzir uma velocidade linear arbitrária ao longo do eixo z_s e velocidade angular em torno dos eixos x_s e y_s ; se o plano é rígido, então estas velocidades são nulas. As restrições de força descrevem a impossibilidade de exercer forças arbitrárias ao longo dos eixos x_s e y_s

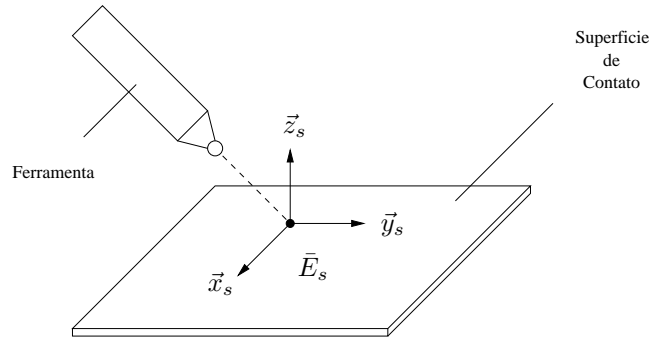


FIGURA 3.2: Estudo de Caso: Deslizar uma Ferramenta sobre uma Superfície Plana.

e momentos em torno do eixo z_s ; se o plano é sem atrito, as forças generalizadas são nulas.

As restrições artificiais correspondem as variáveis que não estão sujeitas às restrições naturais. Então, com referência às restrições naturais de força generalizada ao longo dos eixos x_s , y_s e em torno do eixo z_s , é possível especificar restrições artificiais para velocidade linear ao longo dos eixos x_s , y_s , e velocidade angular em torno do eixo z_s . Analogamente, com referência às restrições naturais de velocidade ao longo do eixo z_s e em torno dos eixos x_s , y_s , é possível especificar restrições artificiais para força ao longo de z_s e momentos em torno de x_s , y_s . O conjunto de restrições é apresentado na Tabela 3.2.

Nota-se que as grandezas de força, momento, velocidade linear e velocidade angular são definidas com respeito ao sistema de coordenadas de restrição \bar{E}_s . Outros casos de descrição de tarefas de interação em termos de restrições naturais e artificiais são estudadas e analisadas em (Sciavicco & Siciliano, 2000).

| Restrições Naturais | Restrições Artificiais | Restrições Naturais | Restrições Artificiais |
|---------------------|------------------------|---------------------|------------------------|
| f_x | v_x | ω_x | t_x |
| f_y | v_y | ω_y | t_y |
| v_z | f_z | t_z | ω_z |

TABELA 3.2: Variáveis sujeitas às Restrições Naturais e Artificiais.

3.6 Controle Cinemático de Força

Considera-se o problema de controle cinemático de força para um manipulador robótico. Assume-se aqui que um sensor de força está acoplado ao efetuador do robô e que o manipulador está inicialmente em contato com uma superfície genérica no espaço de trabalho. Neste enfoque, supõe-se que o objetivo de controle para uma determinada tarefa seja alcançar uma força desejada f_d , a partir de uma força medida f , sem que ocorra perda de contato entre o manipulador e o ambiente. Assim, o erro de força é dado simplesmente por

$$e_f = f_d - f. \quad (3.13)$$

A *estática* de um manipulador estabelece que a relação entre as forças medidas no efetuador e os torques nas juntas, sem perda de generalidade, é dada por $\tau = J(\theta)^T f$, onde $J(\theta)^T$ é a transposta do jacobiano geométrico do manipulador.

A partir da hipótese de controle cinemático, o movimento do manipulador é dado por $\tau = \dot{\theta}$. Uma lei de controle cartesiana de força pode ser transformada em sinal de controle para as juntas através da relação

$$\dot{\theta} = J^T \mathbf{v}_f. \quad (3.14)$$

Então, a partir da equação de cinemática diferencial do manipulador $\dot{p} = J\dot{\theta}$ e adotando uma lei de controle cartesiana com ação *feedforward* e proporcional vem

$$\dot{p} = J J^T [\dot{f}_d + K_f e_f]. \quad (3.15)$$

Assume-se aqui que a força de contato pode ser modelada através de uma mola linear de constante elástica K_m conhecida. Então, de acordo com a *Lei de Hooke* a força medida no efetuador é dada por

$$f = K_m p, \quad (3.16)$$

e a partir de (3.16) chega-se ao seguinte sistema de erro

$$\dot{e}_f + J J^T K_m K_f e_f = [I - J J^T K_m] \dot{f}_d. \quad (3.17)$$

Fazendo $\hat{J} = I - J J^T$ pode-se escrever (3.17) em uma forma mais compacta

$$\dot{e}_f + (I - \hat{J}) K_f e_f = \hat{J} \dot{f}_d. \quad (3.18)$$

Como consequência de (3.18), a dinâmica do erro é governada por uma equação diferencial não-linear. Portanto, o *Método Direto de Lyapunov* (Apêndice D) pode ser utilizado para garantir a estabilidade assintótica do erro do sistema. Assim, escolhe-se como função de Lyapunov candidata a forma quadrática positiva definida

$$V(e_f) = \frac{1}{2} e_f^T K_f e_f, \quad (3.19)$$

onde K_f é uma matriz simétrica definida positiva.

Então, diferenciando (3.19) em relação ao tempo e substituindo (3.17), tem-se que

$$\dot{V}(e_f) = e_f^T [I - K_m J J^T] K_f \dot{f}_d - K_m J J^T K_f e_f, \quad (3.20)$$

Considerando o caso de referência constante (regulação, $\dot{f}_d = 0$) e na hipótese de posto completo para J , a função (3.20) é negativa definida. A condição $\dot{V} < 0$ com $V > 0$ implica que as trajetórias do sistema convergem uniformemente para $e_f = 0$, *i.e.*, o sistema é *assintoticamente estável*.

Para o caso quando \dot{f}_d é uma função variante no tempo (rastreamento, $\dot{f}_d \neq 0$), o primeiro termo do lado direito de (3.20) não é cancelado, e nada pode ser dito a respeito de seu sinal. Portanto, para a função de Lyapunov dada, não é possível garantir a estabilidade assintótica do sistema.

3.7 Método de Controle Híbrido de Força e Posição

A descrição de uma tarefa de interação entre o manipulador e o ambiente em termos de *restrições naturais* e *restrições artificiais*, expressas com referência a um sistema de coordenadas de restrição, sugere uma estrutura de controle que utilize as restrições artificiais para especificar os objetivos do sistema de controle e permita controlar somente aquelas variáveis não sujeitas às restrições naturais.

De fato, a ação de controle não deve afetar as variáveis restritas pelo ambiente a fim de evitar conflitos entre a interação e o controle, que podem conduzir a um

comportamento impróprio do sistema. Então, como a definição de restrições artificiais envolve as variáveis de força e posição, a estrutura de controle sugerida é denominada *controle híbrido de força e posição*.

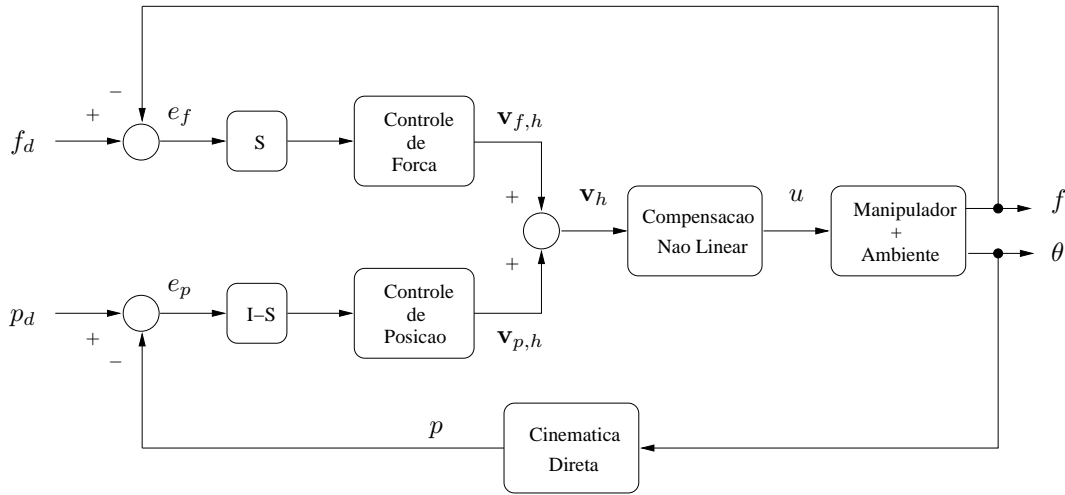


FIGURA 3.3: Diagrama em Blocos de um Esquema Básico de Controle Híbrido.

O controle híbrido de força e posição combina informação de força e torque com dados de posição ou velocidade, baseado no conceito apresentado em (Mason, 1981) que define dois espaços de trabalho ortogonais complementares em força e movimento. Assim, as restrições de força e posição podem ser consideradas separadamente, e os controladores não sofrem interferências mútuas. O diagrama em blocos ilustrado na Figura 3.3 apresenta a estrutura básica de controle para um esquema híbrido de força e posição.

Através de uma *matriz de seleção*, S , que determina quais os graus de liberdade devem ser controlados por força ou posição, os sinais de controle são desacoplados e as leis de controle para cada subespaço podem ser projetadas de forma independente, a fim de que diferentes especificações de força e posição sejam simultaneamente alcançadas.

Em geral, a lei de controle de força consiste de uma ação PI, enquanto que a lei de controle de posição consiste de uma ação proporcional P e *feedforward*. Isto deve-se ao fato de que para o controle de posição é desejado uma resposta mais rápida, enquanto que para o controle de força é preferível um erro menor.

Então, a lei de controle híbrida é dada por

$$\mathbf{v}_h = \mathbf{v}_{f,h} + \mathbf{v}_{p,h}, \quad (3.21)$$

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

Finalmente, dependendo do esquema de controle adotado, pode ser necessário empregar uma ação de compensação não-linear, parcial ou total, para a força e a posição. A lei de controle resultante fornece um sinal de controle no espaço das juntas na entrada do manipulador.

3.7.1 Controle Híbrido sobre Superfície Conhecida

Considera-se o problema de controle híbrido de força e posição para um manipulador robótico. Neste enfoque, o objetivo de controle para uma determinada tarefa é permitir que o efetuador do robô realize interações sobre uma superfície suave conhecida sem que ocorra perda de contato (Figura 3.4). Assim, durante a interação o manipulador deve ser capaz de exercer uma força de contato controlada, além de estar precisamente posicionado e orientado sobre a superfície.

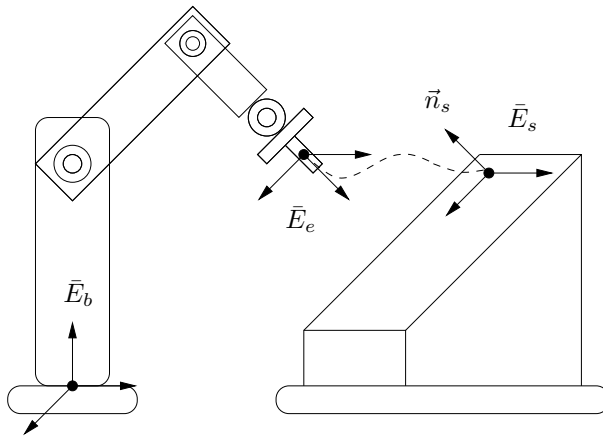


FIGURA 3.4: Interação do Efetuador sobre uma Superfície Suave Conhecida.

Um controlador híbrido consiste em separar malhas de força e posição (ou velocidade) que operam sobre um sinal de erro calculado no sistema de coordenadas de restrição \bar{E}_s . Uma matriz de seleção S é usado para habilitar o controle de força, enquanto o complemento $(I - S)$ é usado para habilitar o controle de posição.

A tarefa desejada corresponde a deslizar uma ferramenta sobre uma superfície plana. Portanto, as variáveis de controle de força e posição podem ser definidas conforme as restrições de força e movimento dadas pela Tabela 3.2. Desta forma, deseja-se exercer forças apenas na direção \vec{z}_s , normal à superfície \vec{n}_s , e executar movimentos apenas nas direções \vec{x}_s e \vec{y}_s respectivamente.

Contudo, para que o controle híbrido seja projetado corretamente, as variáveis de controle deve ser desacopladas de acordo com a geometria da tarefa. Assim, deve-se controlar força na direção \vec{z}_s e posição nas direções \vec{x}_s e \vec{y}_s , cancelando os esforços de controle nas direções complementares. Neste contexto, o desacoplamento pode ser realizado através dos operadores de projeção S_\perp e S_\parallel dados por

$$S_\perp = \vec{n}_s \vec{n}_s^T = S, \quad (3.22)$$

$$S_\parallel = I - \vec{n}_s \vec{n}_s^T = I - S, \quad (3.23)$$

onde \vec{n}_s é o vetor normal à superfície de restrição no ponto de contato. Nota-se que para o caso de superfície conhecida tem-se que $\vec{n}_s = \left(\frac{\partial \Psi}{\partial p}\right)^T$.

A abordagem híbrida permite projetar os controladores de força e posição separadamente. Assim, considera-se as leis de controle de força e posição baseadas em uma ação *feedforward* e proporcional, dadas respectivamente por

$$\vec{v}_f = \dot{\vec{f}}_d + K_f \vec{e}_f, \quad (3.24)$$

$$\vec{v}_p = \dot{\vec{p}}_d + K_p \vec{e}_p, \quad (3.25)$$

onde \vec{e}_f é o vetor de erro de força e \vec{e}_p o vetor de erro de posição; K_f e K_p são as matrizes de ganho proporcional (geralmente diagonais) de força e posição respectivamente. Portanto, os sinais de controle de força e posição *desacoplados* são dados por

$$\vec{v}_{f,h} = S_\perp (\dot{\vec{f}}_d + K_f \vec{e}_f), \quad (3.26)$$

$$\vec{v}_{p,h} = S_\parallel (\dot{\vec{p}}_d + K_p \vec{e}_p). \quad (3.27)$$

Assumindo que o efetuador está em contato com a superfície, considera-se o problema de controle cinemático de orientação para um manipulador robótico. Então, supõe-se que o objetivo de controle para uma determinada tarefa seja conduzir a orientação do efetuador de uma condição inicial R para uma condição desejada R_d utilizando a representação *quaternion unitário*.

Neste enfoque, assume-se que a orientação do sistema de coordenadas da restrição com respeito ao sistema de coordenadas do efetuador, R_{es} , seja *conhecida*. Por outro lado, a orientação do sistema de coordenadas do efetuador em relação ao sistema de coordenadas da base, R_{be} , pode ser obtida através do mapeamento de *cinemática direta* do manipulador.

O erro de orientação pode ser representado por uma matriz de erro de atitude $R_\phi \in SO(3)$ que pode ser definida de acordo com o *enfoque do corpo* por $R_\phi = R^T R_d$. Então, fazendo $R = R_{be}$ e $R_d = R_{be} R_{es}$ chega-se a

$$R_\phi = \bar{E}_e^* \bar{E}_s, \quad (3.28)$$

e neste caso $R_\phi \rightarrow I$ quando $\bar{E}_e \rightarrow \bar{E}_s$.

Considerando $q = (q_s, q_v)$ e $q_d = (q_{sd}, q_{vd})$ os quaternions associados com as matrizes $R = R_{be}$ e $R_d = R_{bs}$ respectivamente, o erro de orientação no enfoque do corpo, em vista de (2.69), é dado por

$$e_o = q_s q_{vd} - q_{sd} q_v + \mathcal{S}(q_{vd}) q_v,$$

e a seguinte lei de controle de orientação pode ser adotada

$$\vec{v}_o = \vec{\omega}_d + K_o e_o, \quad (3.29)$$

onde $\vec{\omega}_d$ é o vetor de velocidade angular desejada para o efetuador e K_o é a matriz de ganho proporcional de orientação (geralmente diagonal).

A partir da hipótese de controle cinemático, as leis de controle de força, posição e orientação podem ser transformadas em sinal de controle para as juntas através das seguinte relação

$$u = \bar{J}(\theta)^{-1} \vec{v} = \bar{J}(\theta)^{-1} [\vec{v}_h \quad \vec{v}_o]^T. \quad (3.30)$$

Em geral, as variáveis de força e posição são obtidas no sistema de coordenadas do efetuador \bar{E}_e e da base \bar{E}_b , respectivamente. Porém, nestes sistemas de coordenadas a matriz de seleção S dependeria da configuração do manipulador. Contudo, no espaço da restrição \mathcal{C} , a matriz S é constante e tem forma diagonal composta de 0 e 1. Portanto, é conveniente representar as variáveis de controle com respeito ao sistema de coordenadas de restrição \bar{E}_s .

Assim, considerando os sinais de controle (3.26)–(3.27) referidos neste sistema de coordenadas, tem-se que

$$(\vec{v}_{f,h})_s = (S_{\perp})_s [(\dot{\vec{f}}_d)_s + K_f (\vec{e}_f)_s], \quad (3.31)$$

$$(\vec{v}_{p,h})_s = (S_{\parallel})_s [(\dot{\vec{p}}_d)_s + K_p (\vec{e}_p)_s]. \quad (3.32)$$

Entretanto, assumindo que o Jacobiano do manipulador é referido com respeito ao sistema de coordenadas do efetuador \bar{E}_e , os sinais de controle de força e posição referidos neste sistema de coordenadas são dados por

$$(\vec{v}_{f,h})_e = R_{es} (S_{\perp})_s R_{se} (\vec{v}_f)_e, \quad (3.33)$$

$$(\vec{v}_{p,h})_e = R_{es} (S_{\parallel})_s R_{sb} (\vec{v}_p)_b, \quad (3.34)$$

onde $(S_{\perp})_s = S_f$ e $(S_{\parallel})_s = S_p$ são matrizes diagonais que determinam os subespaços para os quais força e posição são controlados e R_{es} e R_{bs} são, por hipótese, *conhecidas*.

Considerando o desacoplamento no espaço da restrição, a dinâmica do erro de força e posição é dada por

$$(\dot{\vec{e}}_f)_s + K_f K_m (\vec{e}_f)_s = 0, \quad (3.35)$$

$$(\dot{\vec{e}}_p)_s + K_p (\vec{e}_p)_s = 0. \quad (3.36)$$

Portanto, na hipótese de K_f , K_m e K_p serem matrizes *positivas definidas*, os erros de força $(\vec{e}_f)_e$ e de posição $(\vec{e}_p)_b$ tendem para zero em $t \rightarrow \infty$. Então, conseqüentemente, os erros de força $(\vec{e}_f)_s$ e de posição $(\vec{e}_p)_s$ também tendem para zero em $t \rightarrow \infty$. Assim, o sistema (3.35)–(3.36) é *assintoticamente estável*.

Um diagrama em blocos ilustrando o esquema de controle híbrido de força e posição desenvolvido, é apresentado na Figura 3.5.

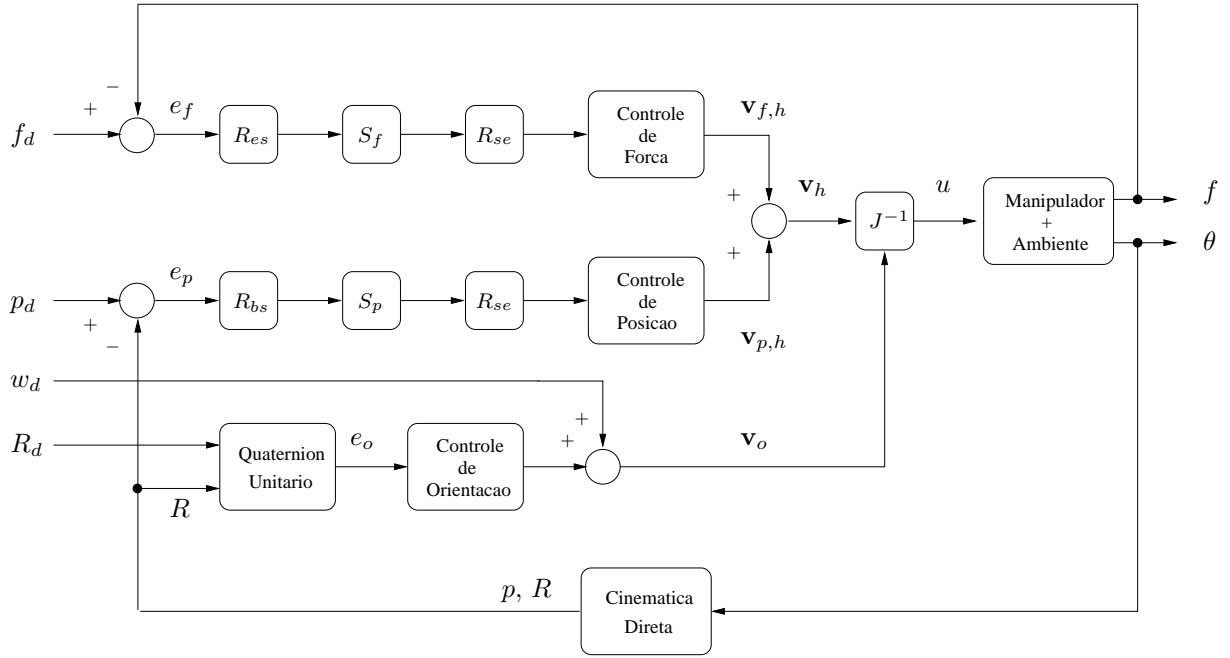


FIGURA 3.5: Diagrama em Blocos do Esquema de Controle Híbrido de Força e Posição.

3.7.2 Controle Híbrido sobre Superfície Desconhecida

Para o caso onde considera-se a interação do manipulador sobre superfícies de geometria *desconhecida* é apropriado apresentar um método para estimar os parâmetros geométricos da restrição e reorientar o efetuador sobre a superfície durante a execução da tarefa.

3.7.2.1 Estimativa da Geometria da Restrição

Em um sistema de controle híbrido de força e posição deve-se separar as ações de controle para que a estratégia de controle de movimento seja limitada nas direções de restrição de força, enquanto o controle de força mantém o efetuador em contato com a superfície nas direções de movimento restrito.

Porém, para que isso seja alcançado em um ambiente de trabalho desconhecido ou pouco estruturado, é necessário determinar a geometria da restrição e sua relação com os sistemas de coordenadas de interesse. Assim, o desacoplamento das variáveis de controle pode ser realizado no espaço da restrição \mathcal{C} , onde a matriz de seleção S assume uma forma diagonal composta de 0 e 1.

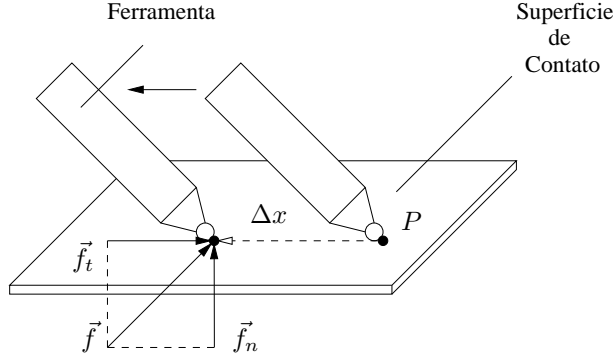


FIGURA 3.6: Força de Atrito e Força Normal em um ponto sobre a Superfície.

Então, considera-se \bar{E}_s um sistema de coordenadas fixado sobre uma superfície de restrição em um ponto de contato P :

$$\bar{E}_s = \begin{bmatrix} \vec{p}_1 & \vec{p}_2 & \vec{p}_3 \end{bmatrix}, \quad (3.37)$$

onde \vec{p}_1 , \vec{p}_2 e \vec{p}_3 definem um plano tangente à superfície no ponto de contato.

A ação de uma força de contato sobre uma superfície resulta em uma força de reação de mesma magnitude e em sentido contrário. Assim, para um ponto de contato P sem atrito, a direção da força de reação é normal à superfície de contato.

A partir da força \vec{f} medida pelo sensor de força, representando a força exercida pelo efetuator sobre a superfície, define-se

$$\vec{p}_3 = \frac{\vec{f}}{\|\vec{f}\|}, \quad (3.38)$$

como um vetor *normal* à superfície de restrição.

Então, considerando $\vec{\Delta x}$ o deslocamento do efetuator sobre a superfície durante a interação, define-se

$$\vec{p}_1 = \frac{\vec{\Delta x}}{\|\vec{\Delta x}\|}, \quad (3.39)$$

como um vetor *tangente* ao longo da trajetória do efetuator descrita sobre a superfície.

Sabendo que \vec{p}_1 e \vec{p}_3 são vetores *ortonormais*, pode-se obter o vetor \vec{p}_2 a partir da *regra da mão-direita*

$$\vec{p}_2 = \vec{p}_3 \times \vec{p}_1 = \frac{\vec{f}}{\|\vec{f}\|} \times \frac{\vec{\Delta x}}{\|\vec{\Delta x}\|}, \quad (3.40)$$

e assim, o sistema de coordenadas \bar{E}_s assume a forma

$$\bar{E}_s = \left[\begin{array}{ccc} \frac{\vec{\Delta x}}{\|\Delta x\|} & \frac{\vec{f}}{\|f\|} \times \frac{\vec{\Delta x}}{\|\Delta x\|} & \frac{\vec{f}}{\|f\|} \end{array} \right]. \quad (3.41)$$

Portanto, a orientação do sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s com respeito ao sistema de coordenadas da ferramenta \bar{E}_e é dada por

$$\hat{R}_{es} = \bar{E}_e^* \bar{E}_s = [(\vec{p}_1)_e \quad (\vec{p}_2)_e \quad (\vec{p}_3)_e]. \quad (3.42)$$

onde ($\hat{\cdot}$) é utilizado para diferenciar a orientação estimada da orientação conhecida.

Entretanto, para o caso geral onde considera-se pontos de contato com atrito, a força \vec{f} apresenta uma componente tangencial. Assume-se aqui que a única manifestação de forças tangencias é devido a *força de atrito*, e que a mesma atua na direção oposta ao movimento do efetuador (Figura 3.6).

Assim, a força \vec{f} medida pelo sensor consiste de duas componentes: a força normal \vec{f}_n e a força de atrito \vec{f}_t . Então, o vetor \vec{p}_3 representando a direção da força normal à superfície pode ser reescrito como:

$$\vec{p}_3 = \frac{\vec{f} - \vec{f}_t}{\|\vec{f} - \vec{f}_t\|}, \quad (3.43)$$

onde a força de atrito \vec{f}_t , alinhada com a direção do movimento, é dada por

$$\vec{f}_t = \vec{f} \cdot \frac{\vec{\Delta x}}{\|\Delta x\|}. \quad (3.44)$$

Portanto, o sistema de coordenadas \bar{E}_s , apresentando uma compensação da força de atrito, é dado por

$$\bar{E}_s = \left[\begin{array}{ccc} \frac{\vec{\Delta x}}{\|\Delta x\|} & \frac{\vec{f} - \vec{f}_t}{\|\vec{f} - \vec{f}_t\|} \times \frac{\vec{\Delta x}}{\|\Delta x\|} & \frac{\vec{f} - \vec{f}_t}{\|\vec{f} - \vec{f}_t\|} \cdot \frac{\vec{\Delta x}}{\|\Delta x\|} \end{array} \right]. \quad (3.45)$$

3.7.2.2 Reorientação do Efetuador baseada na Força de Contato

Considera-se um vetor $\vec{f} \in \mathcal{V}$ com componentes $f = [f_x \ f_y \ f_z]^T \in \mathbb{R}^3$ representando a força de contato exercida por uma ferramenta em um ponto de contato P , localizado sobre uma superfície de geometria desconhecida (Figura 3.7).

Assume-se aqui que o ponto P é um ponto de contato com atrito, e que a força de contato é exercida apenas em direções pertencentes a região do *cone de atrito*. Portanto, não ocorrem situações de perda de contato ou deslizamento sobre a superfície.

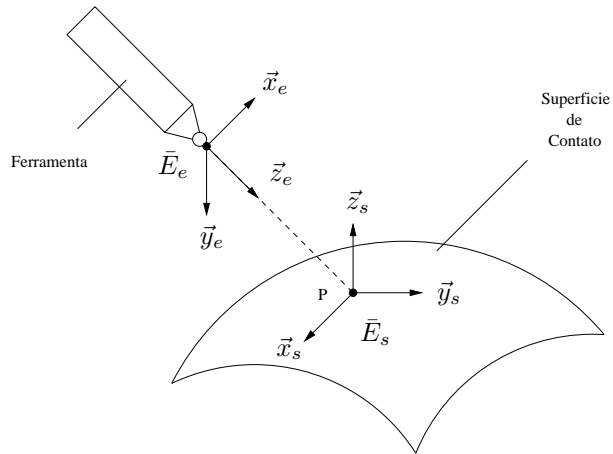


FIGURA 3.7: Interação de uma Ferramenta sobre uma Superfície Desconhecida.

Então, de acordo com a *Lei da Ação e Reação*, a força exercida pela ferramenta sobre a superfície no ponto P provoca o surgimento de uma força de reação na extremidade da ferramenta de mesma magnitude e de sentido oposto. Considerando que a ferramenta incide sobre a superfície em uma direção diferente da normal \vec{z}_s , a força de contato apresenta componentes em todos os eixos do sistema de coordenadas \vec{E}_s .

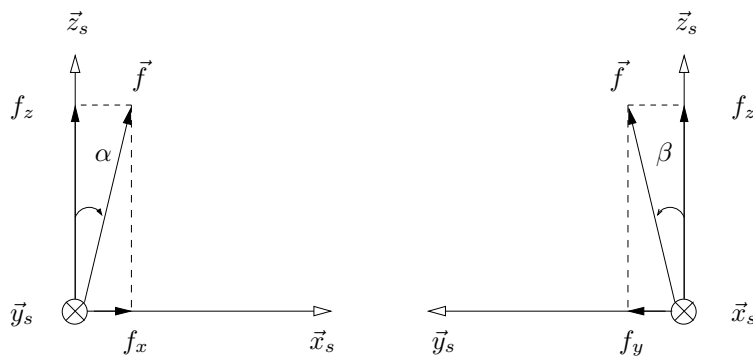


FIGURA 3.8: Representação das Componentes de um Vetor de Força.

Nota-se que os ângulos α e β representam desvios angulares das componentes de força f_x e f_y em relação à componente f_z respectivamente (Figura 3.8).

Contudo, em uma situação real de contato, a presença de componentes de forças tangenciais elevadas pode causar desvios nas trajetórias da ferramenta, fazendo com que as especificações de movimento não sejam alcançadas. Além disso, na prática é difícil manter as direções da força de contato dentro do cone de atrito.

Uma maneira de evitar este problema é manter a ferramenta sempre alinhada na direção normal à superfície, durante a interação. Para isso, é preciso minimizar os ângulos α e β , anulando as componentes de força f_x e f_y .

Os ângulos de desvio, representando os erros de orientação sobre a superfície, podem ser identificados como

$$\alpha = \text{atan}(f_x/f_z), \quad (3.46)$$

$$\beta = \text{atan}(f_y/f_z). \quad (3.47)$$

Então, pode-se cancelar as componentes de força nos eixos x_s e y_s através das seguintes rotações elementares

$$R_\alpha = R_{y_s}(\alpha), \quad (3.48)$$

$$R_\beta = R_{x_s}(-\beta). \quad (3.49)$$

Finalmente, pode-se determinar a matriz de rotação resultante através da composição das matrizes (3.48) e (3.49), dada por

$$R_o = R_\alpha R_\beta, \quad (3.50)$$

onde R_o representa a matriz de rotação que cancela as componentes da força $f \in \mathbb{R}^3$ na direções \vec{x}_s e \vec{y}_s do sistema de coordenadas \bar{E}_s , alinhando portanto a ferramenta em relação ao vetor \vec{z}_s normal à superfície.

3.7.2.3 Controle Híbrido de Força e Posição

Considera-se o problema de controle híbrido de força e posição para um robô manipulador realizando tarefas de interação sobre superfícies suaves de geometria *desconhecida*. Então, para que as variáveis de controle sejam desacopladas no espaço da restrição, pode-se utilizar o método de estimativa da geometria da restrição a fim de determinar a orientação relativa entre os sistemas de coordenadas do efetuador \bar{E}_e

e da superfície \bar{E}_s , que em vista de (3.42) é dada por

$$\hat{R}_{es} = [(\vec{p}_1)_e \quad (\vec{p}_2)_e \quad (\vec{p}_3)_e],$$

onde \vec{p}_1, \vec{p}_2 e \vec{p}_3 são vetores obtidos a partir de medidas de força e deslocamento do efetuador sobre a superfície durante a interação (Figura 3.9).

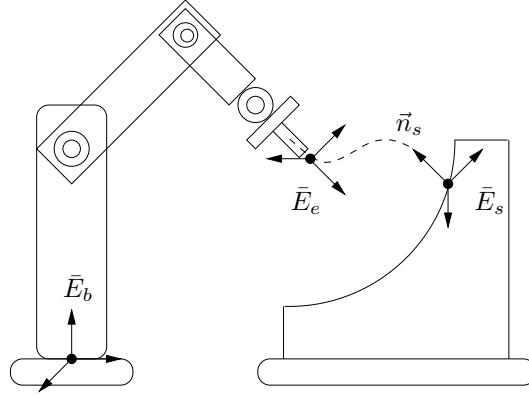


FIGURA 3.9: Interação do Efetuador sobre uma Superfície Suave Desconhecida.

Considerando o problema de controle cinemático de orientação para o efetuador do manipulador robótico, supõe-se que o objetivo de controle para uma determinada tarefa seja alcançar uma orientação desejada R_d sobre a superfície a partir de uma orientação inicial R utilizando a representação quaternion unitário.

Assim, através do método de reorientação baseada na força de contato pode-se reorientar o efetuador sobre a superfície durante a execução da tarefa, garantindo que a ferramenta permaneça dentro da região do cone de atrito. Nota-se que, neste caso, a matriz de orientação desejada é dada por $R_d = R_{be} R_o$.

O diagrama em blocos apresentado na Figura 3.10 ilustra o esquema de controle híbrido proposto, onde as leis de controle de força, posição e orientação são dadas por (3.24), (3.25) e (3.29) respectivamente.

3.8 Conclusão

Neste capítulo, apresenta-se o conceito de controle de interação e uma breve introdução aos métodos de controle de força direta e indireta. Então, os modelos de

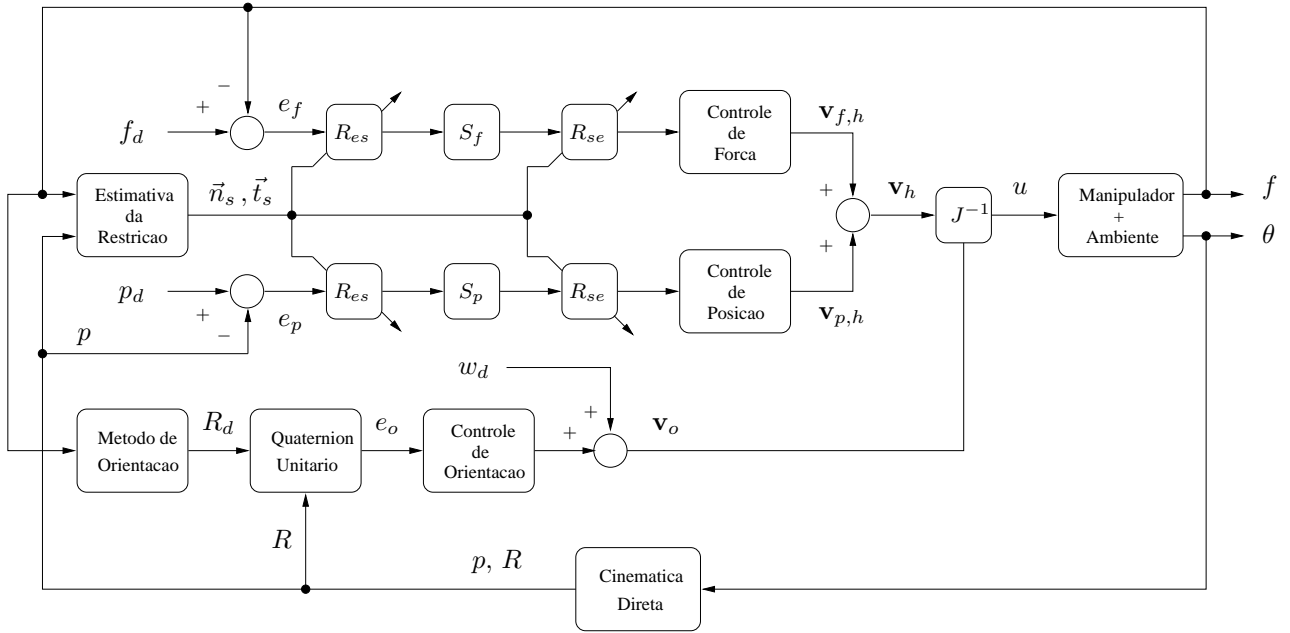


FIGURA 3.10: Diagrama em Blocos do Esquema de Controle Híbrido de Força e Posição para Superfícies Desconhecidas.

contato são discutidos e o movimento restrito do manipulador é analisado. Em seguida, o problema de controle cinemático de força é apresentado e uma análise de estabilidade é realizada.

O controle híbrido de força e posição para um manipulador robótico é desenvolvido baseado em restrições naturais e artificiais impostas por uma superfície de geometria conhecida. Um controlador híbrido consiste em separar o espaço de trabalho em subespaços ortogonais complementares em força e movimento. Assim, os controladores podem ser projetados separadamente e não sofrem interferências mútuas.

Considerando o problema de interações sobre superfícies desconhecidas, um método para estimar a geometria da restrição através de medidas de força e deslocamento é apresentado. Então, é possível desacoplar as variáveis de controle no espaço da restrição, onde a matriz de seleção assume uma forma diagonal composta de 0 e 1. Além disso, apresenta-se um método para reorientar o efetuador sobre a superfície a partir da força de contato medida. Assim, pode-se evitar situações de escorregamento ou perda de contato com a superfície durante a execução de uma tarefa.

Capítulo 4

Servovisão Robótica

Nas últimas décadas, as *câmeras* surgiram como um sensor útil para localizar e medir a posição de objetos. Na área de robótica, em particular, câmeras são usadas em diversas aplicações tanto na indústria como pela comunidade científica. Assim, muitas ferramentas para processamento de imagem foram desenvolvidas, para uso em calibração, posicionamento, inspeção e inúmeras outras tarefas. Além disso, sensores de visão são componentes essenciais no desenvolvimento de sistemas robóticos autônomos, móveis e flexíveis. Estas características são necessárias para que os robôs operem em ambientes desconhecidos ou pouco estruturados, e compartilhem o espaço de trabalho com operadores humanos e inclusive com outros robôs.

Desde meados dos anos 70, câmeras têm sido 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 e o desenvolvimento de métodos para medir posição e realizar calibração, existe o interesse em utilizar visão para fornecer controle de posição em malha-fechada para o efetuador de um robô - isto é definido como *servovisão* (Hill & Park, 1979). Então, a servovisão consiste em controlar um robô para manipular o espaço de trabalho usando visão ao invés de apenas observar o ambiente.

Neste trabalho, a finalidade da tarefa de servovisão é utilizar informação visual para controlar a posição do efetuador do robô com respeito a um alvo ou um conjunto de características da imagem. A tarefa também pode ser definida para robôs móveis, onde o objetivo é controlar a posição do veículo com respeito a alguns marcos.

4.1 Sistemas de Coordenadas

Em geral, as tarefas em robótica são especificadas com respeito a um ou mais sistemas de coordenadas. Uma câmera, por exemplo, pode fornecer informação sobre a localização do objeto com relação ao sistema de coordenadas da câmera, enquanto que a configuração usada para agarrar o objeto pode ser especificada com relação a um sistema de coordenadas fixado ao objeto alvo.

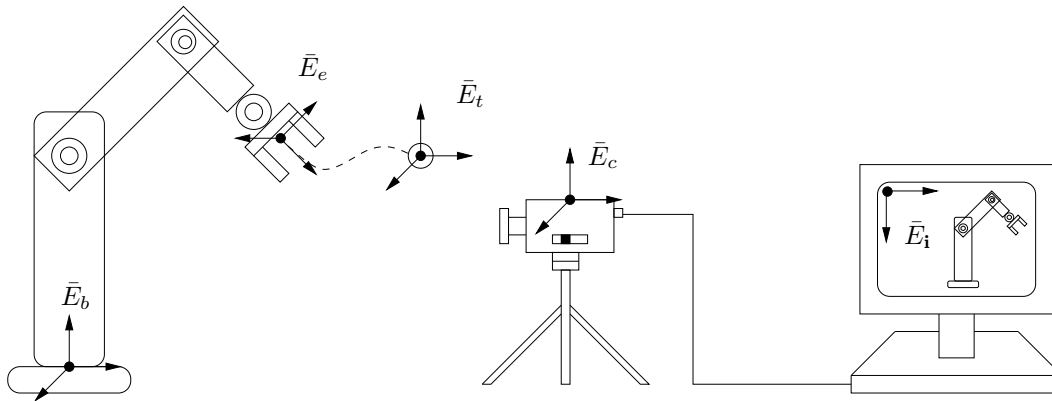


FIGURA 4.1: Representação dos Sistemas de Coordenadas usados em Servovisão.

Então, uma representação dos sistemas de coordenadas que são frequentemente utilizados em servovisão é apresentada na Figura 4.1, onde as seguintes letras indicam referência

- b à base do manipulador.
- e ao efetuador do robô.
- c à câmera.
- i à imagem.
- t ao alvo.

4.2 Projeção Perspectiva

Para controlar um robô usando a informação fornecida por um sistema de visão, é necessário entender os aspectos geométricos do processo de formação da imagem.

Cada câmera contém lentes que formam uma projeção 2D da cena no plano da imagem onde o sensor está localizado. Esta projeção faz com que a informação de profundidade direta seja perdida de modo que cada ponto no plano da imagem corresponda a um raio do feixe de luz no espaço 3D.

Assim, alguma informação adicional é necessária para determinar as coordenadas 3D correspondentes a um ponto no plano da imagem. Essa informação pode vir de múltiplas câmeras, múltiplas visões de uma única câmera ou do conhecimento da relação geométrica entre vários pontos característicos no alvo.

Existem três modelos de projeção que têm sido amplamente usados para modelar o processo de formação da imagem: projeção perspectiva, projeção ortográfica escalada e projeção ajustada. Descreve-se aqui apenas o modelo de *projeção perspectiva*, que foi o modelo utilizado neste trabalho. Uma breve descrição dos outros modelos de projeção é apresentada em (Hutchinson et al., 1996). Então, considerando o sistema de coordenadas da câmera $\bar{E}_c = [\vec{x}_c \ \vec{y}_c \ \vec{z}_c]$, assume-se que

Hipótese 1 *O eixo z_c do sistema de coordenadas da câmera é perpendicular ao plano da imagem (ao longo do eixo ótico), e a origem está localizada a uma distância f_0 atrás do plano da imagem, onde $f_0 > 0$ é a distância focal da lente da câmera.*

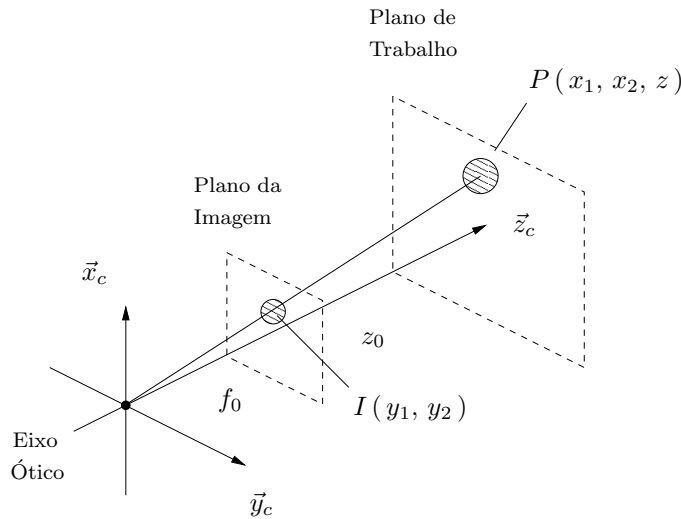


FIGURA 4.2: Modelo de Projeção Perspectiva.

Assumindo que a geometria de projeção da câmera é modelada pela projeção perspectiva (Figura 4.2), então um ponto P no plano de trabalho cujas coordenadas

(x_1, x_2, z) são expressas em relação ao sistema de coordenadas da câmera, será projetado sobre o plano da imagem em um ponto I com coordenadas (y_1, y_2) , dadas por:

$$\begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \end{bmatrix} = \frac{f_0}{z} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix}. \quad (4.1)$$

Para o caso geral, onde uma camera CCD é utilizada, deve-se considerar a geometria interna das lentes e os fatores de escalamento da câmera. Portanto, a relação (4.1) assume a forma

$$p_i = \frac{f_0}{f_0 + z_0} \begin{bmatrix} \alpha_1 & 0 \\ 0 & \alpha_2 \end{bmatrix} p_c, \quad (4.2)$$

onde $p_c = [x_1 \ x_2]^T$ é a posição do ponto P no sistema de coordenadas da câmera, $p_i = [y_1 \ y_2]^T$ é a projeção do ponto P no plano da imagem da câmera, α_i ($i = 1, 2$) são os fatores de escala da câmera (pixels/mm) e z_0 é uma profundidade fixa dentro da região $z > 0$;

Contudo, se as coordenadas do ponto P são expressas em relação ao sistema de coordenadas da base é preciso realizar uma transformação de coordenadas dada por

$$(\vec{p}_c)_c = R_{cb} (\vec{p}_b)_b + (\vec{r}_{cb})_c, \quad (4.3)$$

onde R_{cb} é uma matriz de rotação e \vec{r}_{cb} um vetor de translação.

Em geral, nota-se que a transformação de coordenadas de p_b para p_c é não-homogênea. Entretanto, sem perda de generalidade, pode-se assumir que as origens dos sistemas de coordenadas da câmera e da base são coincidentes fazendo $\vec{r}_{cb} = 0$.

Assim, a existência de um pequeno deslocamento angular da câmera em relação ao plano de trabalho pode ser computada através de uma simples matriz de rotação. Portanto, a relação (4.2) assume a forma

$$p_i = \frac{f_0}{f_0 + z_0} \begin{bmatrix} \alpha_1 & 0 \\ 0 & \alpha_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \cos(\varphi) & -\sin(\varphi) \\ \sin(\varphi) & \cos(\varphi) \end{bmatrix} p_b, \quad (4.4)$$

onde φ é o ângulo de rotação da câmera em torno do eixo ótico.

Assume-se aqui que o plano da imagem é *paralelo* ao plano de trabalho, ou seja, z_0 é uma profundidade constante dentro da região $z > 0$. Entretanto, no caso de movimentos no espaço 3D restritos à uma *superfície virtual* genérica $z = \Psi_v(x_1, x_2)$, onde o eixo ótico da câmera é *não-perpendicular* ao plano de trabalho tem-se que

$$p_i = K_P(p_b) p_b, \quad (4.5)$$

onde

$$K_P(p_b) = \frac{f_0}{f_0 + z(p_b)} \begin{bmatrix} \alpha_1 & 0 \\ 0 & \alpha_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \cos(\varphi) & -\sin(\varphi) \\ \sin(\varphi) & \cos(\varphi) \end{bmatrix} \quad (4.6)$$

é comumente denominada matriz de ganho de alta frequência.

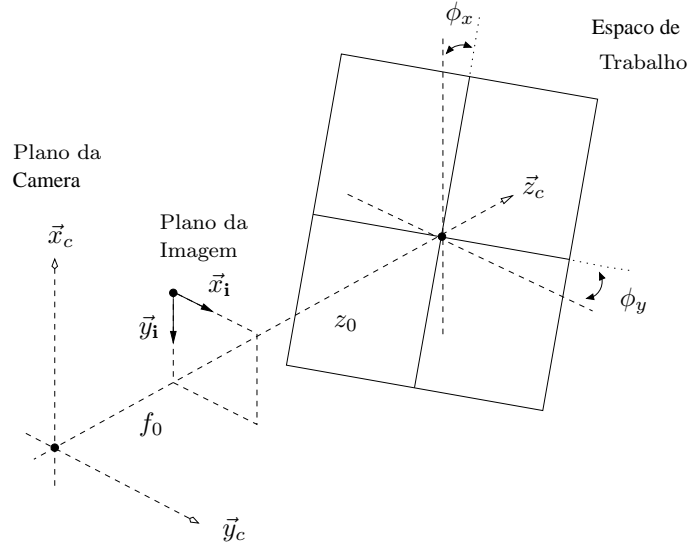


FIGURA 4.3: Superfície Virtual de Rastreamento.

4.3 Superfície Virtual de Rastreamento

Considera-se o problema de controle servovisual de um manipulador robótico movendo-se ao longo de uma trajetória desejada especificada sobre uma superfície virtual no espaço de trabalho. Então, uma superfície genérica 3D no espaço de trabalho pode ser descrita por

$$z(p_b) = z_0 + \mathcal{F}(p_b, \mathcal{X}), \quad (4.7)$$

onde z_0 é uma profundidade constante e \mathcal{X} é um vetor de parâmetros constantes. Sem perda de generalidade, este trabalho limita-se ao caso de superfícies planas do tipo

$$z(p_b) = z_0 + \varepsilon \left(c^T p_b \right), \quad (4.8)$$

sendo $c = [a \ b]^T$, com $a, b \in \mathbb{R}$, os parâmetros da superfície relacionados às suas inclinações com respeito aos eixos x_c e y_c respectivamente (Figura 4.3); e $\varepsilon > 0$ uma constante arbitrária que por hipótese será considerada suficientemente pequena.

Considera-se aqui que os movimentos no espaço de trabalho satisfazem a condição $|z_0| > \varepsilon |c^T p_b|$ e são tais que o efetuador permanece sempre visível, evitando a ocorrência de *singularidades* causadas pela extrapolação do campo útil de visão na câmera.

4.4 Configuração de Câmera

Os sistemas servovisuais utilizam as seguintes configurações de câmera: *montada* no efetuador ou *fixa* no espaço de trabalho.

A primeira, geralmente chamada de configuração câmera na mão (*hand-eye*), tem a câmera montada no efetuador do robô. Aqui, existe uma relação conhecida, sempre constante, entre a posição da câmera e a posição do efetuador representada pela posição p_{ec} . A posição relativa do alvo em relação ao sistema de coordenadas da câmera é representada por p_{ct} . A relação entre estas posições é mostrada na Figura 4.4.

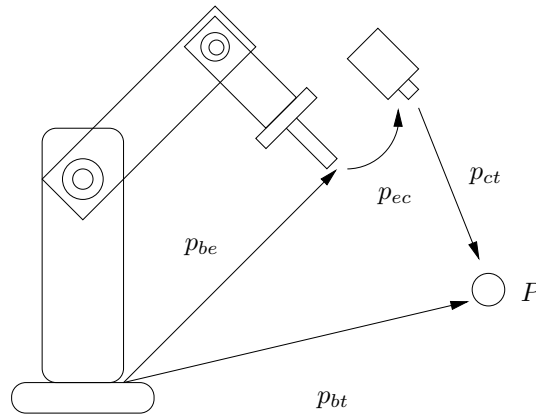


FIGURA 4.4: Configuração de Câmera: Montada no Efetuador.

A segunda configuração tem a câmera fixa no espaço de trabalho. Neste caso, a câmera está relacionada à base do sistema de coordenadas do robô por p_{bc} e ao objeto por p_{ct} , como pode ser visto na Figura 4.5. Neste caso, a imagem do alvo vista pela câmera é independente do movimento do robô (a menos que o alvo seja o próprio efetuador). Uma variante para isso é a câmera ser agilizada, montada em outro robô ou em um dispositivo *pan-tilt*. Neste trabalho, utiliza-se a configuração de câmera fixa no espaço de trabalho.

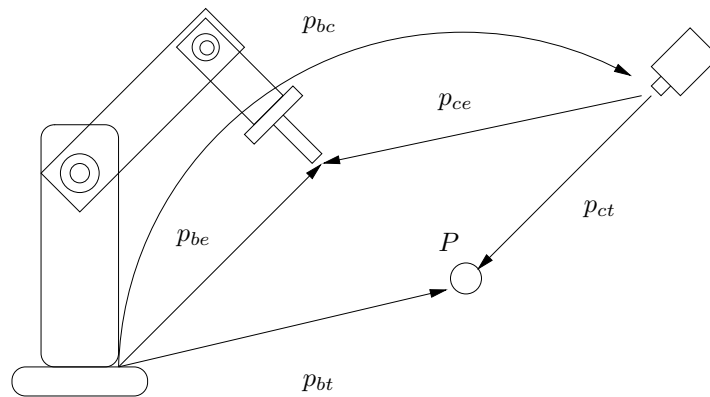


FIGURA 4.5: Configuração de Câmera: Fixa no Espaço de Trabalho.

4.5 Calibração da Câmera

Para qualquer escolha de configuração de câmera, antes da execução de uma tarefa servovisual, em algumas aplicações é necessário realizar um procedimento de *calibração* da câmera para determinar seus parâmetros intrínsecos e extrínsecos. Os parâmetros intrínsecos, ou internos, descrevem a estrutura interna da câmera utilizada. Os parâmetros extrínsecos, ou externos, descrevem a posição de um objeto com respeito ao sistema de coordenadas da câmera.

Para uma câmera, cujo modelo de formação da imagem é descrito na seção 4.2, alguns exemplos de parâmetros intrínsecos são a distância focal, o campo de pixel, o ponto principal, e os coeficientes de distorção radial e tangencial. Muitos métodos para calibração de câmera utilizam várias imagens de um objeto planar conhecido a fim de estimar os parâmetros da câmera (Tsai, 1987). As imagens são tomadas a partir

de diferentes posições e orientações, e a calibração estima os parâmetros intrínsecos e extrínsecos da câmera.

Em alguns casos, a posição de uma câmera fixa, p_{bc} , com relação ao sistema de coordenadas da base deve ser estabelecida, e é encapsulada nos parâmetros extrínsecos determinados através de um procedimento de calibração da câmera. Para o caso de câmera na mão a posição relativa da câmera com respeito ao efetuador, p_{ec} , deve ser determinada e isso é conhecido como o problema da calibração *hand-eye*. Uma solução para o problema de calibração *hand-eye* é apresentada em (Tsai & Lenz, 1989).

4.6 Característica da Imagem

Em servovisão uma *característica da imagem* é qualquer característica estrutural que pode ser extraída de uma imagem, por exemplo, uma extremidade ou um canto. Geralmente, uma característica de imagem corresponde a uma projeção de uma característica física de algum objeto (*e.g.* a extremidade da ferramenta do robô) sobre o plano de imagem da câmera.

Um bom ponto característico é aquele que pode ser localizado sem ambigüidade em diferentes visões da cena, como um buraco em uma junta, (Feddema & Mitchell, 1989) ou o *centróide* de um objeto alvo. Define-se um parâmetro de característica da imagem como sendo qualquer quantidade real válida que pode ser calculada a partir de uma ou mais características da imagem. Alguns dos parâmetros de característica que podem ser utilizados em servovisão são apresentados em (Hutchinson et al., 1996). Neste trabalho utiliza-se a extração das características de pontos cujos parâmetros são suas coordenadas no plano da imagem. Além disso, assume-se que durante a execução da tarefa não ocorrem situações de oclusão da característica da imagem a ser extraída.

4.7 Arquiteturas de Servovisão

Uma taxonomia, dentro da qual todos os sistemas servovisuais subsequentes podem ser classificados, foi introduzida em (Sanderson & Weiss, 1980), baseada na formulação das seguintes questões:

1. A estrutura de controle é hierárquica, com o sistema de visão fornecendo pontos de configuração como entrada para o controlador de juntas do robô, ou o controlador visual computa as entradas de juntas diretamente ?
2. O sinal de erro é definido em coordenadas 3D (espaço de tarefa), ou diretamente em termos das características da imagem ?

Quando a arquitetura de controle é hierárquica e usa o sistema de visão para fornecer entradas para o controlador de juntas, fazendo assim uso da realimentação visual para estabilizar internamente o robô, ela é referida com um sistema dinâmico *look-and-move*. Por outro lado, a arquitetura de controle por realimentação da visão, referida como *servovisão direta*, elimina completamente o controlador do robô substituindo o mesmo por um controlador servovisual que calcula as entradas das juntas diretamente usando somente visão para estabilizar o mecanismo. Contudo, a maioria dos sistemas servovisuais implementados adotam a abordagem *look-and-move* devido aos seguintes fatores:

- As taxas de amostragem relativamente baixas tornam o controle do efetuador através de servovisão direta um problema de controle complexo e com dinâmica não-linear.
- Muitos robôs possuem uma interface para comandos de velocidade cartesiana ou de posição com incremento. Isto simplifica o projeto do sistema servovisual e torna os métodos de controle mais portáteis.
- O modelo *look-and-move* separa as singularidades cinemáticas do sistema, permitindo considerar o robô como um dispositivo de movimento cartesiano ideal.

Além disso, considerando que muitos controladores possuem mecanismos especializados para lidar com singularidades cinemáticas, o projeto do sistema servovisual torna-se bastante simplificado.

A segunda maior classificação de sistemas servovisuais distingue controle baseado em posição de controle baseado em imagem. No *controle baseado em posição*, a saída medida a ser controlada é a posição cartesiana e orientação de um objeto. No caso de câmera fixa, controla-se a postura (*i.e.*, posição e orientação) do efetuador do robô.

A postura tem que ser reconstruída a partir de dados da imagem disponível. As características são extraídas a partir da imagem e usadas em conjunto com o modelo geométrico do alvo e o modelo conhecido da câmera para estimar a posição do alvo em relação à câmera. Usando estes valores, um erro entre a postura atual e a postura desejada do robô é definido no espaço da tarefa.

No *controle baseado em imagem* as quantidades a serem controladas são definidas diretamente como características no espaço da imagem. Por causa disso, não é necessário realizar uma reconstrução 3D completa da cena.

Como comprovado em alguns trabalhos, a abordagem baseada em imagem pode reduzir o atraso computacional, eliminar a necessidade de interpretação da imagem e os erros devido a modelagem do sensor e calibração da câmera (Hsu & Aquino, 1999). Entretanto, esta abordagem apresenta um desafio significativo ao projeto do controlador, uma vez que a planta é não-linear e altamente acoplada. Recentemente em (Hsu et al., 2002) e (Leite et al., 2004) dois controladores servovisuais adaptativos foram propostos, e o método baseado em imagem mostrou-se bastante robusto aos erros de calibração. Neste trabalho, utiliza-se o modelo *look-and-move* baseado em imagem. A estrutura fundamental para os outros modelos é apresentada com mais detalhes em (Hutchinson et al., 1996).

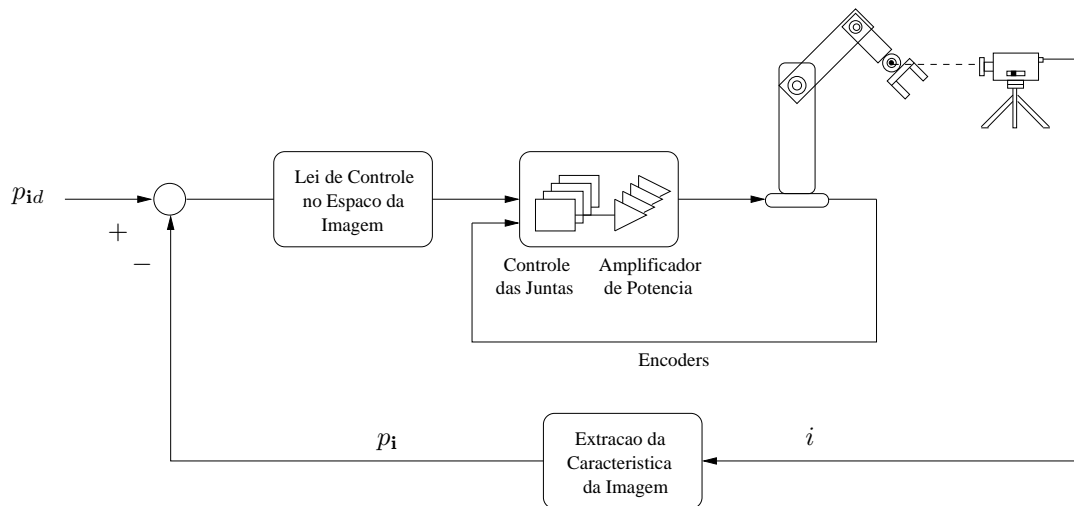


FIGURA 4.6: Estrutura *Look-and-Move* Baseada em Imagem.

Uma aplicação típica de servovisão é posicionar um efetuador com respeito a um alvo. Alguns autores, por exemplo, utilizam um câmera montada no efetuador para

posicionar um manipulador para agarrar objetos. Em muitos casos, o algoritmo de controle é expresso em função da posição de uma câmera móvel definida em termos da imagem do objeto a ser manipulado. A posição relativa do efetuador com respeito ao objeto é determinada apenas indiretamente através de sua conhecida relação cinemática com a câmera. Contudo, erros nesta relação conduzem a erros de posicionamento que não podem ser observados pelo sistema. Assim, observar o efetuador diretamente torna possível identificar e corrigir estes erros. Entretanto, para o caso geral, não existem garantias de posicionamento preciso, embora isso possa ser alcançado através da observação simultânea do efetuador e do alvo.

4.8 Servovisão Adaptativa

O problema de rastreamento de alvos móveis nas coordenadas da imagem de uma câmera fixa e não-calibrada é um assunto de grande interesse sob o ponto de vista da teoria de controle, mesmo para o caso planar (Hutchinson et al., 1996). Neste enfoque, o objetivo de controle é permitir que o efetuador de um manipulador robótico realize, através de servovisão, tarefas de rastreamento visual ao longo de trajetórias considerando incertos a *rotação* e os *fatores de escala* da câmera.

Em (Kelly, 1996) foi mostrado que um controlador PD (com parâmetros fixos) garante a regulação assintótica do sistema na presença de incerteza apenas na rotação da câmera. Sabe-se, inclusive, que o desempenho de controladores tipo PD pode ser melhorado adicionando-se um mecanismo de adaptação na lei de controle (Slotine & Li, 1991, Cap. 9).

Muitos esquemas adaptativos foram propostos para contornar a degradação de desempenho devido às incertezas de modelagem, particularmente com respeito à calibração da câmera (parâmetros intrínsecos) e aos parâmetros do robô (parâmetros extrínsecos) (Koivo & Houshangi, 1991; Bishop & Spong, 1997). Entretanto, enquanto alguns trabalhos publicados consideram 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 servovisual. Algumas exceções podem ser encontradas em publicações mais recentes, a saber, (Kelly et al., 1999; Zergeroglu et al., 1999; Hsu & Lizarralde, 2000).

4.8.1 Controle Cinemático Servovisual

Considera-se o problema de controle cinemático para um manipulador robótico. Neste enfoque, a configuração do efetuador $\mathbf{x} \in \mathbb{R}^m$ é dada através da transformação de cinemática direta $\mathbf{x} = k(\theta)$, onde $\theta \in \mathbb{R}^n$ é o vetor de ângulos das juntas do manipulador. Assume-se aqui que o manipulador de interesse é planar e não-redundante, *i.e.*, $m = n = 2$, e portanto $p_b = [x_1 \ x_2]^T$. Generalizações para o problema de controle dinâmico poderiam ser feitas como em (Hsu & Aquino, 1999).

Portanto, a velocidade do efetuador em termos das velocidades das juntas é obtida através da relação $\dot{p}_b = J(\theta)\dot{\theta}$, onde $J(\theta) = \frac{\partial k(\theta)}{\partial \theta} \in \mathbb{R}^{2 \times 2}$ é o Jacobiano do manipulador. A partir da hipótese de controle cinemático, o movimento do manipulador pode ser descrito por $\dot{\theta}_i = u_i$, ($i = 1, 2$). Então, considerando $\dot{\theta}$ como sendo a entrada de controle u , obtém-se o seguinte sistema

$$\dot{p}_b = J(\theta)u. \quad (4.9)$$

A lei de controle cartesiana \mathbf{v}_v pode ser transformada em sinal de controle para as juntas através da seguinte relação:

$$u = J(\theta)^{-1} \mathbf{v}_v. \quad (4.10)$$

desde que \mathbf{v}_v não conduza o manipulador à configurações de singularidades.

Utilizando uma câmera CCD monocular, fixa e não-calibrada, com eixo ótico *não-perpendicular* ao plano de trabalho (Hsu et al., 2001), a transformação do espaço de trabalho do robô com respeito à câmera pode ser representada por

$$p_i = K_P(p_b)p_b + r_0, \quad (4.11)$$

com

$$K_P(p_b) = \frac{f_0}{f_0 + z(p_b)} \begin{bmatrix} \alpha_1 & 0 \\ 0 & \alpha_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \cos(\varphi) & -\sin(\varphi) \\ \sin(\varphi) & \cos(\varphi) \end{bmatrix}, \quad (4.12)$$

onde $p_i = [y_1 \ y_2]^T$ é a posição do efetuador no sistema de coordenadas da imagem da câmera; r_0 é um termo constante que depende da posição do sistema de coordenadas da câmera em relação ao sistema de coordenadas do robô; $K_P(p_b)$ é a matriz de

transformação de coordenadas do espaço operacional para o espaço da câmera; φ é o ângulo de rotação da câmera em torno do eixo ótico; f_0 é a distância focal da câmera; $z(p_b) > 0$ é a profundidade relativa medida entre o plano da imagem e o espaço de trabalho do robô (em geral $z \gg f_0$); e α_1, α_2 são os fatores de escala da câmera em pixels/mm.

Sem perda de generalidade, considera-se que $r_0 = 0$ (Hsu & Aquino, 1999). Portanto, o problema do controle cartesiano no sistema de coordenadas da imagem da câmera é descrito por:

$$\dot{p}_i = G(p_b) \mathbf{v}_v, \quad (4.13)$$

onde $\dot{p}_b = \mathbf{v}_v = [v_1 \ v_2]^T$ é a lei de controle cartesiana e $G(p_b) = [g_{ij}(p_b)]$, $(i, j = 1, 2)$ é a matriz que resulta da derivação de $K_P(p_b)$. De maneira geral $G(p_b)$ pode ser calculada por:

$$G(p_b) = \begin{bmatrix} g_{11}(p_b) & g_{12}(p_b) \\ g_{21}(p_b) & g_{22}(p_b) \end{bmatrix}, \quad (4.14)$$

onde

$$g_{11}(p_b) = k_{p_{11}}(p_b) + \frac{\partial k_{p_{11}}(p_b)}{\partial x_1} x_1 + \frac{\partial k_{p_{12}}(p_b)}{\partial x_1} x_2, \quad (4.15)$$

$$g_{12}(p_b) = k_{p_{12}}(p_b) + \frac{\partial k_{p_{11}}(p_b)}{\partial x_2} x_1 + \frac{\partial k_{p_{12}}(p_b)}{\partial x_2} x_2, \quad (4.16)$$

$$g_{21}(p_b) = k_{p_{21}}(p_b) + \frac{\partial k_{p_{21}}(p_b)}{\partial x_1} x_1 + \frac{\partial k_{p_{22}}(p_b)}{\partial x_1} x_2, \quad (4.17)$$

$$g_{22}(p_b) = k_{p_{22}}(p_b) + \frac{\partial k_{p_{21}}(p_b)}{\partial x_2} x_1 + \frac{\partial k_{p_{22}}(p_b)}{\partial x_2} x_2, \quad (4.18)$$

Nota-se que a estrutura de (4.14) preserva a relação de $G(p_b)$ com a matrix primitiva $K_P(p_b)$. Desenvolvendo os termos $g_{ij}(p_b)$ em (4.14) e agrupando os termos semelhantes, obtém-se:

$$g_{11}(p_b) = \frac{\alpha_1 f_0}{\mathcal{Z}_s^2(p_b)} \left[\mathcal{Z}_s(p_b) c\varphi + \frac{\partial z(p_b)}{\partial x_1} h_1(p_b) \right], \quad (4.19)$$

$$g_{12}(p_b) = \frac{\alpha_1 f_0}{\mathcal{Z}_s^2(p_b)} \left[-\mathcal{Z}_s(p_b) s\varphi + \frac{\partial z(p_b)}{\partial x_2} h_1(p_b) \right], \quad (4.20)$$

$$g_{21}(p_b) = \frac{\alpha_2 f_0}{\mathcal{Z}_s^2(p_b)} \left[\mathcal{Z}_s(p_b) s\varphi + \frac{\partial z(p_b)}{\partial x_1} h_2(p_b) \right], \quad (4.21)$$

$$g_{22}(p_b) = \frac{\alpha_2 f_0}{\mathcal{Z}_s^2(p_b)} \left[\mathcal{Z}_s(p_b) c\varphi + \frac{\partial z(p_b)}{\partial x_2} h_2(p_b) \right], \quad (4.22)$$

com

$$\mathcal{Z}_s(p_b) = f_0 + z(p_b), \quad (4.23)$$

$$h_1(p_b) = x_1 c\varphi - x_2 s\varphi, \quad (4.24)$$

$$h_2(p_b) = x_1 s\varphi + x_2 c\varphi. \quad (4.25)$$

A partir daqui a seguinte convenção será adotada: a fim de simplificar a notação, o termo p_b em $G(p_b)$ será omitido. Assim, $G(p_b) = G = [g_{ij}]$, $(i, j = 1, 2)$.

Considerando que $p_{id} \in \mathbb{R}^2$ é a trajetória desejada do efetuador no plano da imagem da câmera, uma lei de controle cartesiano para que $p_i \rightarrow p_{id}$ é dada por

$$\mathbf{v}_v = G^{-1} [\dot{p}_{id} + K_v (p_{id} - p_i)]. \quad (4.26)$$

Então, substituindo (4.26) em (4.10) chega-se a

$$u = (G J(\theta))^{-1} [\dot{p}_{id} + K_v (p_{id} - p_i)], \quad (4.27)$$

onde $J_v = G J(\theta)$ é denominado *Jacobiano da Imagem* (Weiss et al., 1987). Assim, definindo o erro da imagem como $e_i = p_{id} - p_i$, o sistema em malha fechada é dado por

$$\dot{e}_i + K_v e_i = 0, \quad (4.28)$$

onde sendo K_v uma matriz positiva definida, o sistema é assintoticamente estável.

Entretanto, considerando-se a presença de incertezas nos parâmetros de calibração da câmera, a matriz K_P , e consequentemente G , torna-se incerta. Portanto, a lei de controle (4.26) não garante o rastreamento assintótico das trajetórias, uma vez que o modelo do sistema torna-se não-linear.

4.8.2 MRAC Servovisual

Na abordagem de controle adaptativo por modelo de referência (MRAC) direto, o modelo pode ser especificado por

$$\dot{p}_{id} = -\Lambda p_{id} + \Lambda r_i, \quad (4.29)$$

onde $r_i \in \mathbb{R}^2$ é o sinal de referência, assumido uniformemente limitado $\forall t$, e $p_{id} \in \mathbb{R}^2$ é a trajetória desejada para o efetuador no plano da imagem da câmera. Por simplicidade, assume-se que $\Lambda = \lambda I$, onde $\lambda > 0$.

É possível modificar a estratégia adotada em (Hsu & Aquino, 1999) para introduzir o erro da imagem diretamente na lei de controle, mesmo no caso em que a adaptação esteja desligada. Deste modo, de acordo com (4.13), a lei de controle ideal \mathbf{v}^* que promove o casamento com o modelo (4.29), é dada por:

$$\mathbf{v}_v = \mathbf{v}^* = \lambda G^{-1}(r_i - p_i). \quad (4.30)$$

Substituindo r_i , obtido a partir de (4.29), em (4.30) vem:

$$\mathbf{v}^* = G^{-1}[\dot{p}_{id} + \Lambda(p_{id} - p_i)].$$

Então, de acordo com (4.10), tem-se que

$$u = (GJ(\theta))^{-1}[\dot{p}_{id} + \Lambda(p_{id} - p_i)].$$

A partir de (4.13) e (4.29), definindo o erro da imagem como $e_i = p_i - p_{id}$, obtém-se o seguinte sistema de erro

$$\dot{e}_i = -\lambda e_i + G\mathbf{v} - \lambda(r_i - p_i), \quad (4.31)$$

ou, ainda,

$$\dot{e}_i = -\lambda e_i + G\tilde{\mathbf{v}}, \quad (4.32)$$

onde $\tilde{\mathbf{v}} = \mathbf{v}_v - \mathbf{v}^*$, e $G = [g_{ij}]$ para $i, j = 1, 2$.

4.8.3 Adaptação via Simetrização

Da expressão de \mathbf{v}^* (vide (4.30)) verifica-se que a parametrização linear usual para a lei de controle é dada por

$$\mathbf{v}_v = \mathbf{P}(r_i - p_i), \quad (4.33)$$

com $\mathbf{P} \in \mathbb{R}^{2 \times 2}$ sendo a matriz de parâmetros.

Para o caso de plantas SISO sabe-se que para solucionar o problema de controle adaptativo o sinal do ganho de alta frequência deve ser, em geral, conhecido. A maior dificuldade no caso MIMO é a generalização da condição de conhecimento do sinal, tendo em vista a ocorrência de ganhos matriciais. Os resultados em (Narendra & Annaswamy, 1989; Ioannou & Sun, 1996) requerem condições restritivas sobre G difíceis de serem atendidas na prática. Em particular, o método apresentado em (Ioannou & Sun, 1996) requer a existência de uma matriz $S_c \in \mathbb{R}^{2 \times 2}$ tal que

$$G S_c = (G S_c)^T > 0, \quad (4.34)$$

que segundo os autores é equivalente ao conhecimento do sinal de G no caso SISO. No entanto, esta condição de existência é muito restritiva por tratar-se de uma restrição de igualdade. Além disso, tal restrição é não-genérica uma vez que pode ser violada para qualquer incerteza em G . No caso do problema de servovisão verifica-se que não existe uma matriz S_c satisfazendo esta restrição, e conseqüentemente, o método proposto em (Ioannou & Sun, 1996) não pode ser aplicado. Por outro lado, aplicando o método de *Hierarquia de Controle* (HC) introduzido em (Hsu & Aquino, 1999; Hsu & Costa, 1999; Hsu & Lizarralde, 2000), é possível obter uma parametrização linear conveniente para o vetor de controle \mathbf{v}^* em (4.30). Entretanto, como demonstrado nestes trabalhos, a análise de estabilidade e convergência para o sistema projetado através da hierarquia de controle é complexa e envolve análise funcional (Hsu & Costa, 1999).

Um método mais simples, similar ao esquema de controle robusto proposto em (Zergeroglu et al., 1999), e já utilizado em (Hsu et al., 2002; Leite et al., 2004) para o caso em que o eixo ótico da câmera é perpendicular ao espaço de trabalho, consiste na *Simetrização de G* juntamente com uma apropriada redefinição da parametrização do vetor de controle. Este método baseia-se no fato de que é possível determinar uma matriz triangular superior T tal que

$$G T = (G T)^T = S_c > 0, \quad (4.35)$$

desde que $g_{11} \neq 0$ e $\det(G) \neq 0$ (Hsu et al., 1999). É válido ressaltar que as condições requeridas para a utilização desta estratégia são menos restritivas do que as exigidas em (Narendra & Annaswamy, 1989; Ioannou & Sun, 1996).

Portanto, uma vez que T esteja definida, é possível reescrever (4.32) na forma:

$$\dot{e}_i = -\lambda e_i + S_c [T^{-1} \mathbf{v}_v - \lambda S_c^{-1} (r_i - p_i)]. \quad (4.36)$$

Se $g_{11} > 0$ e $\det(G) > 0$, então T (e T^{-1}) pode ser escolhido com elementos diagonais unitários, ou seja,

$$T = \begin{bmatrix} 1 & t_{12} \\ 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad T^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & -t_{12} \\ 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (4.37)$$

Escrevendo S_c em função dos elementos de G ,

$$S_c = \begin{bmatrix} g_{11} & g_{11} t_{12} + g_{12} \\ g_{21} & g_{21} t_{12} + g_{22} \end{bmatrix}, \quad (4.38)$$

e avaliando a condição de simetria $g_{21} = g_{11} t_{12} + g_{12}$, chega-se a

$$t_{12} = \frac{g_{21} - g_{12}}{g_{11}}. \quad (4.39)$$

Substituindo (4.39) em (4.38), pode-se reescrever S_c como

$$S_c = \begin{bmatrix} g_{11} & g_{21} \\ g_{21} & s_{22} \end{bmatrix}, \quad s_{22} = \frac{g_{21}^2 + \det(G)}{g_{11}}. \quad (4.40)$$

Da mesma forma, sabendo que $\det(S_c) = \det(G)$, tem-se que

$$S_c^{-1} = \det(G)^{-1} \begin{bmatrix} s_{22} & -g_{21} \\ -g_{21} & g_{11} \end{bmatrix}. \quad (4.41)$$

Em particular, esta última expressão será útil na análise de convergência e estabilidade do sistema em malha fechada. Finalmente, substituindo (4.37) e (4.41) em (4.36) e sabendo que $\tilde{\mathbf{v}} = \mathbf{v}_v - \mathbf{v}^*$, a lei de controle ideal é dada por:

$$v_1^* = t_{12} v_2 + \lambda \det(G^{-1}) s_{22} \rho_{c1} - \lambda \det(G^{-1}) g_{21} \rho_{c2}, \quad (4.42)$$

$$v_2^* = -\lambda \det(G^{-1}) g_{21} \rho_{c1} + \lambda \det(G^{-1}) g_{11} \rho_{c2}, \quad (4.43)$$

onde $\rho_{cj} = (r_{ij} - y_j)$, ($j = 1, 2$).

Nota-se aqui que, em geral, não é possível obter parametrizações lineares para as leis em (4.42) e (4.43), uma vez que v_1^* e v_2^* envolvem divisões de funções. No entanto, pode-se recorrer a uma simples expansão em *séries de potências*, baseando-se no fato de que a *inclinação da superfície* é suficientemente pequena, ou no fato de que a *variação de profundidade* no espaço de trabalho é pequena quando comparada com a profundidade constante z_0 . Assim, pode-se desprezar os *termos de ordem superior* em ε^2 na expansão da série, obtendo-se as seguintes aproximações:

$$\det(G^{-1})g_{11} \approx \frac{(f_0 + z_0)c\varphi}{f_0\alpha_2} - \frac{\varepsilon a c\varphi}{f_0\alpha_2}x_1 - \frac{\varepsilon(a s\varphi + 2b c\varphi)}{f_0\alpha_2}x_2, \quad (4.44)$$

$$\det(G^{-1})g_{21} \approx \frac{(f_0 + z_0)s\varphi}{f_0\alpha_1} - \frac{\varepsilon a s\varphi}{f_0\alpha_1}x_1 - \frac{\varepsilon(a c\varphi - 2b s\varphi)}{f_0\alpha_1}x_2, \quad (4.45)$$

$$\det(G^{-1})s_{22} \approx \frac{(f_0 + z_0)\sigma_1}{f_0\alpha_1^2 c\varphi} + \frac{\varepsilon a \sigma_2}{f_0\alpha_1^2 c\varphi}x_1 + \frac{\varepsilon(a s\varphi \sigma_3 + b c\varphi \sigma_4)}{f_0\alpha_1^2 c^2\varphi}x_2, \quad (4.46)$$

$$t_{12} \approx \frac{\alpha_1 + \alpha_2}{\alpha_1}tg\varphi + \frac{\varepsilon\sigma_5}{(f_0 + z_0)c\varphi}x_1 + \frac{\varepsilon[\alpha_1\sigma_5 s\varphi + \alpha_2 a]}{\alpha_1(f_0 + z_0)c^2\varphi}x_2, \quad (4.47)$$

$$p_b \approx \mathbf{P}p_i \quad (4.48)$$

onde

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= \alpha_2 s^2\varphi - \alpha_1, \\ \sigma_2 &= 2\alpha_1 - \alpha_2 s^2\varphi, \\ \sigma_3 &= \alpha_2(2 - s^2\varphi) - \alpha_1, \\ \sigma_4 &= \alpha_1 - 2\alpha_2 s^2\varphi, \\ \sigma_5 &= a s\varphi + b c\varphi. \end{aligned}$$

Observando as equações (4.44)-(4.47), nota-se que a nova parametrização envolve o vetor de posição p_b , o que pode causar imperfeições no rastreamento devido à existência de incertezas na cinemática do robô, mesmo quando G é perfeitamente conhecida.

Porém, como cada ponto p_b no espaço de trabalho tem o seu correspondente p_i no plano da imagem da câmera, é possível substituir $p_b \rightarrow \mathbf{P} p_i$, com $\mathbf{P} \in \mathbb{R}^{2 \times 2}$ calculada para a profundidade nominal z_0 . Reunindo as aproximações (4.44)-(4.48) em (4.42) e (4.43), obtém-se uma nova parametrização (Hsu et al., 2001),

$$v_1 = \Theta_1^T w_1, \quad (4.49)$$

$$v_2 = \Theta_2^T w_2, \quad (4.50)$$

onde w_1 e w_2 são os vetores *regressores* dados por

$$w_1 = [v_2 \quad \rho_{c1} \quad \rho_{c2} \quad \vdots \quad v_2 y_1 \quad v_2 y_2 \quad \rho_{c1} y_1 \quad \rho_{c1} y_2 \quad \rho_{c2} y_1 \quad \rho_{c2} y_2], \quad (4.51)$$

$$w_2 = [\rho_{c1} \quad \rho_{c2} \quad \vdots \quad \rho_{c1} y_1 \quad \rho_{c2} y_2 \quad \rho_{c2} y_1 \quad \rho_{c2} y_2]. \quad (4.52)$$

Os vetores de *parâmetros* Θ_1 e Θ_2 são representados por:

$$\Theta_1 = [\Theta_{11} \quad \Theta_{12} \quad \Theta_{13} \quad \vdots \quad \Theta_{14} \quad \Theta_{15} \quad \Theta_{16} \quad \Theta_{17} \quad \Theta_{18} \quad \Theta_{19}]^T, \quad (4.53)$$

$$\Theta_2 = [\Theta_{21} \quad \Theta_{22} \quad \vdots \quad \Theta_{23} \quad \Theta_{24} \quad \Theta_{25} \quad \Theta_{26}]^T, \quad (4.54)$$

onde os parâmetros ideais Θ_{ij}^* são calculados com base em (4.42) e (4.43), resultando em

$$\begin{aligned} \Theta_{11}^* &= \frac{\alpha_1 + \alpha_2}{\alpha_1} tg\varphi, \\ \Theta_{12}^* &= \lambda (f_0 + z_0) \frac{\sigma_1}{f_0 \alpha_1^2 c\varphi}, \\ \Theta_{13}^* &= -\lambda (f_0 + z_0) \frac{s\varphi}{f_0 \alpha_1}, \\ \Theta_{14}^* &= -\epsilon \frac{\sigma_5}{(f_0 + z_0) c\varphi} \mathbf{p}_{11} + \epsilon \frac{[\alpha_1 \sigma_5 s\varphi + \alpha_2 a]}{\alpha_1 (f_0 + z_0) c\varphi} \mathbf{p}_{21}, \\ \Theta_{15}^* &= -\epsilon \frac{\sigma_5}{(f_0 + z_0) c\varphi} \mathbf{p}_{12} + \epsilon \frac{[\alpha_1 \sigma_5 s\varphi + \alpha_2 a]}{\alpha_1 (f_0 + z_0) c\varphi} \mathbf{p}_{22}, \\ \Theta_{16}^* &= \lambda \epsilon a c\varphi \frac{\sigma_2}{f_0 \alpha_1^2 c^2\varphi} \mathbf{p}_{11} + \lambda \epsilon \frac{[a s\varphi \sigma_3 + b c\varphi \sigma_4]}{f_0 \alpha_1^2 c^2\varphi} \mathbf{p}_{21} \\ \Theta_{17}^* &= \lambda \epsilon a c\varphi \frac{\sigma_2}{f_0 \alpha_1^2 c^2\varphi} \mathbf{p}_{12} + \lambda \epsilon \frac{[a s\varphi \sigma_3 + b c\varphi \sigma_4]}{f_0 \alpha_1^2 c^2\varphi} \mathbf{p}_{22} \\ \Theta_{18}^* &= \lambda \epsilon \frac{a s\varphi}{f_0 \alpha_1} \mathbf{p}_{11} - \lambda \epsilon \frac{(a c\varphi - 2b s\varphi)}{f_0 \alpha_1} \mathbf{p}_{21}, \\ \Theta_{19}^* &= \lambda \epsilon \frac{a s\varphi}{f_0 \alpha_1} \mathbf{p}_{12} - \lambda \epsilon \frac{(a c\varphi - 2b s\varphi)}{f_0 \alpha_1} \mathbf{p}_{22}, \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\Theta_{21}^* &= -\lambda(f_0 + z_0) \frac{s\varphi}{f_0 \alpha_1}, \\
\Theta_{22}^* &= \lambda(f_0 + z_0) \frac{c\varphi}{f_0 \alpha_2}, \\
\Theta_{23}^* &= \lambda\epsilon \frac{a s\varphi}{f_0 \alpha_1} \mathbf{p}_{11} - \lambda\epsilon \frac{(a c\varphi - 2b s\varphi)}{f_0 \alpha_1} \mathbf{p}_{21}, \\
\Theta_{24}^* &= \lambda\epsilon \frac{a s\varphi}{f_0 \alpha_1} \mathbf{p}_{12} - \lambda\epsilon \frac{(a c\varphi - 2b s\varphi)}{f_0 \alpha_1} \mathbf{p}_{22}, \\
\Theta_{25}^* &= \lambda\epsilon \frac{a c\varphi}{f_0 \alpha_2} \mathbf{p}_{12} - \lambda\epsilon \frac{(a s\varphi + 2b c\varphi)}{f_0 \alpha_2} \mathbf{p}_{22}, \\
\Theta_{26}^* &= \lambda\epsilon \frac{a c\varphi}{f_0 \alpha_2} \mathbf{p}_{12} - \lambda\epsilon \frac{(a s\varphi + 2b c\varphi)}{f_0 \alpha_2} \mathbf{p}_{22},
\end{aligned}$$

onde \mathbf{p}_{ij} ($i, j = 1, 2$) são os elementos de \mathbf{P} .

Com base em (4.49)-(4.50) e (4.51)-(4.52), a equação de erro (4.36) pode ser escrita na forma:

$$\dot{e}_{i1} = -\lambda e_{i1} + g_{11} \tilde{\Theta}_1^T w_1 + g_{21} \tilde{\Theta}_2^T w_2, \quad (4.55)$$

$$\dot{e}_{i2} = -\lambda e_{i2} + g_{21} \tilde{\Theta}_1^T w_1 + g_{22} \tilde{\Theta}_2^T w_2, \quad (4.56)$$

onde $\tilde{\Theta}_1 = \Theta_1 - \Theta_1^*$ e $\tilde{\Theta}_2 = \Theta_2 - \Theta_2^*$, ou, de maneira mais compacta

$$\dot{e}_{\mathbf{i}} = -\lambda e_{\mathbf{i}} + S_c \tilde{\mathbf{v}}. \quad (4.57)$$

Analisando a estrutura da equação de erros acima, as leis de adaptação para $\tilde{\Theta}_1$ e $\tilde{\Theta}_2$ são dadas por:

$$\dot{\Theta}_1 = \dot{\tilde{\Theta}}_1 = -sgn(s_{11}) \gamma w_1 e_{i1}, \quad (4.58)$$

$$\dot{\Theta}_2 = \dot{\tilde{\Theta}}_2 = -sgn(s_{22}) \gamma w_2 e_{i2}. \quad (4.59)$$

Considerando o sistema adaptativo descrito por (4.13) e (4.29) com lei de controle dada por (4.49)-(4.50) e lei de adaptação dada por (4.58) e (4.59), assume-se que o sinal de referência $r_i(t)$ é contínuo por partes e uniformemente limitado em norma. Então, o seguinte teorema pode ser enunciado.

Teorema 4.1 *Se o ângulo de rotação $\varphi \in (-\pi/2, \pi/2)$, $g_{11} > 0$ e $\det(G) > 0$, então todos os sinais do sistema são uniformemente limitados e $e_i(t) \in \mathcal{L}_2 \cap \mathcal{L}_\infty$ $\lim_{t \rightarrow \infty} e_i(t) = 0$.*

Prova: Considere a função de Lyapunov candidata

$$2V = e_i^T S_c^{-1} e_i + \gamma^{-1} (\tilde{\Theta}_1^T \tilde{\Theta}_1 + \tilde{\Theta}_2^T \tilde{\Theta}_2). \quad (4.60)$$

Derivando (4.60) em relação ao tempo, tem-se que:

$$\dot{V} = e_i^T S_c^{-1} \dot{e}_i + \gamma^{-1} (\tilde{\Theta}_1^T \dot{\tilde{\Theta}}_1 + \tilde{\Theta}_2^T \dot{\tilde{\Theta}}_2). \quad (4.61)$$

Avaliando \dot{V} ao longo das trajetórias de (4.55) e (4.56), e utilizando as leis de adaptação (4.58) e (4.59), vem

$$\dot{V} = -\lambda e_i^T S_c^{-1} e_i \leq 0. \quad (4.62)$$

A partir (4.60) e (4.62) conclui-se que os vetores $\tilde{\Theta}_j$ e e_i são *uniformemente limitados* (u.l.). Da equação $e_i = p_i - p_{id}$ verifica-se que p_i é u.l.. Sabendo que $\tilde{\Theta}_j = \Theta_j - \Theta_j^*$ ($j = 1, 2$), e que Θ_j^* são constantes, conclui-se que Θ_j também são u.l..

De (4.51)-(4.52) tem-se que w_1 e w_2 são u.l. e conseqüentemente os sinais de controle dados por (4.49)-(4.50). Deste modo, das equações (4.55)-(4.56), conclui-se que \dot{e}_i também é u.l.. Como V é uniformemente limitada e \dot{V} é uniformemente contínua ($\ddot{V} = -2\lambda e_i^T S_c^{-1} \dot{e}_i$ é limitada), então pelo Lema de Barbalat tem-se que $\lim_{t \rightarrow \infty} \dot{V}(t) = 0$ e conseqüentemente que $\lim_{t \rightarrow \infty} e_i(t) = 0$. ■

4.8.4 Robustez à Incertezas Cinemáticas

Considerando o método apresentado em (Hsu & Aquino, 1999), a posição cartesiana p_b poderia ser calculada através da transformação de cinemática direta, uma vez que os ângulos das juntas são mensuráveis e a cinemática do manipulador é assumida conhecida. Assim, a relação $p_b = K_P^{-1} p_i$ poderia ser usada e a lei de controle ideal \mathbf{v}^* seria expressa em termos de p_b ao invés de p_i , *i.é.*,

$$\mathbf{v}^* = \lambda K_P^{-1} r_i - \lambda p_b \quad (4.63)$$

onde K_P é conhecida. Entretanto, isso conduz a uma imperfeição na definição do controlador dada a presença de incertezas na cinemática do manipulador.

De fato, mesmo conhecendo perfeitamente a matriz K_P (câmera calibrada) e sem adaptação, o erro na cinemática pode conduzir a servovisão imperfeita, mesmo para tarefas simples de regulação ($p_{id} \equiv 0$). Neste caso, a dinâmica do erro é dada por

$$\dot{e}_i = K_P J(\theta) (K_P \hat{J}(\theta))^{-1} [-\lambda(e_i - K_P \Delta k)], \quad (4.64)$$

onde \hat{J} representa o Jacobiano nominal e Δk é a incerteza cinemática progressiva, *i.e.*, $p_b = k(\theta) + \Delta k$. Expressando $K_P J(\theta) (K_P \hat{J}(\theta))^{-1} = I + \Delta A$, tem-se que:

$$\dot{e}_i = -\lambda(I + \Delta A) e_i + \lambda K_P (I + \Delta A) \Delta k, \quad (4.65)$$

onde o termo Δk não desaparece e seu efeito não é atenuado por λ . A razão principal é que, neste algoritmo, nenhuma realimentação direta do erro da imagem foi utilizada. Por outro lado, utilizando a servovisão, a equação da dinâmica do erro assume a forma

$$\dot{e}_i = -\lambda K_P J(\theta) (K_P \hat{J}(\theta))^{-1} e_i = -\lambda(I + \Delta A) e_i, \quad (4.66)$$

e então, considerando um ΔA pequeno, o erro da imagem e_i tende exponencialmente para zero.

Como forma de ilustrar as propriedades de robustez do controlador adaptativo proposto, são apresentados resultados de simulação obtidos com um robô de dois elos, similar ao manipulador utilizado na implementação experimental. Os comprimentos dos elos são $l_1 = 279$ [mm] e $l_2 = 228$ [mm], para os elos 1 e 2, respectivamente. Os parâmetros do robô/controlador são: $\varphi = \frac{\pi}{4}$ [rad]; $f_0 = 6$ [mm]; $\alpha_1 = 119$ [pixels/mm]; $\alpha_2 = 102$ [pixels/mm]; $\lambda = 1$; $\gamma_1 = 8 \times 10^{-3}$; $\gamma_2 = 8 \times 10^{-3}$; $\gamma_3 = 1 \times 10^{-7}$; $\gamma_4 = 1 \times 10^{-7}$;

Considerando uma incerteza de 5% em l_1 e 10% em l_2 , e assumindo que φ , f_0 , α_1 e α_2 são desconhecidos, a Figura 4.7 descreve o comportamento dos erros de rastreamento para os esquemas adaptativo e não-adaptativo (com parâmetros constantes) respectivamente, submetidos às mesmas condições de incertezas na cinemática.

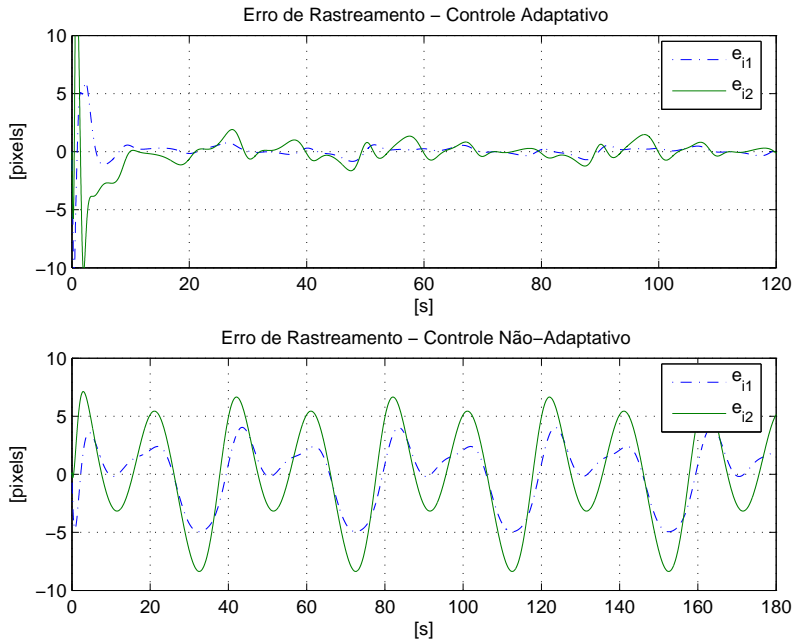


FIGURA 4.7: Erro de Rastreamento - Controle Adaptativo e Controle Não-Adaptativo.

Analisando a evolução do erro de rastreamento em ambos os casos, pode-se observar a degradação no desempenho do controlador desenvolvido quando nenhum mecanismo de adaptação é utilizado na lei de controle via servovisão (Figura 4.7).

4.9 Conclusão

Neste capítulo, são apresentados alguns conceitos básicos utilizados em servovisão, como por exemplo, os sistemas de coordenadas mais comuns, o método de projeção perspectiva, as configurações de câmera e as arquiteturas de controle.

Em um sistema de servovisão, *confiabilidade* e *desempenho* são características importantes que devem ser consideradas para o sucesso de uma tarefa. A confiabilidade está relacionada à capacidade de funcionamento do sistema em qualquer situação que possa ocorrer durante a operação, como por exemplo, mudanças na luminosidade do ambiente, perda temporária de sinal devido à oclusão do objeto, reflexões e singularidades cinemáticas. Além disso, robustez à incertezas do ambiente e de modelagem é essencial para que um sistema de servovisão seja confiável.

Por outro lado, o desempenho está relacionado à habilidade de executar tarefas na presença de perturbações externas e de realizar rastreamento de trajetórias rápidas com uma dada tolerância. Então, um algoritmo de controle adaptativo é desenvolvido para rastrear visualmente um alvo fixado no punho do robô na presença de incertezas nos parâmetros de calibração da câmera e variação de profundidade entre os planos da imagem e do espaço de trabalho. A robustez do controlador à incertezas na cinemática é ilustrada através de resultados de simulação obtidos com um manipulador planar de dois elos.

Com relação ao sistema de servovisão abordado, observa-se que o controlador adaptativo, projetado pelo método de Simetrização da matriz de controle, apresenta desempenho semelhante ao do controlador projetado pelo método de Hierarquia de Controle, apresentado na referência (Zachi, 2001; Hsu et al., 2001). As diferenças entre os dois esquemas propostos podem ser verificadas sob dois aspectos: análise de estabilidade e complexidade do controlador. Aqui, a terminologia *complexidade* refere-se a quantidade de termos que constituem o controlador. A análise de convergência e estabilidade, para o sistema projetado via hierarquia de controle, é mais complexa e envolve análise funcional (Hsu & Costa, 1999); para o sistema projetado via simetrização é possível definir uma simples função de Lyapunov. Contudo, a estrutura obtida para o controlador adaptativo hierárquico é um pouco mais simples pois não envolve sobre-parametrização.

Um tópico de pesquisa atual é a comparação do método proposto neste trabalho com um método recentemente proposto em (Astolfi et al., 2002) usando a abordagem *I&I* (*Imersion and Invariance*) e um termo PI não-linear, que em princípio não requer sobre-parametrização da lei de controle, projeção na lei de adaptação ou condição de excitação persistente.

Capítulo 5

Controle Híbrido de Força e Visão

5.1 Introdução

Na maioria das áreas de atuação da robótica, autonomia e flexibilidade são características fundamentais para que robôs operem em ambientes complexos, onde a *localização* e os *parâmetros geométricos* da superfície são no mínimo parcialmente desconhecidos. Uma maneira de aumentar a flexibilidade de robôs em tarefas de manipulação é integrar ao sistema de controle diferentes tipos de sensores.

Câmeras são sensores robóticos úteis, uma vez que imitam o sentido humano de visão e permitem ao robô localizar e inspecionar objetos em ambientes não-calibrados, sem a realização de contato. Por outro lado, *sensores de força* são utilizados para o controle da força de contato ou para monitorar as forças de interação, a fim de evitar danos à ferramenta ou ao objeto manipulado.

Portanto, *força* e *visão* são capacidades sensoriais muito úteis para que robôs realizem tarefas em ambientes desconhecidos e pouco estruturados. A abordagem mais natural para solucionar o problema de controle nesses tipos de ambientes, é combinar os dados de força e visão através de métodos de fusão sensorial. Entretanto, como os sensores de força e visão são fundamentalmente diferentes, uma vez que medem fenômenos físicos distintos, esta abordagem pode não ser adequada em alguns casos.

A solução proposta neste trabalho, combina controle de força e servovisão em um sistema de controle *híbrido*, para que as vantagens de cada modo de sensoriamento sejam simultaneamente alcançadas através de uma tarefa de manipulação.

5.2 Revisão Bibliográfica

A maioria dos métodos de controle de força e visão são baseados em uma separação do espaço de trabalho em direções controladas por força e visão. Neste contexto, alguns controladores híbridos foram projetados a fim de utilizar informações de força e de visão realimentadas para determinar as direções de restrição de força e posição, e controlar a orientação do efetuador durante a execução de determinadas tarefas, a saber

- Em (Hosoda et al., 1998), foi proposto um algoritmo de controle híbrido que utilizava estimadores *on-line* para os parâmetros do sistema câmera-manipulador e para a geometria da superfície de restrição. Para isso, o controlador proposto precisava somente do conhecimento prévio da cinemática do manipulador.
- Um método empregando um controle híbrido baseado em força e visão para estimar a geometria da restrição durante uma tarefa de manipulação foi apresentado em (Pichler & Jagersand, 2000). Entretanto, uma solução para o problema de reorientação do efetuador sobre a superfície não foi apresentada.
- Seguindo a mesma linha de pesquisa, em (Xiao et al., 2000) foi apresentado um algoritmo de controle baseado em torque computado combinando força e visão para realizar tarefas de rastreamento 3D sobre superfícies desconhecidas. Contudo, nesta abordagem a cinemática e a dinâmica do robô foram consideradas exatamente conhecidas.
- Em (Baeten & Schutter, 2002) um método de controle híbrido de força e visão foi desenvolvido para realizar tarefas de seguimento de contorno em cantos planares. Neste trabalho, uma fusão de força e visão é realizada baseada na combinação de comandos de velocidade no espaço da tarefa. Porém, a análise de estabilidade para este método não foi apresentada.
- Um método para combinar controle de força e visão na presença de superfícies planares desconhecidas foi apresentado em (Olsson et al., 2002). Porém, neste método um procedimento de calibração da câmera deveria ser realizado antes da

execução das tarefas. Outra desvantagem desta abordagem é que o método de controle era aplicável apenas à superfícies de geometria plana.

- Recentemente, um controlador híbrido de força e visão foi proposto em (Zhao & Cheah, 2004) para robôs manipuladores com incertezas cinemáticas, dinâmicas e na superfície de restrição. O algoritmo de controle é baseado em uma lei adaptativa com regressores de força e gravidade. Porém, as incertezas no modelo da câmera não foram rigorosamente considerada.

5.3 Método Proposto

Neste trabalho, considera-se o problema de controle híbrido de força e visão para manipuladores robóticos, usando um sensor de força e uma câmera fixa não-calibrada. Um método de controle é proposto para combinar controle de força direta e servovisão adaptativa, na presença de superfícies com geometria desconhecida e incertezas nos parâmetros de calibração da câmera.

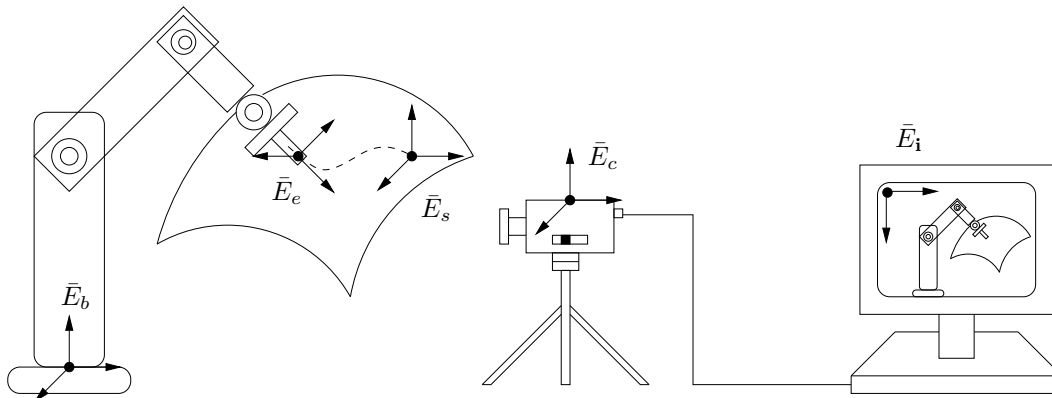


FIGURA 5.1: Configuração do Sistema de Controle Híbrido de Força e Visão.

O controle de força é baseado em uma estratégia com ação integral, devido a sua conhecida robustez ao atraso de tempo de medição e capacidade de remover o erro de força em estado estacionário. A estratégia de servovisão utiliza um método de simetrização via fatoração da matriz de controle, para solucionar o problema de controle adaptativo multivariável. O algoritmo adaptativo é robusto na medida em que apresenta reduzida sensibilidade à incertezas cinemáticas.

Para solucionar o problema de interação em superfícies desconhecidas, um método para estimar a geometria da restrição através de medidas de força e deslocamento é apresentado. Assim, é possível determinar os vetores normal e tangente à superfície no ponto de contato e, portanto, realizar o desacoplamento das variáveis de controle no espaço da restrição.

Além disso, um método para reorientar o efetuador durante a execução de uma tarefa é proposto a partir da força de contato medida sobre a superfície. O controle de orientação utiliza uma abordagem baseada na representação de quaternion unitário, que não apresenta singularidades e simplifica a análise de estabilidade da dinâmica do erro de orientação.

5.4 Controle Híbrido de Força e Visão.

Considera-se o problema de controle híbrido de força e visão para um manipulador robótico. Assume-se que o objetivo de controle para uma determinada tarefa seja rastrear visualmente um alvo em movimento fixado no punho do robô, enquanto o efetuador exerce uma força de contato controlada sobre uma superfície de geometria *desconhecida*. Então, o objetivo de controle é descrito simplesmente por:

$$f \rightarrow f_d, \quad e_f = f_d - f \rightarrow 0, \quad (5.1)$$

$$p_i \rightarrow p_{id}, \quad e_i = p_{id} - p_i \rightarrow 0. \quad (5.2)$$

onde e_f e e_i são os erros de força e de rastreamento respectivamente.

A abordagem de *controle híbrido* consiste em separar o espaço de trabalho em dois subespaços ortogonais complementares em força e visão. Assim, é possível projetar as leis de controle para cada subespaço separadamente, garantindo que os controladores de força e visão não sofram interferências mútuas. Neste contexto, considera-se uma lei de controle de força baseada em uma *estratégia PI*, e uma lei de controle de posição via *servovisão adaptativa*, dadas respectivamente por:

$$\vec{v}_f = K_f \left[\vec{e}_f + \frac{1}{T_f} \int_0^t \vec{e}_f(\sigma) d\sigma \right], \quad (5.3)$$

$$\vec{v}_v = \Theta \cdot \vec{w}, \quad (5.4)$$

onde K_f é a matriz de ganho proporcional de força (geralmente diagonal) e T_f é a constante de tempo do termo integral; Θ é o vetor de parâmetros adaptados e \vec{w} é o vetor regressor.

Devido as restrições de força e movimento impostas pelo ambiente, as variáveis de controle devem ser desacopladas de acordo com a geometria da tarefa. Então, para realizar o desacoplamento pode-se utilizar os operadores de projeção S_{\perp} e S_{\parallel} dados por (3.22) e (3.23) respectivamente. Assim, os sinais de controle de força e posição desacoplados são dados por

$$\vec{v}_{f,h} = S_{\perp} K_f \left[\vec{e}_f + \frac{1}{T_f} \int_0^t \vec{e}_f(\sigma) d\sigma \right], \quad (5.5)$$

$$\vec{v}_{v,h} = S_{\parallel} (\Theta \vec{w}). \quad (5.6)$$

Nota-se que para o caso de interações sobre superfícies desconhecidas o vetor normal à superfície pode ser obtido pelo método de estimativa da geometria da restrição (*vide* seção 3.7.2). Portanto, tem-se que $\vec{n}_s = \vec{p}_3$.

Considerando o problema de controle cinemático de orientação para o efetuador do manipulador robótico, assume-se que o objetivo de controle para uma determinada tarefa seja alcançar uma orientação desejada R_d sobre uma superfície *desconhecida*, a partir de uma orientação inicial R , utilizando o quaternion unitário como representação de orientação.

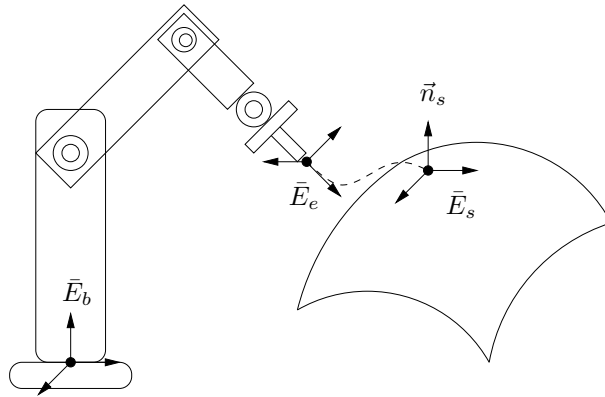


FIGURA 5.2: Interação do Efetuador sobre uma Superfície Desconhecida.

Neste enfoque, a orientação do sistema de coordenadas do efetuador \bar{E}_e em relação ao sistema de coordenadas da base \bar{E}_b pode ser obtida através do mapeamento

de cinemática direta. Por outro lado, assumindo que o efetuador está em contato com a superfície, a orientação do sistema de coordenadas da restrição \bar{E}_s com respeito ao sistema de coordenadas do efetuador \bar{E}_e , pode ser obtida através da força medida sobre a superfície (*vide* seção 3.7.3).

Então, o erro de orientação pode ser representado por uma matriz de erro de atitude $R_\phi \in SO(3)$, definida através do enfoque do corpo como $R_\phi = R^T R_d$. Assim, fazendo $R = R_{be}$ e $R_d = R_{be} R_o$, o erro de orientação é dado por

$$R_\phi = \bar{E}_e^* \bar{E}_s, \quad (5.7)$$

e neste caso $R_\phi \rightarrow I$ quando $\bar{E}_e \rightarrow \bar{E}_s$.

Considerando $q = (q_s, q_v)$ e $q_d = (q_{sd}, q_{vd})$ os quaternions associados com as matrizes $R = R_{be}$ e $R_d = R_{bs}$ respectivamente, a seguinte lei de controle de orientação pode ser adotada

$$\vec{v}_o = \vec{\omega}_d + K_o e_o,$$

onde K_o é a matriz de ganho proporcional de orientação (geralmente diagonal), $\vec{\omega}_d$ é o vetor de velocidade angular desejada para o efetuador e \vec{e}_o é o erro de orientação dado por

$$e_o = q_s q_{vd} - q_{sd} q_v + \mathcal{S}(q_{vd}) q_v.$$

A partir da hipótese de controle cinemático, uma lei de controle cartesiana *híbrida* de força e posição via servovisão pode ser transformada em sinal de controle para as juntas através da seguinte relação

$$u = \bar{J}(\theta)^{-1} \vec{v}_h = \bar{J}(\theta)^{-1} [\vec{v}_h \quad \vec{v}_o]^T, \quad (5.8)$$

onde $\vec{v}_h = \vec{v}_{f,h} + \vec{v}_{v,h}$.

Em geral, os sinais de controle (5.5)-(5.6) são especificados com respeito ao sistema de coordenadas do efetuador \bar{E}_e e da base \bar{E}_b , respectivamente. Entretanto, é conveniente desacoplar as variáveis de controle, no espaço da restrição \mathcal{C} , onde a matriz de seleção assume uma forma diagonal com elementos 0 ou 1.

Portanto, considerando (5.5)-(5.6) com respeito ao sistema de coordenadas de restrição \bar{E}_s tem-se

$$(\bar{\mathbf{v}}_{f,h})_s = (S_{\perp})_s (\bar{\mathbf{v}}_f)_s, \quad (5.9)$$

$$(\bar{\mathbf{v}}_{v,h})_s = (S_{\parallel})_s (\bar{\mathbf{v}}_v)_s. \quad (5.10)$$

Assumindo que o Jacobiano é referido com respeito ao sistema de coordenadas do efetuador \bar{E}_e , as leis de controle de força e posição são mapeadas de volta para o espaço da ferramenta através da seguinte relação

$$(\bar{\mathbf{v}}_{f,h})_e = \hat{R}_{es}^T (S_{\perp})_s \hat{R}_{es} (\bar{\mathbf{v}}_f)_e, \quad (5.11)$$

$$(\bar{\mathbf{v}}_{v,h})_e = \hat{R}_{es}^T (S_{\parallel})_s \hat{R}_{es} (\bar{\mathbf{v}}_v)_e, \quad (5.12)$$

onde \hat{R}_{es} é matriz de orientação do sistema de coordenadas de restrição com respeito ao sistema de coordenadas do efetuador obtida a partir de medidas de força e deslocamento sobre a superfície. Nota-se que $(\hat{\cdot})$ é utilizado para distinguir a orientação estimada da orientação conhecida.

O diagrama em blocos ilustrado na Figura 5.3 apresenta uma estrutura de controle híbrido de força e visão para um manipulador robótico sobre superfícies desconhecidas.

5.5 Servovisão e Movimento Restrito

A partir do esquema híbrido proposto na seção anterior pode-se controlar um robô manipulador para rastrear assintoticamente uma trajetória desejada no plano da imagem, enquanto o efetuador exerce uma força de contato controlada sobre uma superfície de geometria desconhecida. Nesta seção, analisa-se o movimento restrito do robô baseado na *fusão* da informação visual obtida a partir de uma câmera fixa não-calibrada e de um sensor de força.

Considera-se o sistema de coordenadas da base \bar{E}_b e o sistema de coordenadas da câmera \bar{E}_c com eixo ótico não-perpendicular ao plano de trabalho do robô. Então, para um ponto P localizado no espaço de trabalho tem-se que

$$\bar{\mathbf{p}}_c = \bar{R} \bar{\mathbf{p}}_b + \bar{T}, \quad (5.13)$$

onde \vec{p}_c e \vec{p}_b são vetores de posição de P com respeito ao sistema de coordenadas da câmera e da base respectivamente; \bar{R} é um operador de rotação e \bar{T} um operador de translação. Sem perda de generalidade considera-se $\bar{T} = 0$.

A partir do modelo de projeção perspectiva apresentado na seção 4.2, as coordenadas de um ponto P no plano da imagem são dadas por

$$y_1 = f_0 \frac{x_1}{z}, \quad (5.14)$$

$$y_2 = f_0 \frac{x_2}{z}, \quad (5.15)$$

onde f_0 é a distância focal da câmera e $z = f_0 + z(p_b)$.

Diferenciando ambos os lados de (5.14)-(5.15) com respeito ao tempo e usando a relação (5.13) chega-se a

$$\begin{bmatrix} \dot{y}_1 \\ \dot{y}_2 \end{bmatrix} = \frac{1}{f_0 + z(p_b)} \begin{bmatrix} f_0 & 0 & -y_1 \\ 0 & f_0 & -y_2 \end{bmatrix} R \begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{z} \end{bmatrix}, \quad (5.16)$$

Assumindo que a superfície $\Psi(p)$ é desconhecida, pode-se estimar os parâmetros geométricos da restrição através das medidas de força e deslocamento. Então, sabendo que $f^T \dot{p} = 0$, a relação entre o movimento do efetuador sobre a superfície e a sua projeção perspectiva sobre o plano da imagem da câmera é dada por

$$\begin{bmatrix} \dot{y}_1 \\ \dot{y}_2 \end{bmatrix} = \frac{1}{f_0 + z(p_b)} \underbrace{\begin{bmatrix} f_0 & 0 & -y_1 \\ 0 & f_0 & -y_2 \end{bmatrix} R \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \\ \beta_1 & \beta_2 \end{bmatrix}}_M \begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{bmatrix}, \quad (5.17)$$

ou em uma forma mais compacta

$$\begin{bmatrix} \dot{y}_1 \\ \dot{y}_2 \end{bmatrix} = \frac{1}{f_0 + z(p_b)} M \begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{bmatrix}, \quad (5.18)$$

onde $\beta_1 = \frac{-f_x}{f_z}$ e $\beta_2 = \frac{-f_y}{f_z}$ são os parâmetros obtidos a partir das medidas do sensor de força. Nota-se que a variação de profundidade em $z(p_b)$ pode ser estimada, por exemplo, através da *área* da imagem de um alvo fixado no efetuador (Zachi et al., 2004). Então, desde que a câmera e a base do robô estejam fixas tem-se que R é constante. Portanto, a matriz M pode ser obtida através da informação proveniente do sistema de visão e do sensor de força respectivamente.

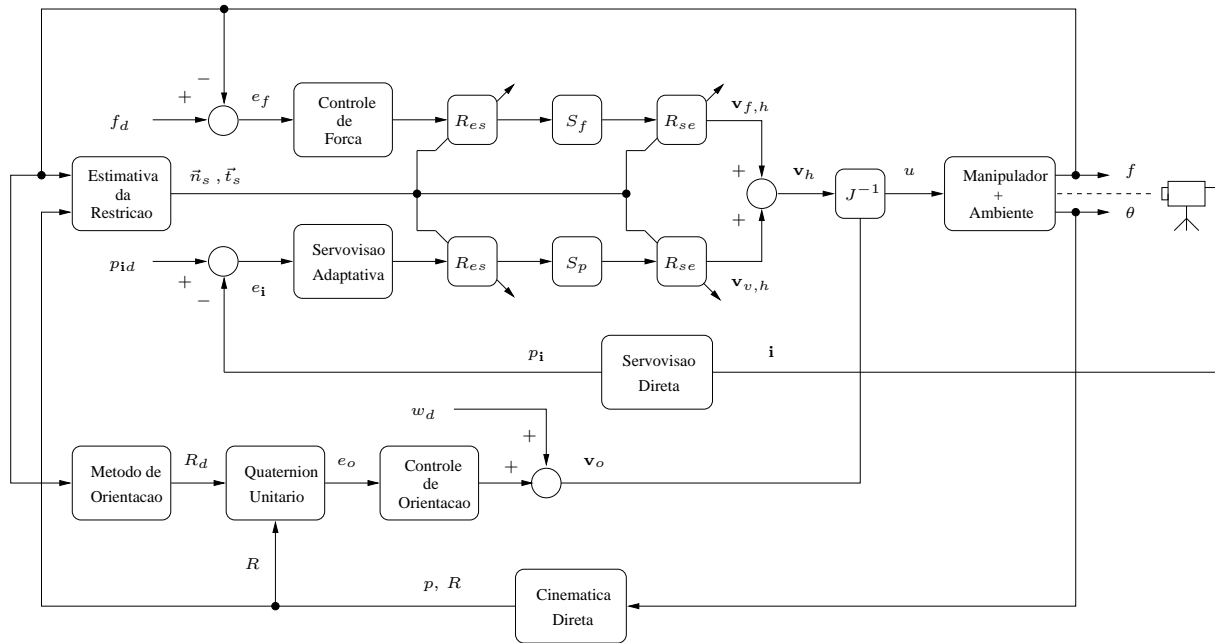


FIGURA 5.3: Diagrama em Blocos do Esquema de Controle Híbrido de Força e Visão para Superfícies Desconhecidas.

5.6 Conclusão

Neste capítulo, apresenta-se um método de controle híbrido de força e visão para um manipulador robótico na presença de superfícies suaves de geometria desconhecida e incertezas nos parâmetros de calibração da câmera. Uma relação entre a servovisão e o movimento restrito é apresentada baseada na *fusão* da informação visual obtida a partir de uma câmera fixa não-calibrada e de um sensor de força.

Capítulo 6

Resultados de Simulações

Neste capítulo, apresenta-se os modelos matemáticos adotados e os resultados de simulações obtidos com a implementação dos controladores híbridos desenvolvido nos capítulos 3 e 5 respectivamente.

As simulações foram realizadas em *Matlab* (The MathWorks, Inc.) utilizando o *toolbox* de Robótica (Corke, 1996), onde tentou-se recriar nos parâmetros de simulação as principais características do *hardware* e do ambiente de trabalho.

6.1 Modelos Matemáticos

Para a simulação do sistema de controle híbrido de força e movimento, os seguintes *modelos matemáticos* foram adotados:

6.1.1 Manipulador Robótico

Na servovisão utiliza-se o modelo de um robô manipulador de dois elos, baseado em equações de cinemática direta e diferencial dadas por

$$p(\theta) = [l_1 c_1 + l_2 c_{12} \quad l_1 s_1 + l_2 s_{12}]^T, \quad (6.1)$$

$$J(\theta) = \begin{bmatrix} -l_1 s_1 - l_2 s_{12} & -l_2 s_{12} \\ l_1 c_1 + l_2 c_{12} & l_2 c_{12} \end{bmatrix}, \quad (6.2)$$

onde $c_1 = \cos(\theta_1)$, $s_1 = \sin(\theta_1)$, $c_{12} = \cos(\theta_1 + \theta_2)$, $s_{12} = \sin(\theta_1 + \theta_2)$ e l_1, l_2 são os comprimentos dos elos 1 e 2 respectivamente.

Para as simulações de controle híbrido, o modelo do robô manipulador utilizado baseia-se no *modelo cinemático* de um manipulador robótico Zebra Zero (IMI Inc.), dado através dos parâmetros α_i , a_i , d_i e θ_i , segundo a convenção *standard* de Denavit-Hartenberg (Tabela 6.1)

| Junta i | a_i [mm] | α_i [rad] | d_i [mm] | θ_i [rad] |
|-----------|------------------|------------------|------------|------------------|
| 1 | $-\frac{\pi}{2}$ | 0 | 0 | 0 |
| 2 | 0 | l_1 | 0 | 0 |
| 3 | $-\frac{\pi}{2}$ | 0 | 0 | 0 |
| 4 | $\frac{\pi}{2}$ | 0 | l_2 | 0 |
| 5 | $-\frac{\pi}{2}$ | 0 | 0 | 0 |
| 6 | 0 | 0 | l_3 | 0 |

TABELA 6.1: Parâmetros de Denavit-Hartenberg para o Manipulador Zebra Zero.

onde l_3 é o comprimento da ferramenta acoplada ao punho do manipulador.

6.1.2 Superfícies de Restrição

As superfícies de restrição utilizadas são descritas através das seguintes equações:

- Plano: $x_s + \gamma_p y_s + c_p = 0$
- Cilindro: $(x_s - a_c)^2 + (y_s - b_c)^2 = r_c^2$

onde γ_p é o ângulo de inclinação do plano; c_p é uma constante; a_c e b_c são constantes indicando as coordenadas do centro do cilindro; r_c é o raio do cilindro;

6.1.3 Controle de Força

Para realizar o controle de força direta, foram utilizados os modelos de contato, descritos na seção 3.3. Considerando o modelo de contato sem atrito, as tarefas de interação serão realizadas sobre superfícies suaves planas e cilíndricas.

Nota-se que, na ausência de forças de atrito não é permitido incidir sobre uma superfície em direções diferentes da normal. Assim, para simular as interações sobre um

plano inclinado e um cilindro, deve-se considerar o problema de controle de orientação do efetuador sobre a superfície.

6.1.3.1 Modelo de Força

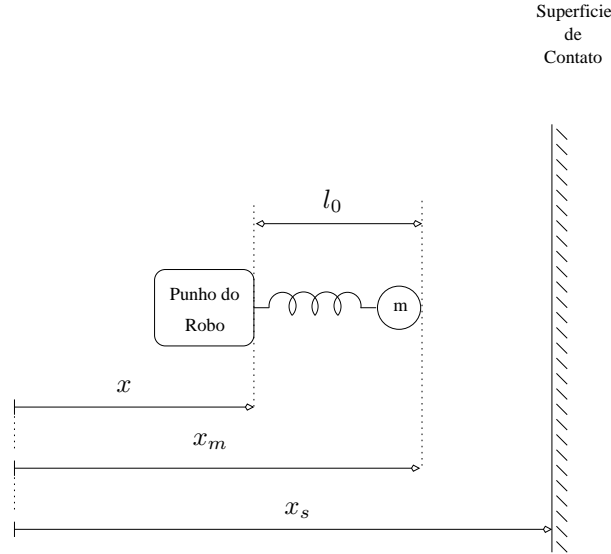


FIGURA 6.1: Modelagem da Força no Efetuador e da Força de Contato.

A força no efetuador é modelada pela seguinte expressão

$$F_e = K_m (x_m - l_0 - x), \quad (6.3)$$

onde K_m [N/mm] é a constante elástica da mola; l_0 [mm] é o comprimento livre da mola; x [mm] é a posição do punho do manipulador; e x_m [mm] é a posição da extremidade da mola onde encontra-se a ferramenta de massa m [kg];

A força de contato com a superfície é modelada por

$$F_c = \begin{cases} -K_s (x_m - x_s), & x_m > x_s \\ 0, & x_m \leq x_s \end{cases} \quad (6.4)$$

onde K_s [N/mm] é a rigidez da superfície de contato; e x_s [mm] é a posição da superfície de contato.

Considerando as forças modeladas em (6.3) e os coeficientes de amortecimento da mola, a dinâmica do movimento livre da ferramenta pode ser descrita por:

$$m \ddot{x}_m = -F_e - B_m (\dot{x}_m - \dot{x}_b), \quad (6.5)$$

onde B_m [N/mm·s] é o coeficiente de amortecimento da mola.

Por outro lado, considerando as forças modeladas em (6.3) e (6.4), e os coeficientes de amortecimento da mola e da superfície, a dinâmica do movimento da ferramenta sobre a superfície pode ser descrita por:

$$m \ddot{x}_m = F_c - F_e - B_m (\dot{x}_m - \dot{x}_b) - B_s \dot{x}_m, \quad (6.6)$$

onde B_s [N/mm·s] é o coeficiente de amortecimento da superfície.

6.1.3.2 Modelo de Contato com Atrito

De acordo com o modelo de contato com atrito apresentado na seção 3.3, a força de atrito pode ser descrita por

$$f_t = -\text{sgn}(v) \mu_k f_n,$$

onde v é a velocidade linear do efetuador, μ_k é o coeficiente de atrito cinético e f_n é a componente de força normal.

6.1.4 Controle de Posição

Para realizar o controle de posicionamento, as seguintes leis de controle foram utilizadas

- Proporcional + Integral: $\mathbf{v}_p = K_p [e_p + \frac{1}{T_p} \int_0^t e_p(\sigma) d\sigma]$
- Proporcional + *Feedforward*: $\mathbf{v}_p = K_p e_p + \dot{p}_d$

6.1.5 Servovisão

Para as simulações de servovisão, adota-se como modelo matemático, a transformação de coordenadas entre o espaço de trabalho e a imagem da câmera obtida

em (4.11) dada por

$$p_i = K_P(p_b) p_b, \quad (6.7)$$

com

$$K_P(p_b) = \frac{f_0}{f_0 + z(p_b)} \begin{bmatrix} \alpha_1 & 0 \\ 0 & \alpha_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \cos(\varphi) & -\sin(\varphi) \\ \sin(\varphi) & \cos(\varphi) \end{bmatrix}, \quad (6.8)$$

e

$$z(p_b) = z_0 + \epsilon (c_v^T p_b), \quad c_v = [a_v \ b_v]^T \quad (6.9)$$

onde p_i [pixels] é a posição do efetuador no sistema de coordenadas da imagem da câmera; p_b [mm] é a posição do efetuador no espaço de trabalho; φ [rad] é o ângulo de rotação da câmera em torno do eixo ótico; f_0 [mm] é a distância focal da câmera; $z(p_b)$ [mm] é a profundidade relativa medida entre o plano da imagem e o espaço de trabalho do robô e α_1, α_2 [pixels/mm] são fatores de escala da câmera; Os valores numéricos para f_0 , α_1 e α_2 , utilizados na transformação (6.8), são idênticos aos encontrados em uma câmera CCD Hitachi KPD-50 (Hitachi Ltd.).

Considerando movimentos do efetuador sobre uma superfície plana virtual, inclinada em torno do eixo x ($a_v = 1$, $b_v = 0$), o valor numérico para ϵ foi escolhido a fim de que a distorção nas dimensões da imagem devido a projeção da perspectiva, fosse completamente caracterizada.

As leis de controle via servovisão adaptativa são dadas por:

$$v_1 = \Theta_1^T w_1, \quad v_2 = \Theta_2 w_2, \quad (6.10)$$

onde Θ_1, Θ_2 são os vetores de parâmetros e w_1, w_2 são os vetores regressores dados por

$$w_1 = [v_2 \ \rho_{c1} \ \rho_{c2} \ \vdots \ v_2 y_1 \ v_2 y_2 \ \rho_{c1} y_1 \ \rho_{c1} y_2 \ \rho_{c2} y_1 \ \rho_{c2} y_2]^T,$$

$$w_2 = [\rho_{c1} \ \rho_{c2} \ \vdots \ \rho_{c1} y_1 \ \rho_{c2} y_2 \ \rho_{c2} y_1 \ \rho_{c2} y_2]^T,$$

$$\rho_{cj} = (r_{ij} - y_j), \quad (j = 1, 2).$$

O modelo de referência utilizado é descrito por:

$$\dot{p}_{id} = -\Lambda p_{id} + \Lambda r_i, \quad (6.11)$$

onde $\Lambda = \lambda I$ e a trajetória de referência desejada consiste em uma *figura de lissajous* dada por

$$r_i = R_i [\cos(\omega_n t) \ \text{sen}(2\omega_n t)] \quad (6.12)$$

onde R_i é o raio da figura em *pixels* e ω_n é a velocidade angular da trajetória.

6.1.6 Controle de Orientação

Nas simulações envolvendo controle de orientação, adotou-se a representação de orientação quaternion unitário. Assim, a orientação medida R e a orientação desejada R_d são dadas respectivamente pelos quaternions associados q e q_d , descritos por

$$q = (q_s, q_v), \quad q_d = (q_{sd}, q_{vd}).$$

O erro de orientação é dado, através do enfoque do corpo, pela matriz de rotação $R_\phi = R^T R_d$, ou expresso em termos do quaternion $e_q = (e_{q_s}, e_{q_v})$ onde

$$e_q = q^{-1} * q_d.$$

Sabendo que $e_q = (1, 0)$, uma vez que R e R_d estão alinhados é apropriado utilizar o erro de orientação dado por

$$e_o = e_{q_v} = q_{sd} q_v - q_s q_{vd} - \mathcal{S}(q_{vd}) q_v,$$

onde $\mathcal{S}(\cdot)$ é operador anti-simétrico descrito no Apêndice A.

A lei de controle de orientação é dada por

$$\mathbf{v}_o = \omega_d + K_o e_o,$$

onde K_o é a matriz de ganho de orientação e ω_d é a velocidade angular desejada dada através da relação

$$\omega_d = \omega_m = 2 J_R^T(q) \dot{q}_m,$$

onde $J_R(q)$ é o jacobiano da representação e \dot{q}_m é dado pelo modelo de referência

$$\dot{q}_m = -\Lambda q_m + \Lambda q_d.$$

6.2 Parâmetros de Simulação

| Variável | Valor | Unidade | Variável | Valor | Unidade |
|----------------------|--------------------|-----------|-------------|--------------------|-----------|
| l_0 | 46 | mm | m | 15 | g |
| K_m | 640 | N/m | K_s | 10^3 | N/m |
| B_m | 50 | N/m·s | B_s | 150 | N/m·s |
| γ_p | $\frac{\pi}{8}$ | rad | F_d | 0,8 | kgf |
| K_f | 10 | — | T_f | 1 | — |
| K_p | 20 | — | K_o | 10 | — |
| α_1 | 119 | pixels/mm | α_2 | 102 | pixels/mm |
| f_0 | 6 | mm | z_0 | 1 | m |
| φ | $\frac{\pi}{4}$ | rad | λ | 1 | - |
| γ_1 | 8×10^{-3} | - | γ_2 | 8×10^{-3} | - |
| γ_3 | 1×10^{-7} | - | γ_4 | 1×10^{-7} | - |
| l_1 | 279,4 | mm | l_2 | 228,6 | mm |
| l_3 | 92,3 | mm | \hat{l}_2 | 251,5 | mm |
| μ_s | 0,15 | — | μ_k | 0,1 | — |
| σ_x, σ_y | 5×10^{-3} | — | σ_z | 2×10^{-3} | — |

TABELA 6.2: Parâmetros de Simulação - Sistema de Controle Híbrido de Força e Posição.

6.3 Resultados de Simulação

Nesta seção, apresenta-se resultados de simulação para ilustrar o desempenho e a viabilidade dos controladores híbridos propostos.

6.3.1 Controle Híbrido de Força e Posição

As tarefas para o controlador híbrido de força e posição desenvolvido são realizadas sobre superfícies suaves conhecidas e desconhecidas. Para ambos os casos as superfícies de interesse são um plano inclinado e um cilindro circular reto. A trajetória

de referência escolhida é uma *circunferência* dada pela equação

$$p_d = R_c[\cos(\omega_n t) \quad \text{sen}(\omega_n t)],$$

onde $R_c = 50$ [mm] é o raio da circunferência e $\omega_n = \frac{\pi}{5}$ [rad/s] é a velocidade angular de rastreamento da trajetória.

6.3.1.1 Superfície Plana Conhecida

A Figura 6.2 apresenta a evolução no tempo da posição do efetuador e do erro de posição durante a execução da tarefa. O comportamento da força no efetuador e do erro de força é ilustrado na Figura 6.3, onde pode-se perceber que o erro tende para um pequeno conjunto residual em regime permanente. Os sinais de controle híbrido de força e posição são apresentados na Figura 6.4.

A orientação do efetuador sobre a superfície, representada através do quaternion unitário, é ilustrada na Figura 6.5. O sinal de controle de orientação e o erro de orientação são mostrados na Figura 6.6. As velocidades e os ângulos das juntas são ilustradas nas Figuras 6.7 e 6.8 respectivamente. O rastreamento da trajetória circular é apresentado na Figura 6.9. Na Figura 6.10 pode-se verificar a trajetória realizada pelo efetuador sobre uma superfície plana inclinada localizada no espaço de trabalho.

6.3.1.2 Superfície Plana Desconhecida

Nesta seção, apresenta-se o desempenho do controlador híbrido de força e posição considerando a interação do manipulador sobre uma superfície plana *não-conhecida* e a presença de *atrito* e *ruído de medição*. Os coeficientes de atrito estático e cinético considerados baseiam-se no valores de coeficientes estabelecidos de acordo com a Tabela 3.1. A variância na medição de força é baseada na variância obtida em um sensor de força JR3 (JR3 Inc.) utilizado no ensaio experimental.

A Figura 6.11 ilustra a evolução no tempo da posição do efetuador e do erro de posição durante a execução da tarefa. O comportamento da força no efetuador e do erro de força é apresentado na Figura 6.12, onde pode-se perceber o ruído de medição inserido no modelo de força. Os sinais de controle híbrido de força e posição são apresentados na Figura 6.13.

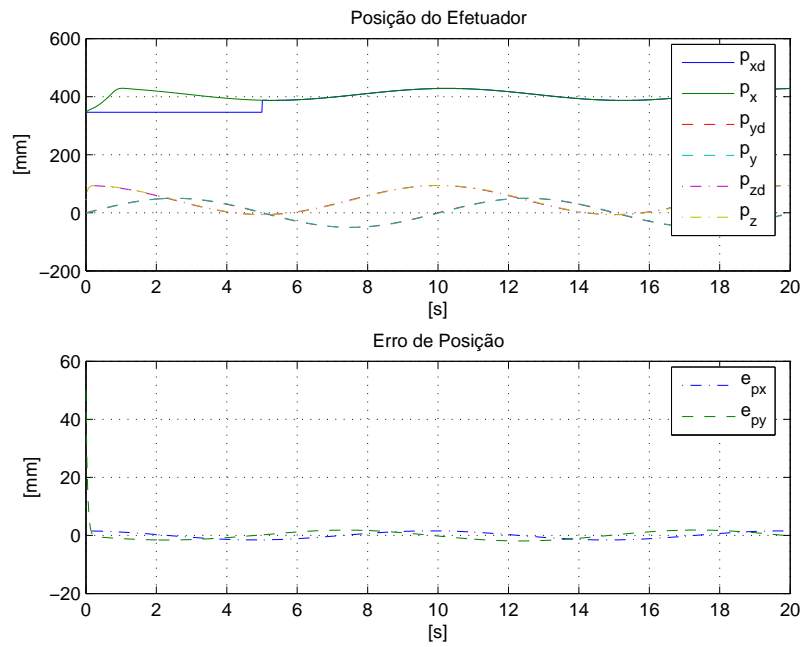


FIGURA 6.2: Resultado de Simulação: Posição do Efetuador e Erro de Posição - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Conhecida.

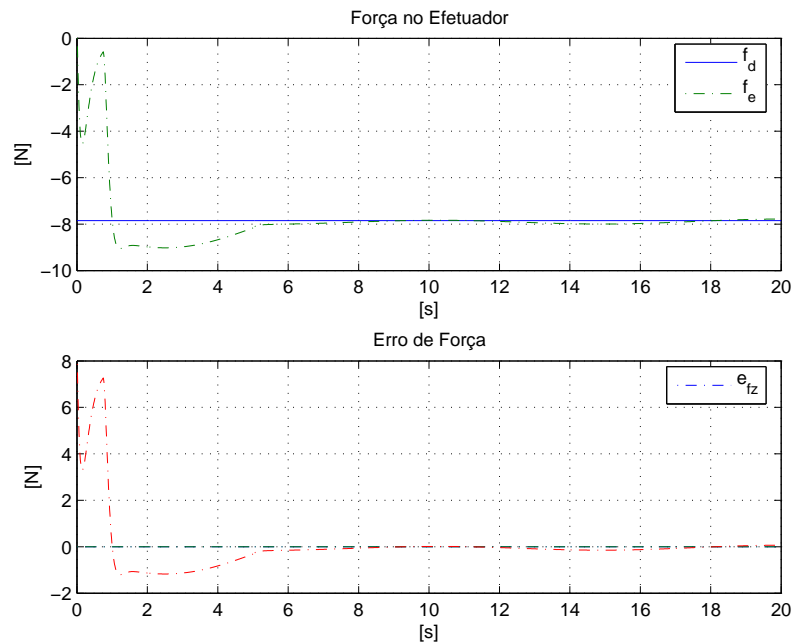


FIGURA 6.3: Resultado de Simulação: Força no Efetuador e Erro de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Conhecida.

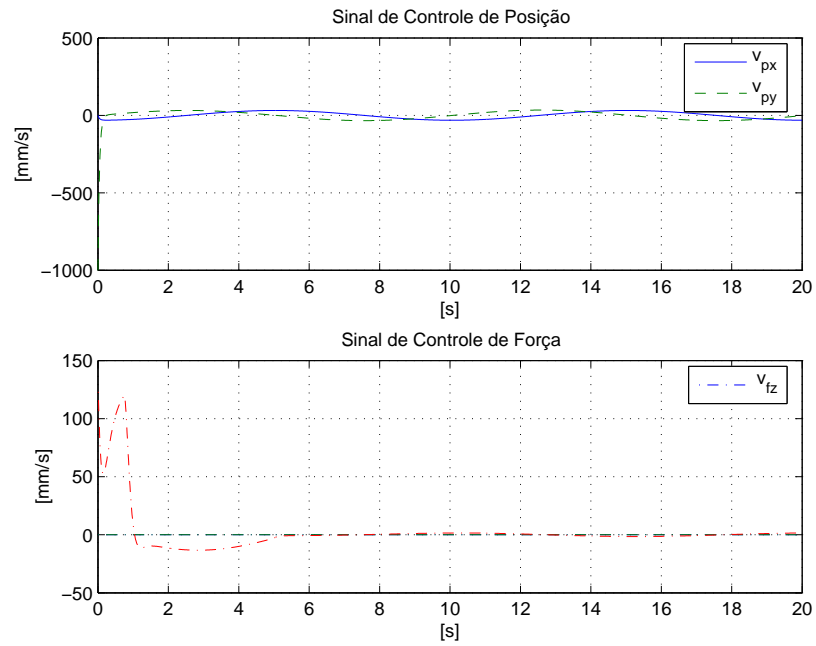


FIGURA 6.4: Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Posição e Sinal de Controle de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Conhecida.

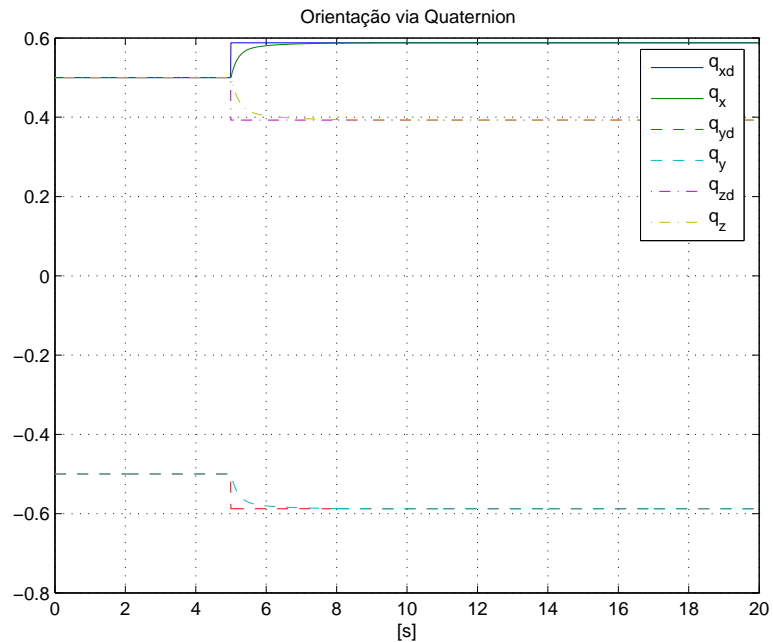


FIGURA 6.5: Resultado de Simulação: Orientação via Quaternion - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Conhecida.

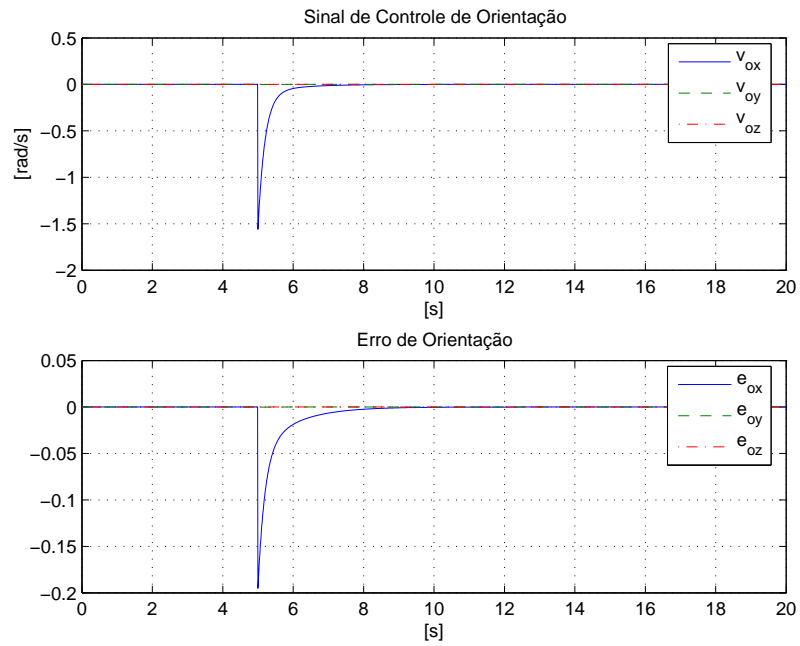


FIGURA 6.6: Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Orientação e Erro de Orientação - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Conhecida.

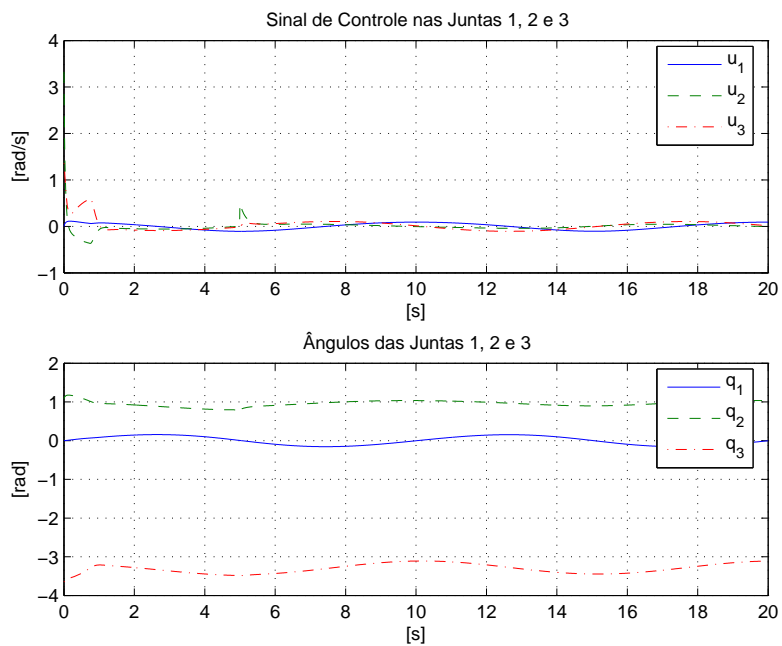


FIGURA 6.7: Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 1, 2 e 3, e Ângulos das Juntas 1, 2 e 3 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Conhecida.

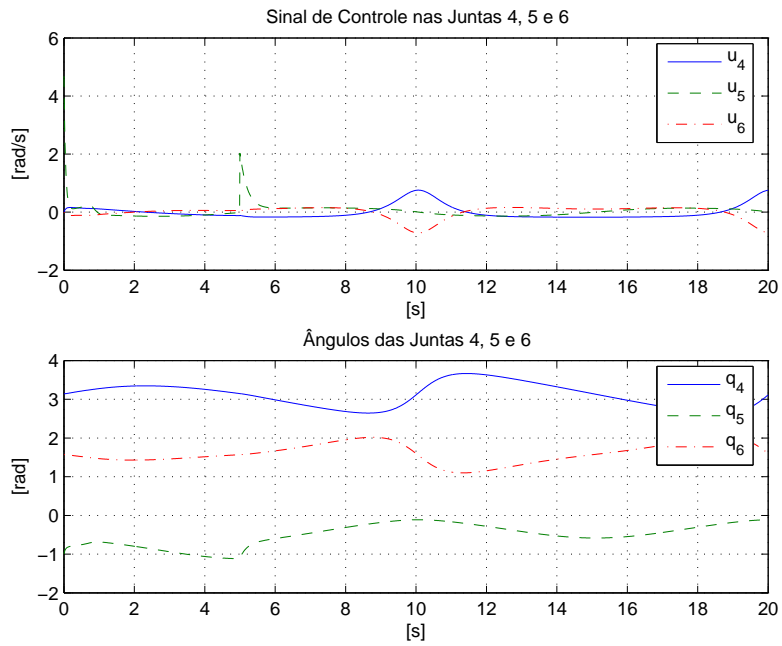


FIGURA 6.8: Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 4, 5 e 6, e Ângulos das Juntas 4, 5 e 6 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Conhecida.

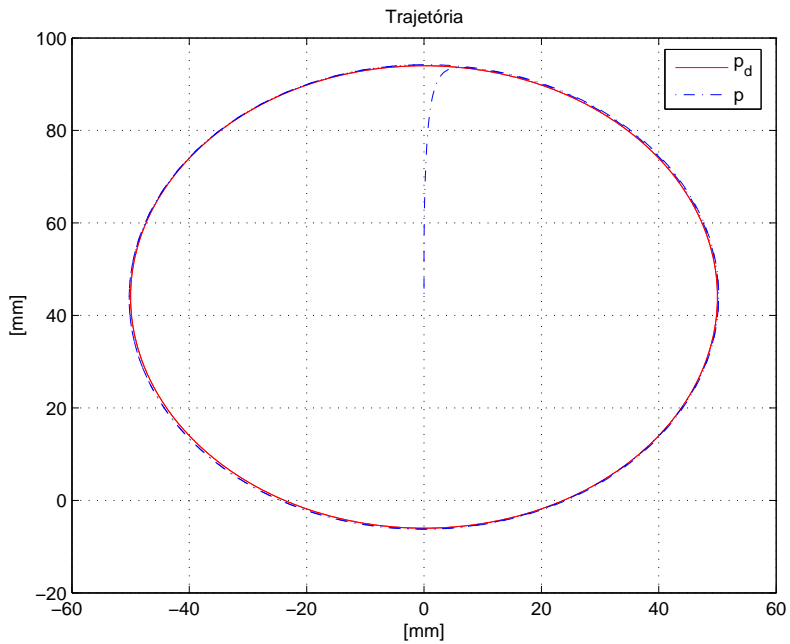


FIGURA 6.9: Resultado de Simulação: Rastreamento da Trajetória - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Conhecida.

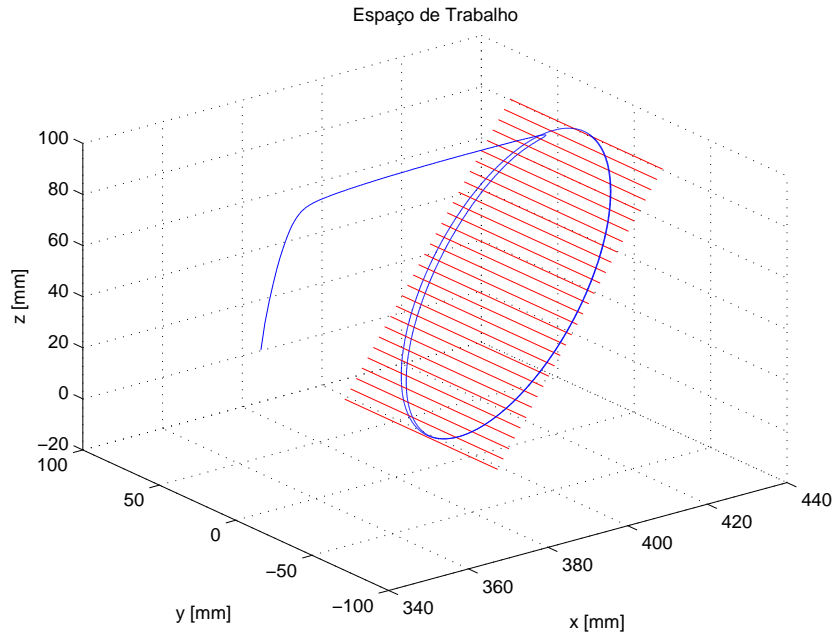


FIGURA 6.10: Resultado de Simulação: Trajetória no Espaço de Trabalho - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Conhecida.

A orientação do efetuador sobre a superfície, representada através do quaternion unitário, é ilustrada na Figura 6.14. O sinal de controle de orientação e o erro de orientação são mostrados na Figura 6.15, onde pode-se observar a presença do ruído de medição inserido na simulação. As velocidades e os ângulos das juntas são ilustradas nas Figuras 6.16 e 6.17 respectivamente. O rastreamento da trajetória circular é apresentado na Figura 6.18. Na Figura 6.19 pode-se verificar a trajetória realizada pelo efetuador sobre uma superfície plana desconhecida localizada no espaço de trabalho.

6.3.1.3 Superfície Cilíndrica Desconhecida

Nesta seção, apresenta-se os resultados de simulação obtidos considerando a interação do manipulador sobre uma superfície cilíndrica desconhecida. A Figura 6.20 ilustra a evolução no tempo da posição do efetuador e do erro de posição durante a execução da tarefa. O comportamento da força no efetuador e do erro de força é apresentado na Figura 6.21, onde pode-se perceber que o erro tende para um pequeno conjunto residual em regime permanente. Os sinais de controle híbrido de força e posição são ilustrados na Figura 6.22.

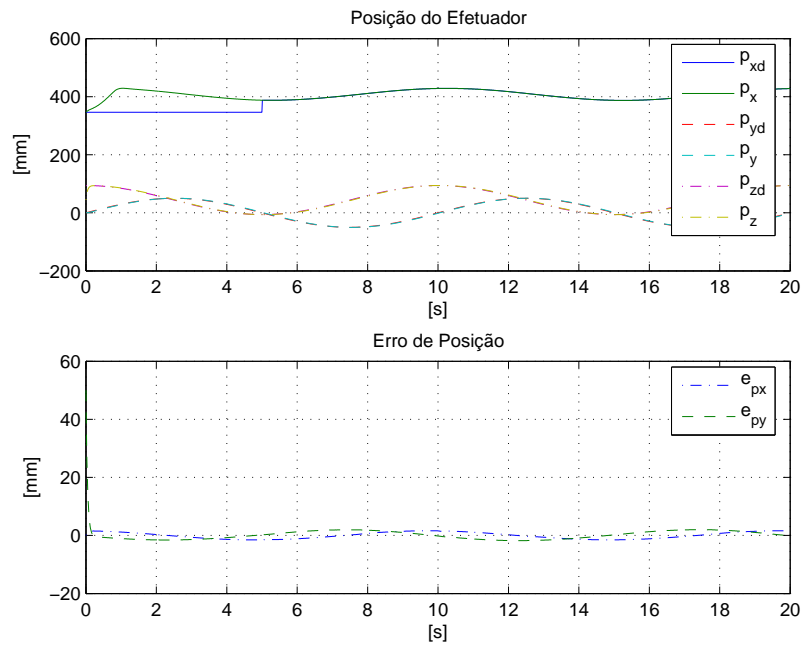


FIGURA 6.11: Resultado de Simulação: Posição do Efetuador e Erro de Posição - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

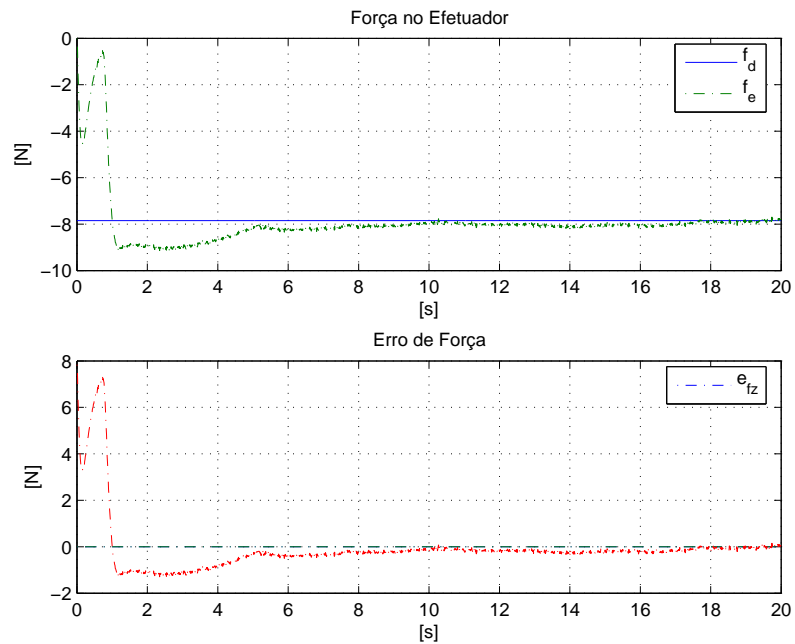


FIGURA 6.12: Resultado de Simulação: Força no Efetuador e Erro de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

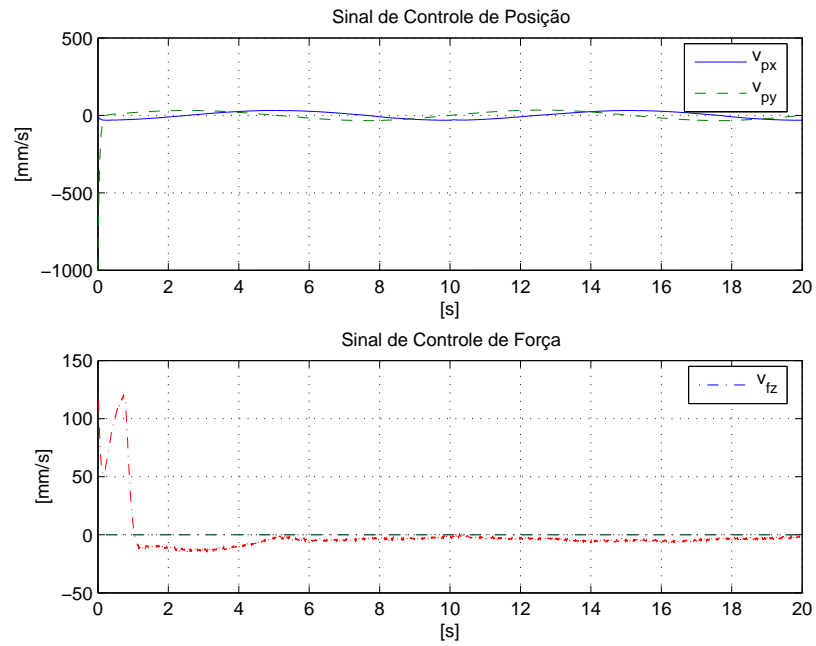


FIGURA 6.13: Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Posição e Sinal de Controle de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

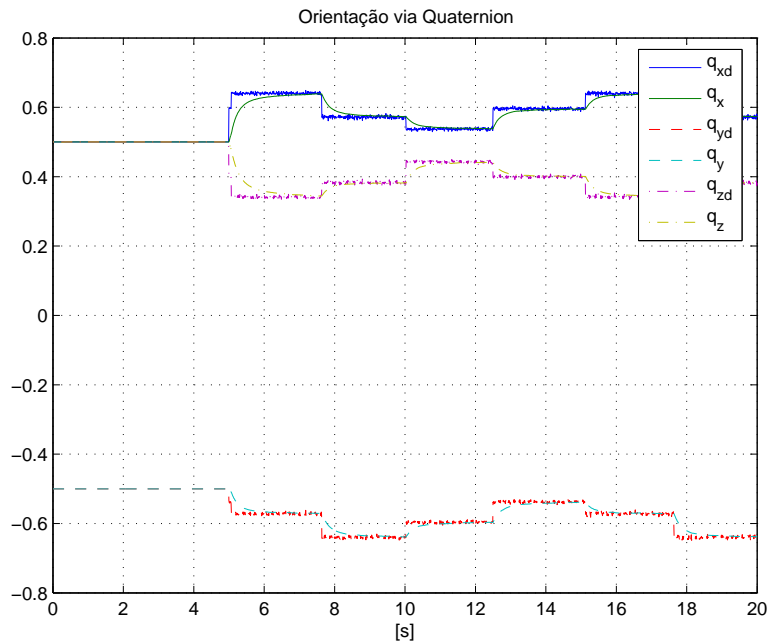


FIGURA 6.14: Resultado de Simulação: Orientação - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

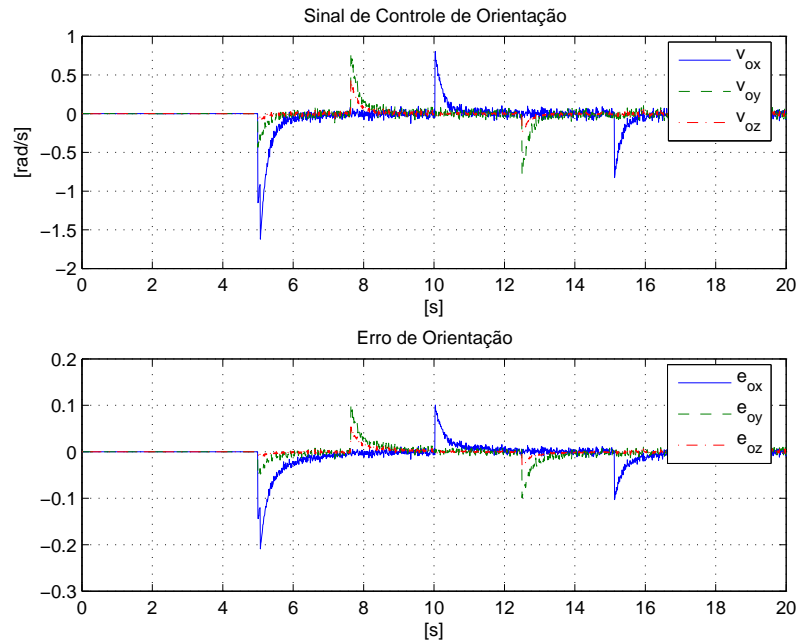


FIGURA 6.15: Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Orientação e Erro de Orientação - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

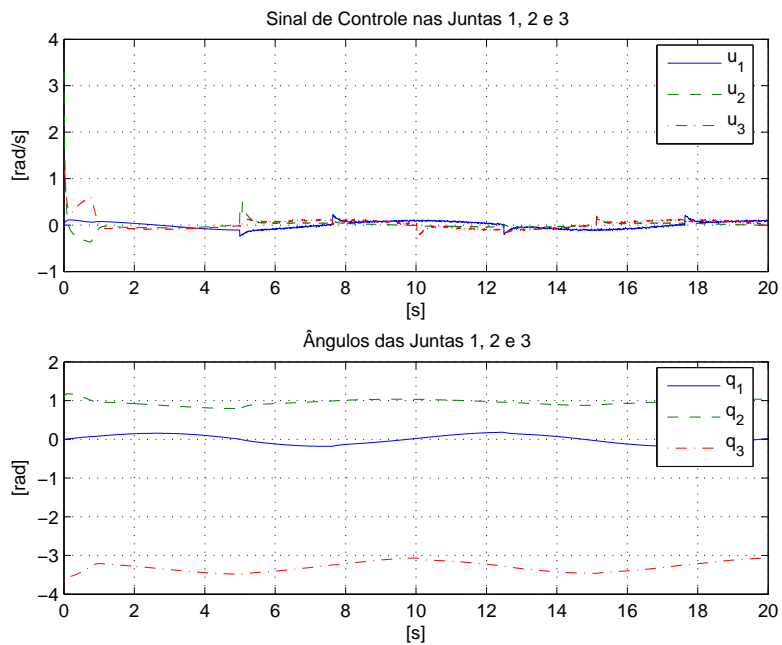


FIGURA 6.16: Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 1, 2 e 3, e Ângulos das Juntas 1, 2 e 3 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

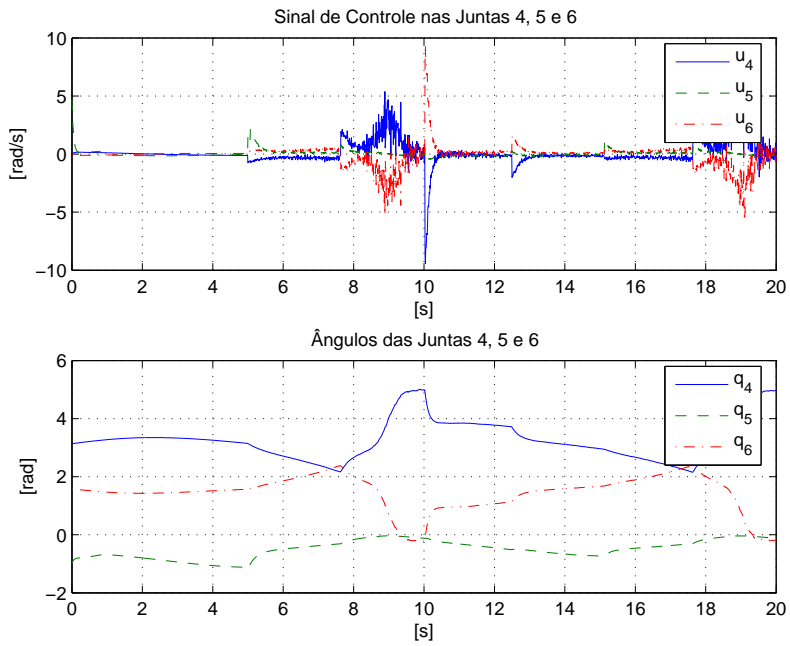


FIGURA 6.17: Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 4, 5 e 6, e Ângulos das Juntas 4, 5 e 6 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

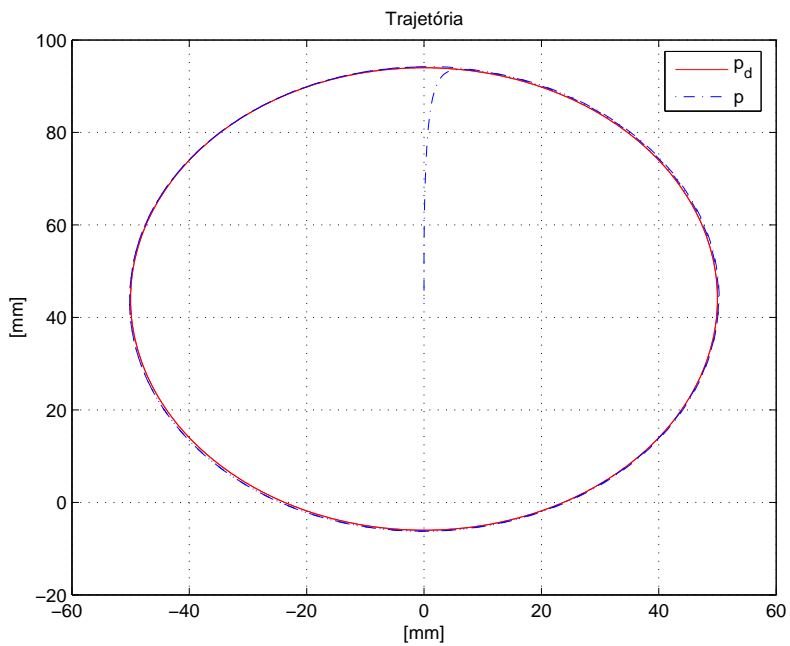


FIGURA 6.18: Resultado de Simulação: Rastreamento da Trajetória - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

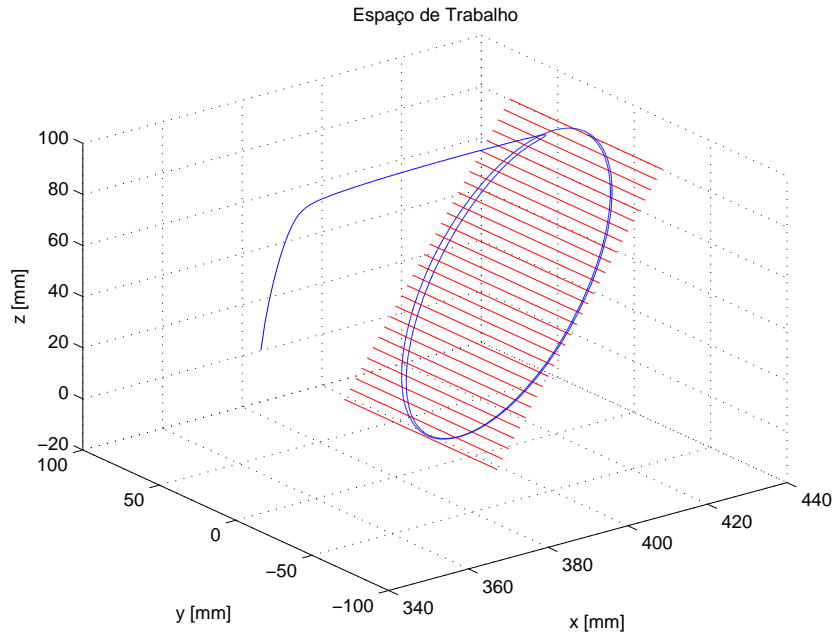


FIGURA 6.19: Resultado de Simulação: Trajetória no Espaço de Trabalho - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

A orientação do efetuador sobre a superfície, representada através do quaternion unitário, é ilustrada na Figura 6.23. O sinal de controle de orientação e o erro de orientação são mostrados na Figura 6.24, onde pode-se observar a mudança na orientação do efetuador durante a interação sobre a superfície. As velocidades e os ângulos das juntas são ilustradas nas Figuras 6.25 e 6.26 respectivamente. O rastreamento da trajetória circular é apresentado na Figura 6.27. Na Figura 6.28 pode-se verificar a trajetória realizada sobre uma superfície cilíndrica localizada no espaço de trabalho.

6.3.1.4 Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição

Nesta seção, apresenta-se o desempenho do controlador híbrido de força e posição sobre uma superfície cilíndrica não-conhecida na presença de *atrito* e *ruído de medição*. A Figura 6.29 apresenta a evolução no tempo da posição do efetuador e do erro de posição durante a execução da tarefa. O comportamento da força no efetuador e do erro de força é ilustrado na Figura 6.30, onde pode-se verificar que o erro tende para um pequeno conjunto residual em regime permanente.

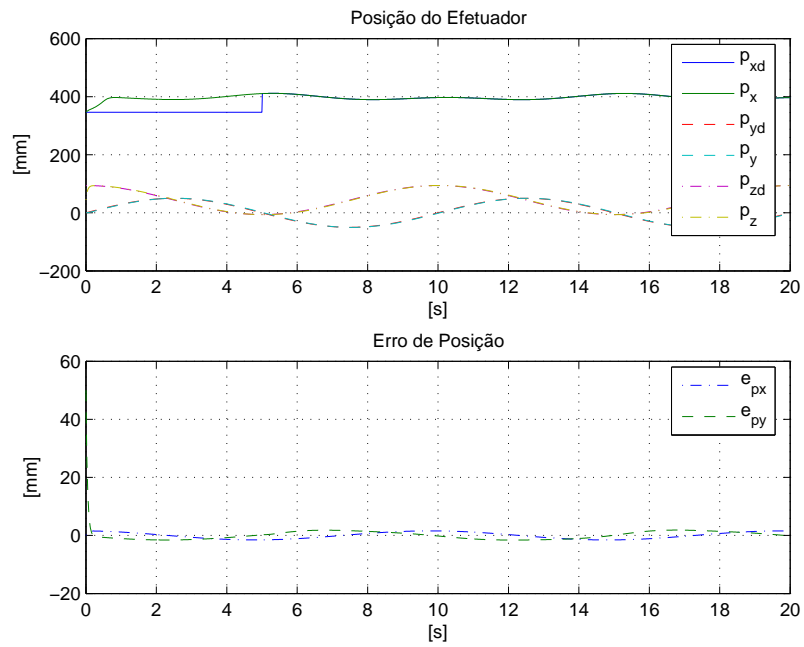


FIGURA 6.20: Resultado de Simulação: Posição do Efetuador e Erro de Posição - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

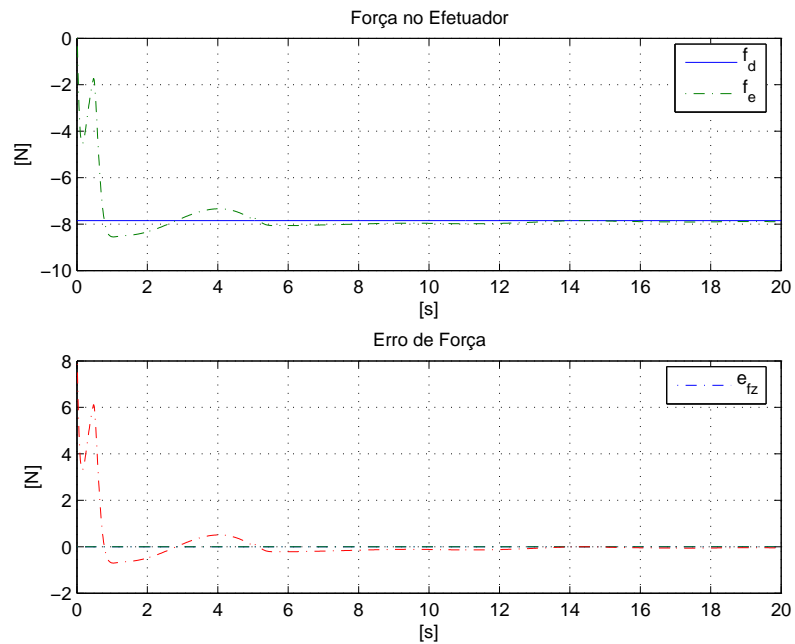


FIGURA 6.21: Resultado de Simulação: Força no Efetuador e Erro de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

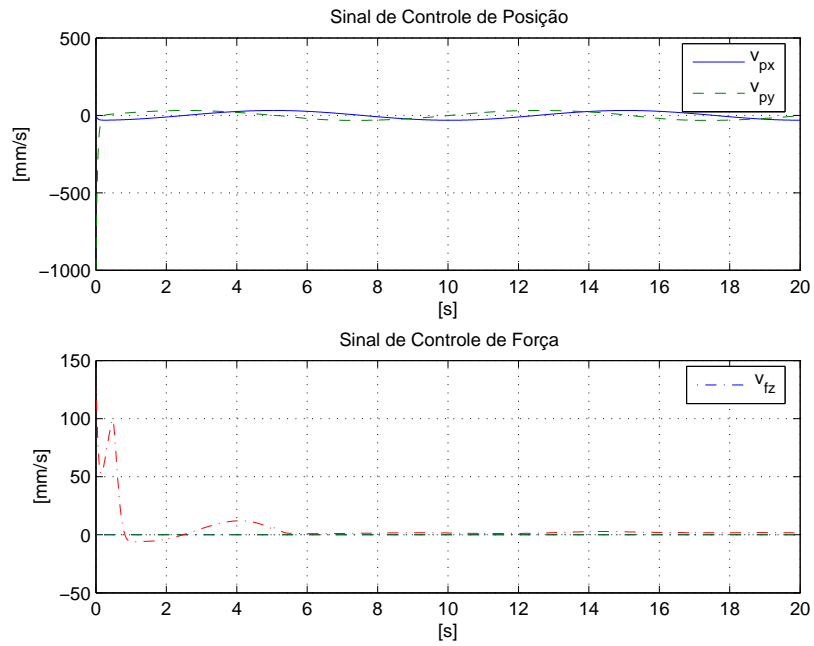


FIGURA 6.22: Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Posição e Sinal de Controle de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

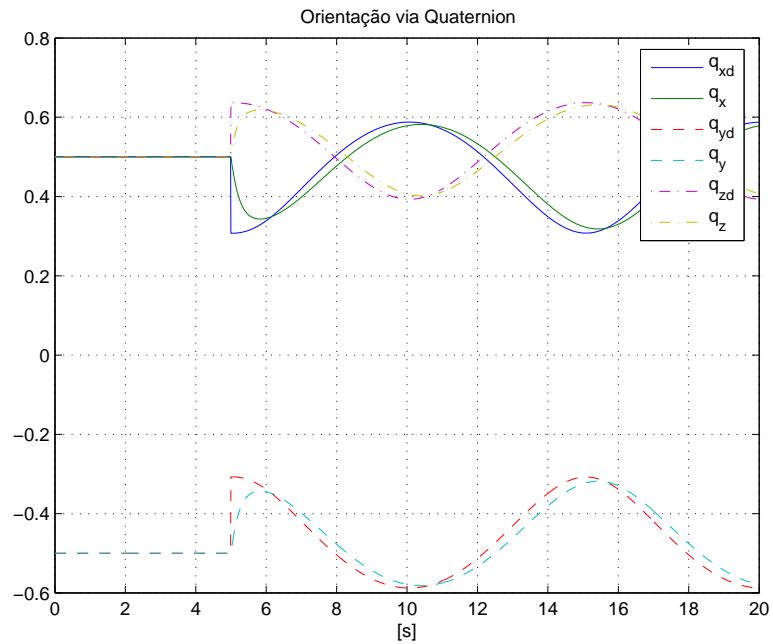


FIGURA 6.23: Resultado de Simulação: Orientação via Quaternion - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

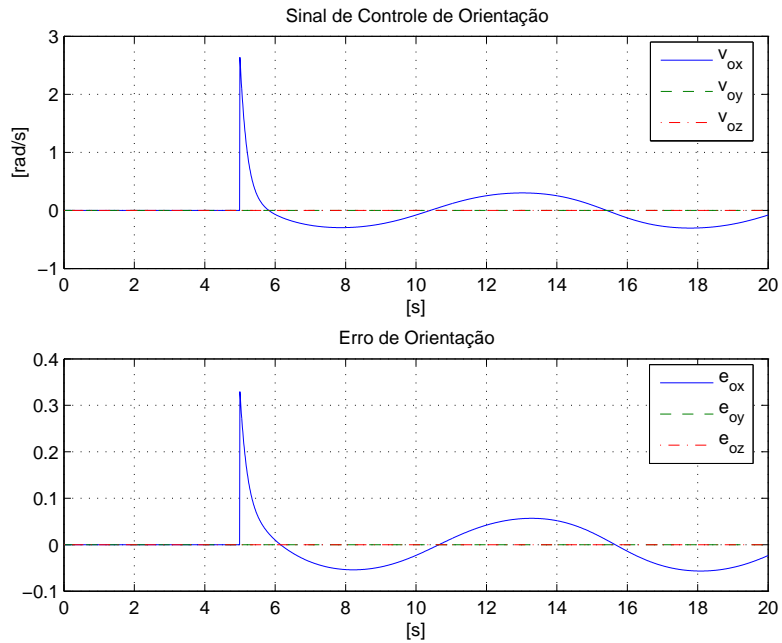


FIGURA 6.24: Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Orientação e Erro de Orientação - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

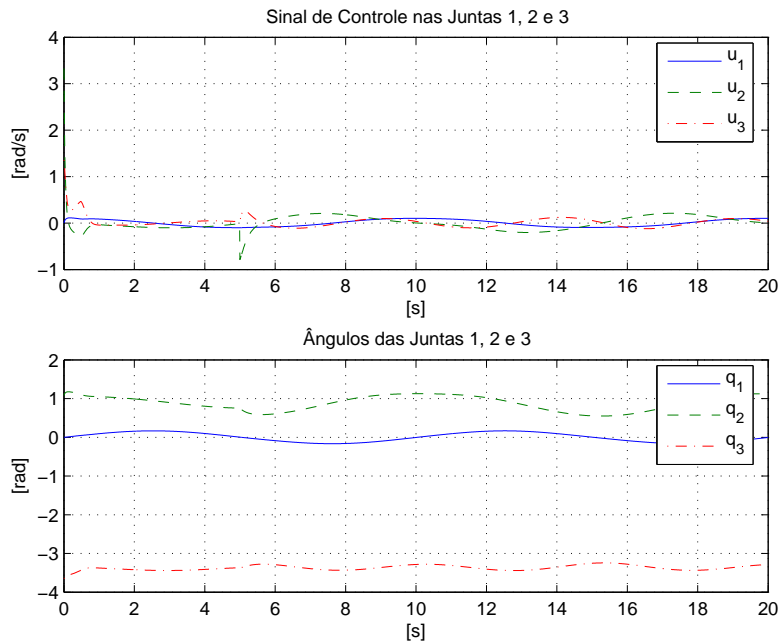


FIGURA 6.25: Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 1, 2 e 3, e Ângulos das Juntas 1, 2 e 3 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

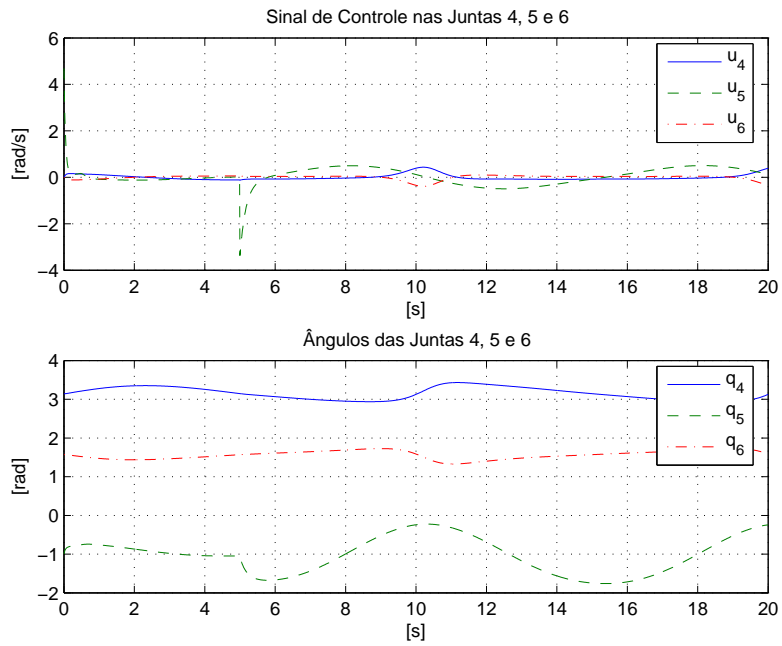


FIGURA 6.26: Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 4, 5 e 6, e Ângulos das Juntas 4, 5 e 6 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

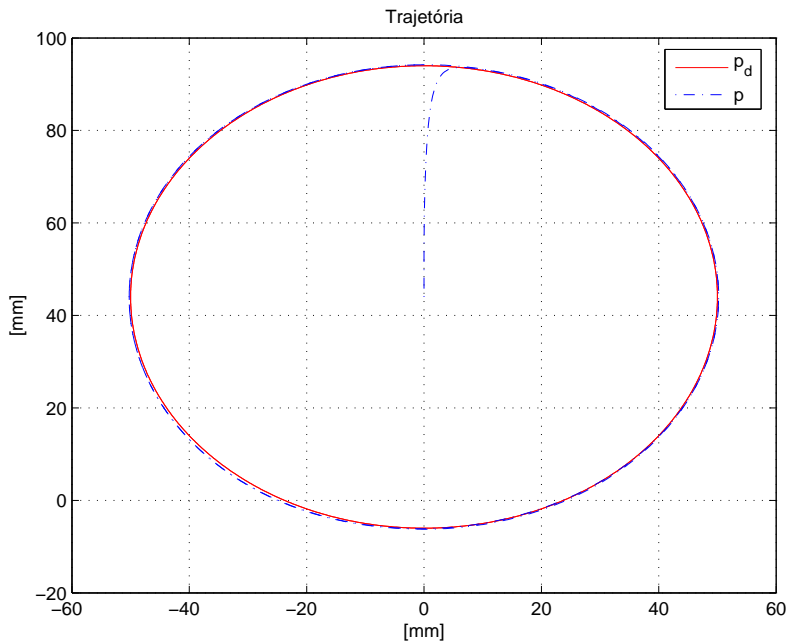


FIGURA 6.27: Resultado de Simulação: Rastreamento da Trajetória - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

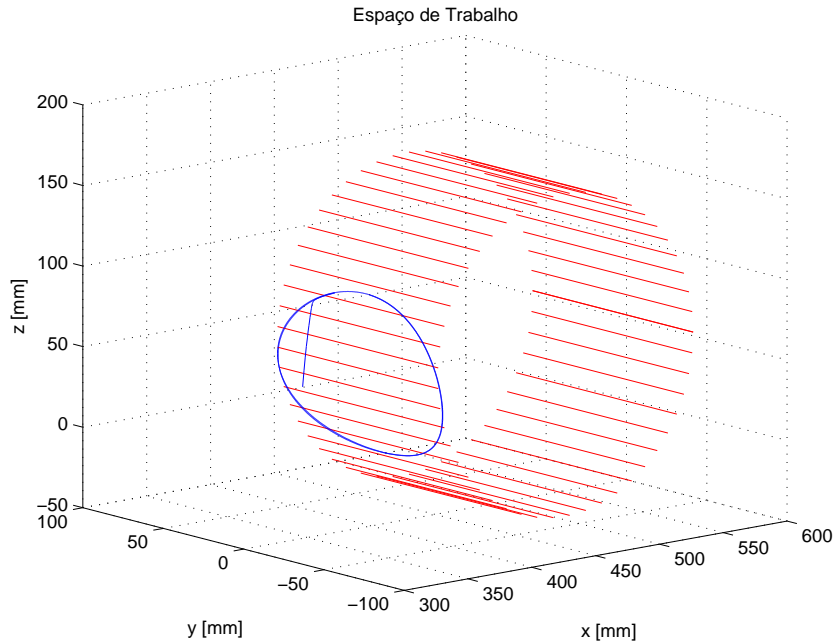


FIGURA 6.28: Resultado de Simulação: Trajetória no Espaço de Trabalho - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

Os sinais de controle híbrido de força e posição são apresentados na Figura 6.31. A orientação do efetuador sobre a superfície, representada através do quaternion unitário, é ilustrada na Figura 6.32, onde pode-se observar a presença do atrito e do ruído de medição. O sinal de controle de orientação e o erro de orientação são mostrados na Figura 6.33. As velocidades e os ângulos das juntas são apresentadas nas Figuras 6.34 e 6.35 respectivamente. O rastreamento da trajetória circular é apresentado na Figura 6.36. A trajetória realizada pelo efetuador sobre uma superfície cilíndrica localizada no espaço de trabalho é ilustrada na Figura 6.37.

6.3.2 Controle Híbrido de Força e Visão

As tarefas para o controlador híbrido de força e visão apresentado são realizadas sobre superfícies suaves de geometria desconhecidas. Neste caso, as superfícies consideradas são um plano inclinado e um cilindro circular reto. As simulações são realizadas considerando a presença de incertezas na cinemática do manipulador e nos parâmetros de calibração de câmera.

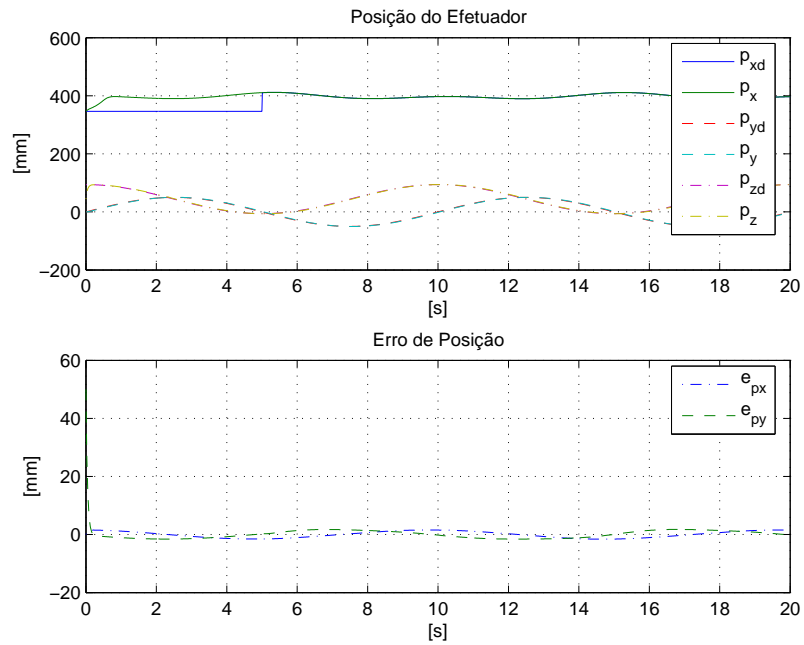


FIGURA 6.29: Resultado de Simulação: Posição do Efetuador e Erro de Posição - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição.

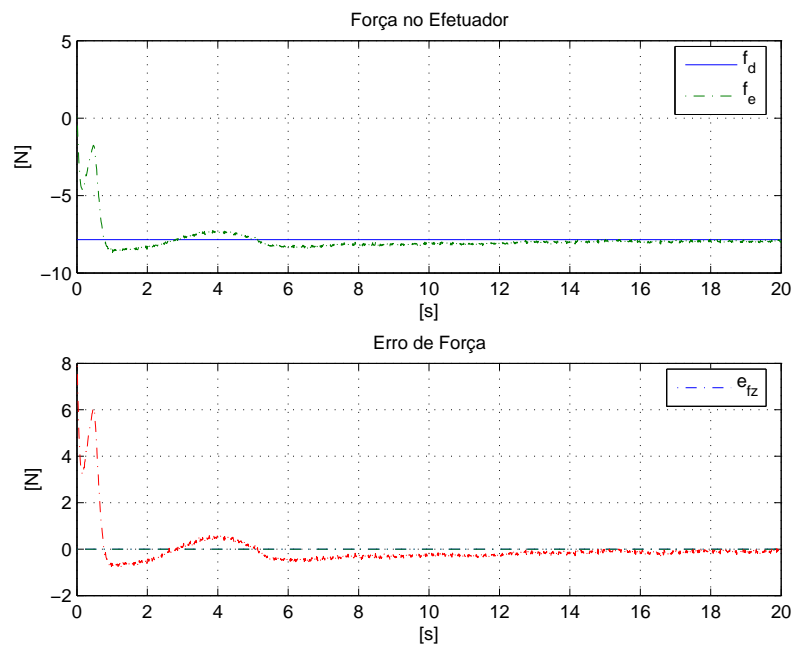


FIGURA 6.30: Resultado de Simulação: Força no Efetuador e Erro de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição.

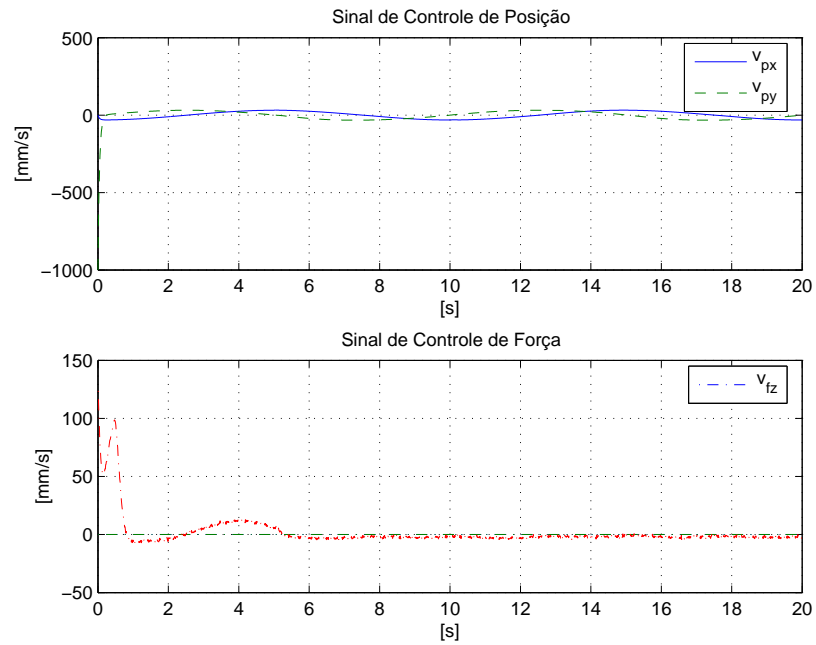


FIGURA 6.31: Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Posição e Sinal de Controle de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição.

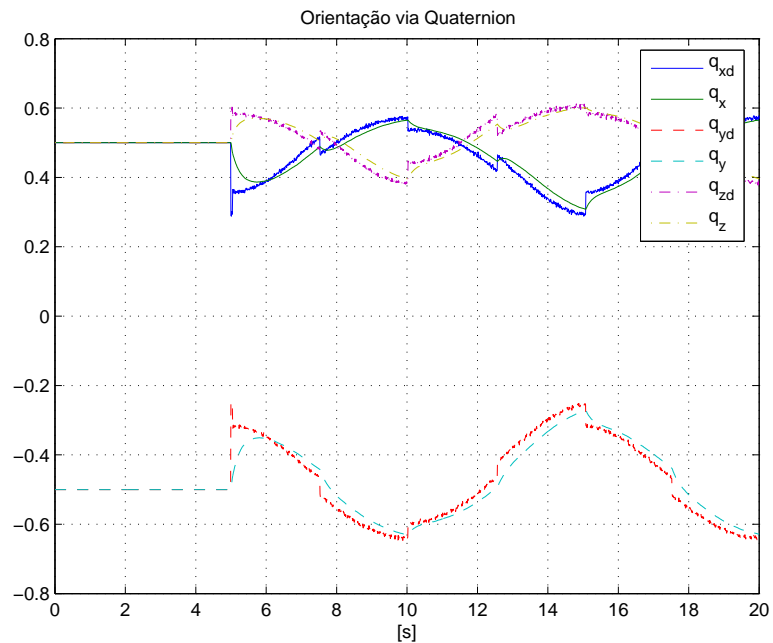


FIGURA 6.32: Resultado de Simulação: Orientação via Quaternion - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição.

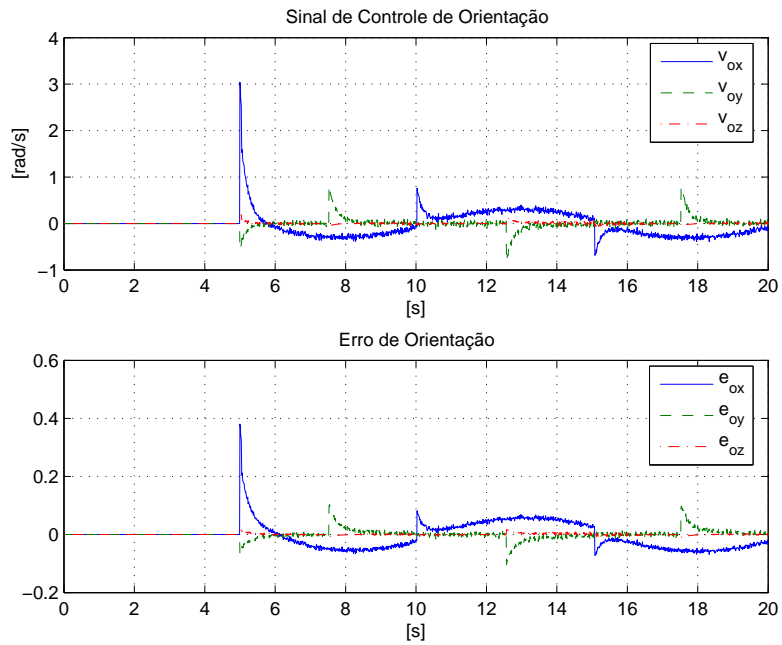


FIGURA 6.33: Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Orientação e Erro de Orientação - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição.

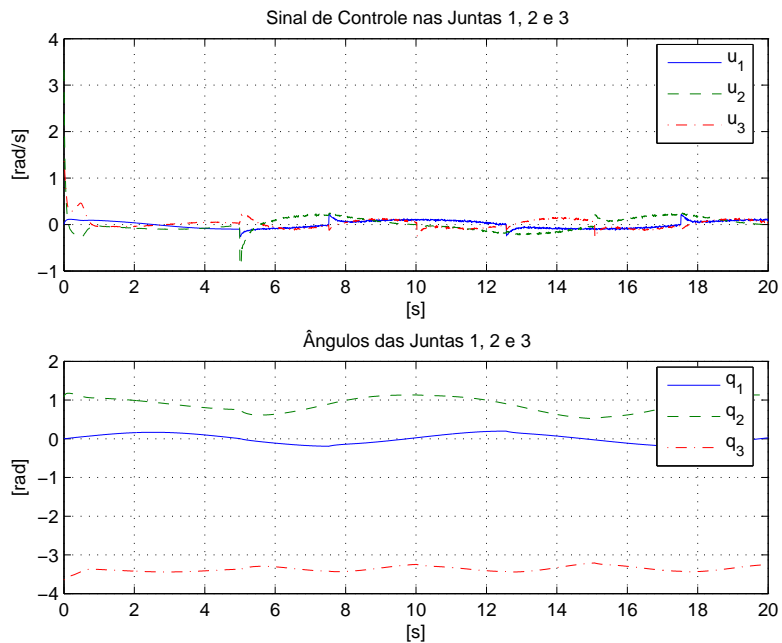


FIGURA 6.34: Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 1, 2 e 3, e Ângulos das Juntas 1, 2 e 3 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição.

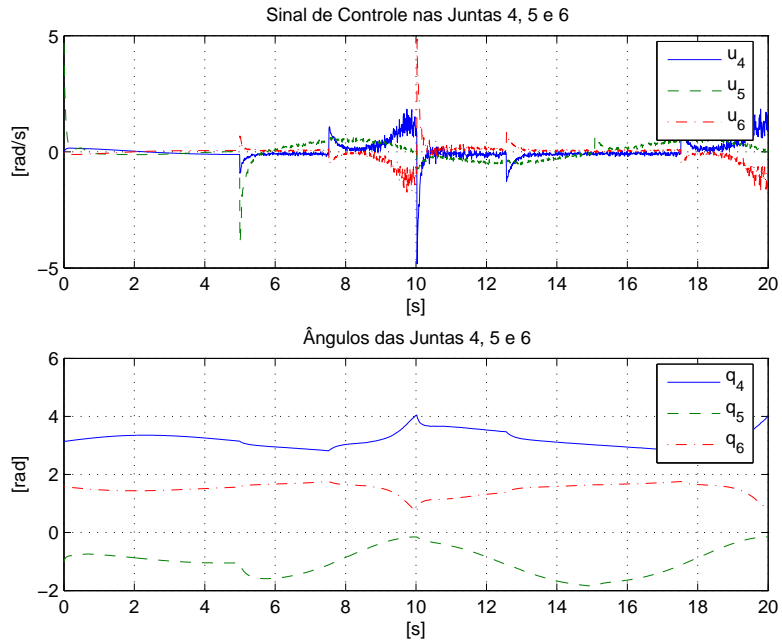


FIGURA 6.35: Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 4, 5 e 6, e Ângulos das Juntas 4, 5 e 6 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição.

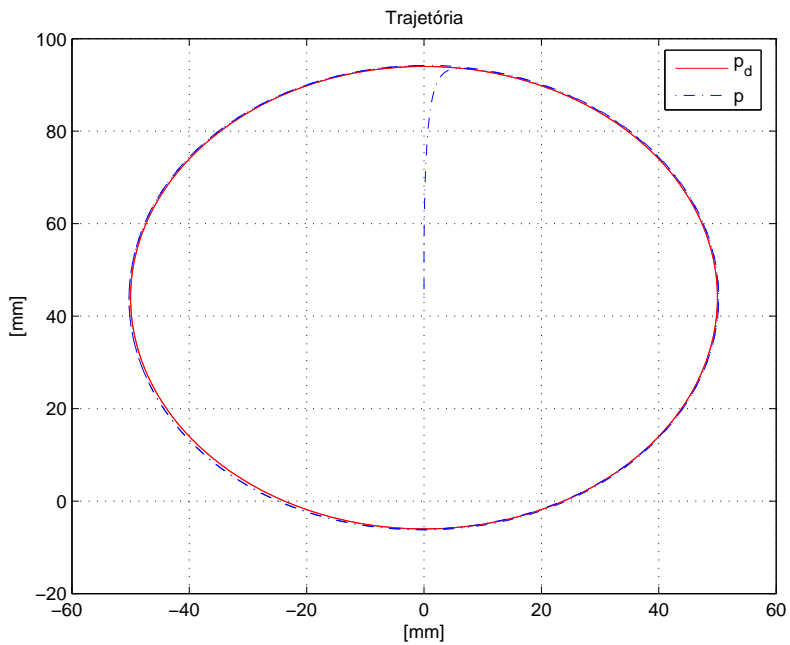


FIGURA 6.36: Resultado de Simulação: Rastreamento da Trajetória - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição.

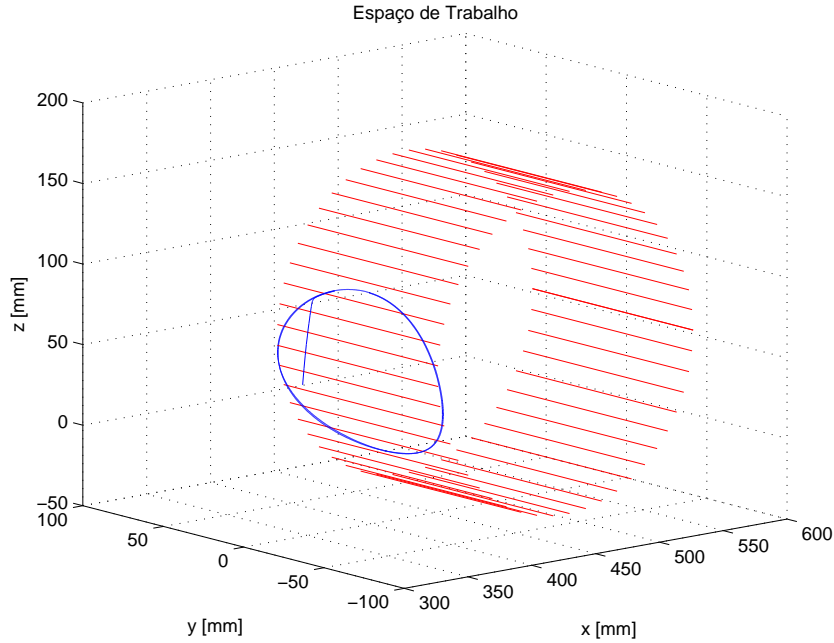


FIGURA 6.37: Resultado de Simulação: Trajetória no Espaço de Trabalho - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida na Presença de Atrito e Ruído de Medição.

Assim, adota-se os valores nominais \hat{l}_2 e $\hat{\varphi} \approx 0$ para o comprimento dos elo 2 e para o ângulo de inclinação da câmera respectivamente. A trajetória de referência escolhida é uma figura de Lissajous dada por (6.12) onde o raio da figura é $R_i = 40$ [pixels] e a velocidade angular de rastreamento da trajetória é $\omega_i = \frac{\pi}{10}$ [rad/s]

6.3.2.1 Superfície Plana Desconhecida

O comportamento da posição do alvo nas coordenadas da imagem e o erro de rastreamento são apresentados na Figura 6.38. Pode-se observar que para o controlador adaptativo proposto o erro nas coordenadas da imagem tende para um pequeno conjunto residual da ordem de 2 [pixels]. O comportamento da força medida no efetuator e o erro de força são apresentados na Figura 6.39, onde observa-se que o valor da força em regime tende para a força desejada e que o controlador de força proposto remove o erro de força em regime permanente. O sinal de controle de posição via servovisão e o sinal de controle de força são ilustrados na Figura 6.40.

A evolução dos vetores de parâmetros Θ_1 e Θ_2 é ilustrada nas Figuras 6.41 e 6.42, onde pode-se observar que em regime permanente os parâmetros não convergem para valores constantes possivelmente por não existirem valores fixos que promovam o perfeito casamento entre a planta e o modelo. O comportamento dos vetores regressores w_1 e w_2 é apresentado nas Figuras 6.43 e 6.44 respectivamente.

A orientação do efetuador em termos do quaternion unitário é ilustrada na Figura 6.45, onde pode-se verificar que a orientação medida converge para o valor desejado. O sinal de controle de orientação v_o e o erro de orientação e_o são apresentados na Figura 6.46, onde observa-se que em regime v_o apresenta um transitório pequeno e e_o tende para um pequeno conjunto residual. Os sinais de controle nas juntas e os ângulos das juntas são ilustrados nas Figuras 6.47 e 6.48 respectivamente.

O rastreamento da trajetória realizada no plano da imagem é apresentado na Figura 6.49, onde pode verificar a distorção na imagem devido a variação de profundidade considerada. Na Figura 6.50 pode-se observar a trajetória realizada pelo efetuador sobre uma superfície plana localizada no espaço de trabalho.

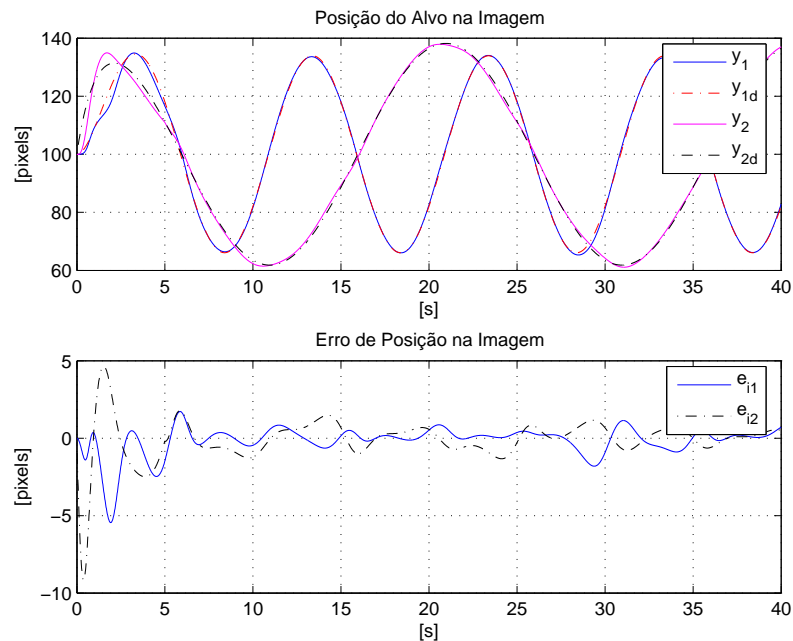


FIGURA 6.38: Resultado de Simulação: Posição do Efetuador e Erro de Posição no Plano da Imagem - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

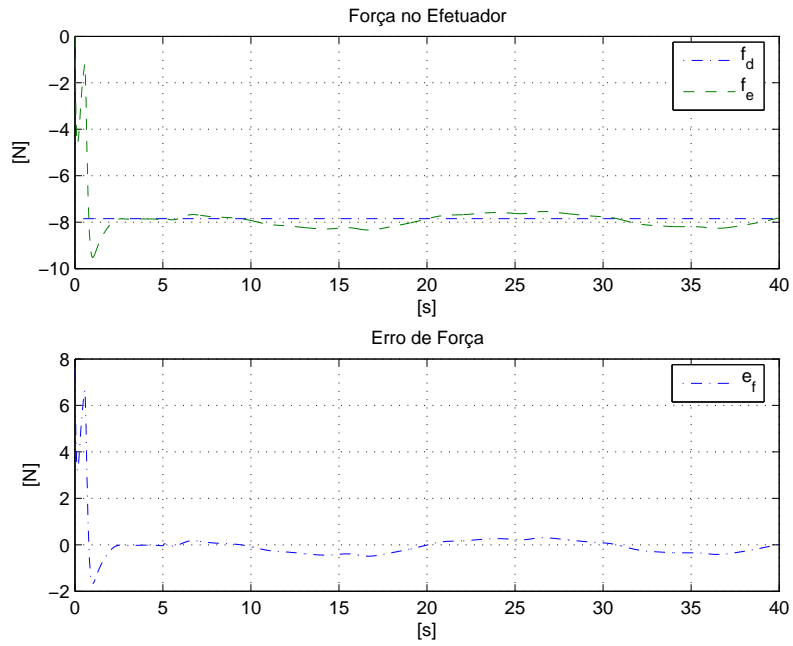


FIGURA 6.39: Resultado de Simulação: Força no Efetuador e Erro de Força - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

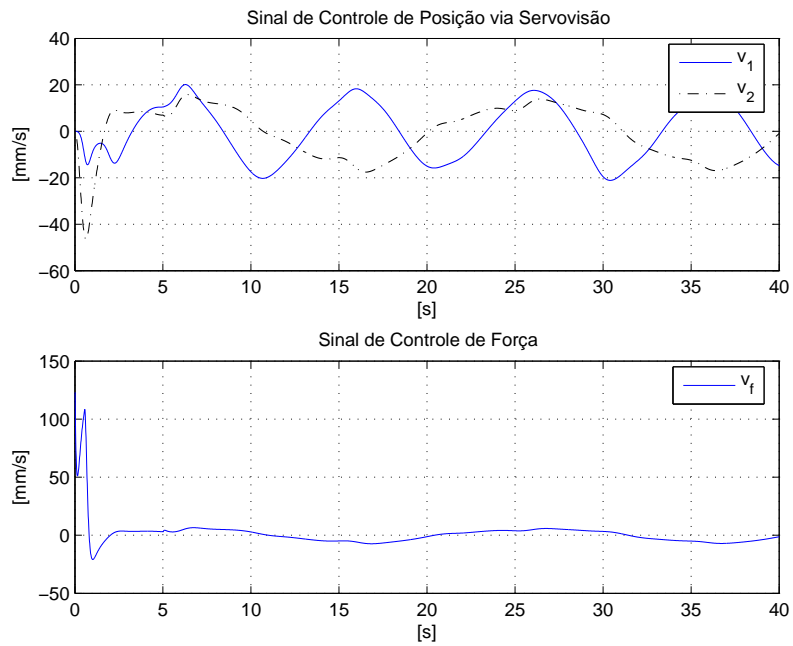


FIGURA 6.40: Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Posição via Servovisão e Sinal de Controle de Força - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

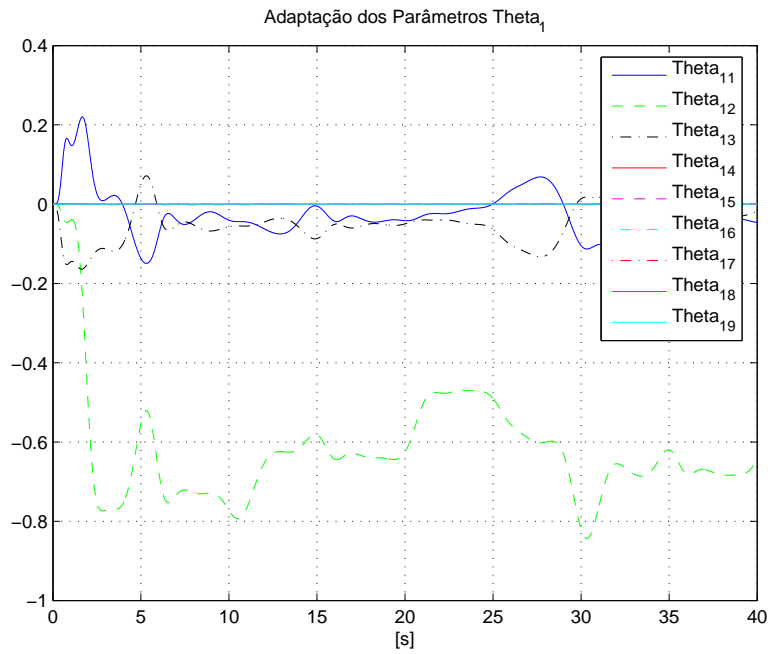


FIGURA 6.41: Resultado de Simulação: Adaptação dos Parâmetros Θ_1 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

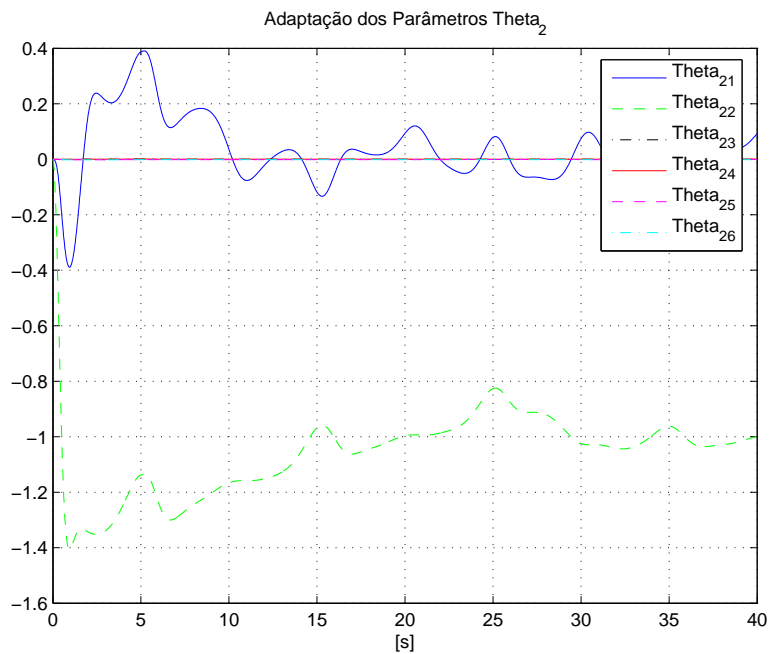


FIGURA 6.42: Resultado de Simulação: Adaptação dos Parâmetros Θ_2 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

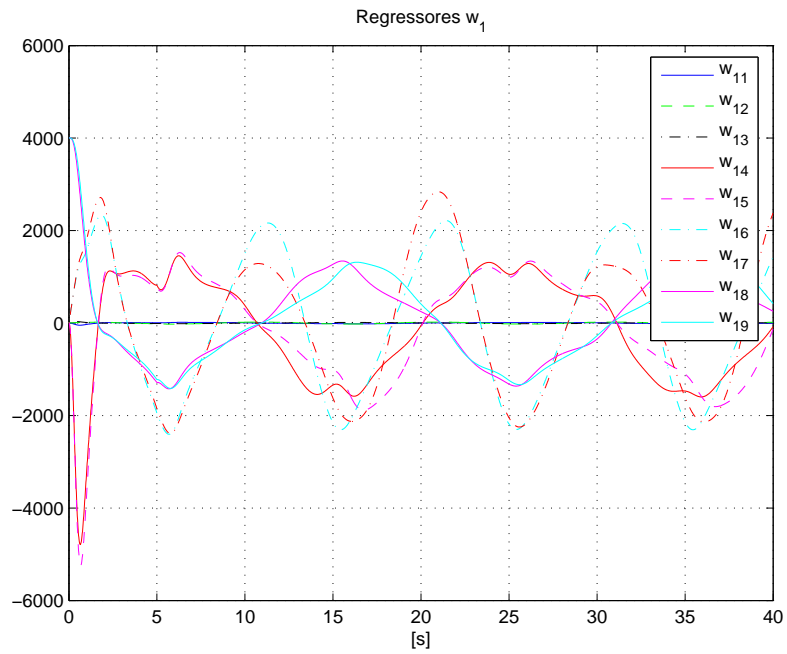


FIGURA 6.43: Resultado de Simulação: Vetor Regressor w_1 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

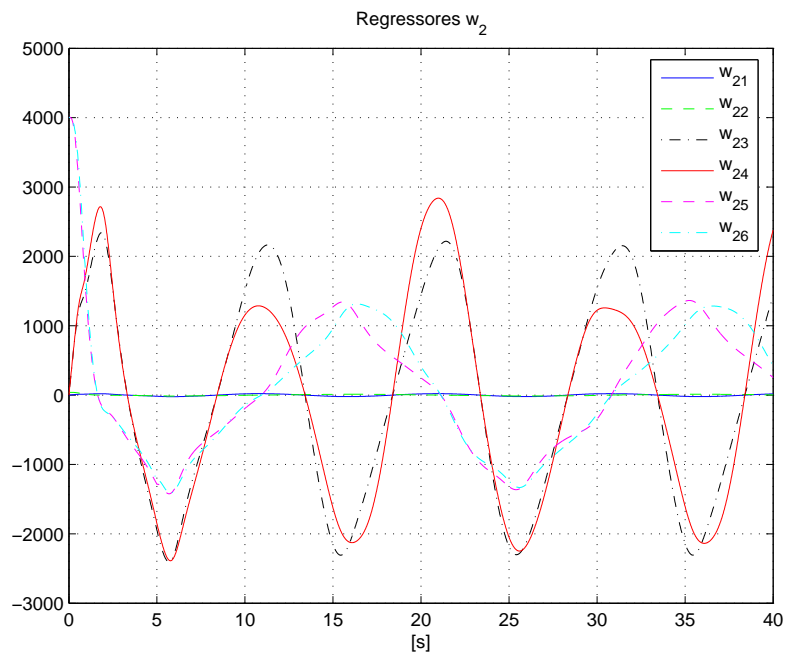


FIGURA 6.44: Resultado de Simulação: Vetor Regressor w_2 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

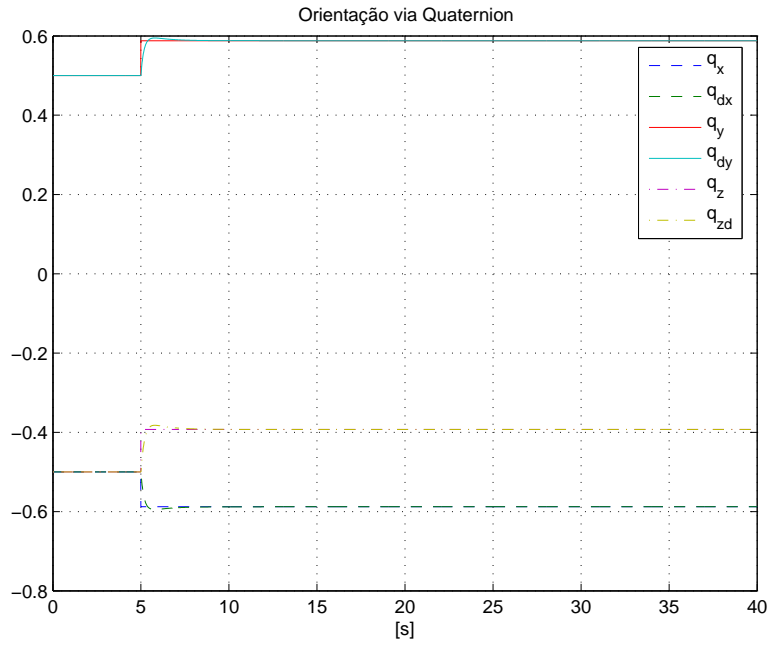


FIGURA 6.45: Resultado de Simulação: Orientação via Quaternion - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

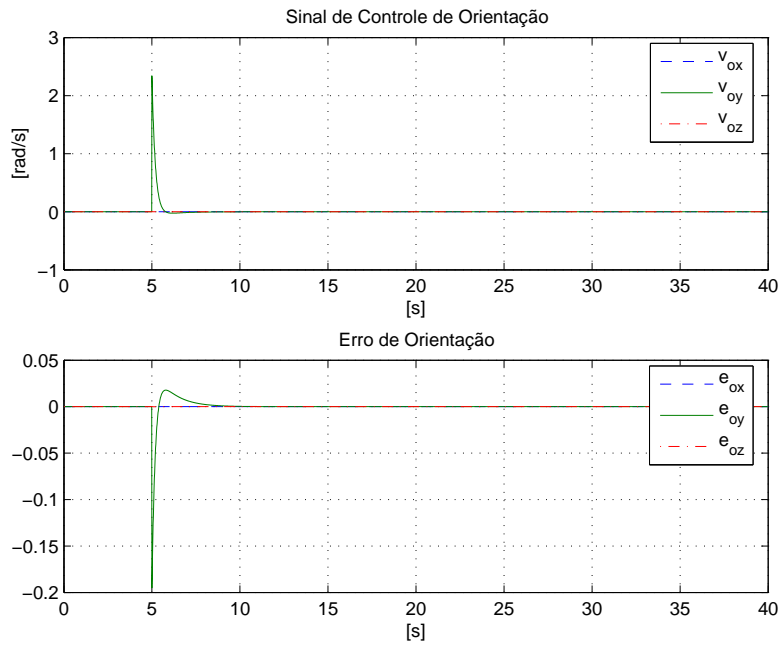


FIGURA 6.46: Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Orientação e Erro de Orientação - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

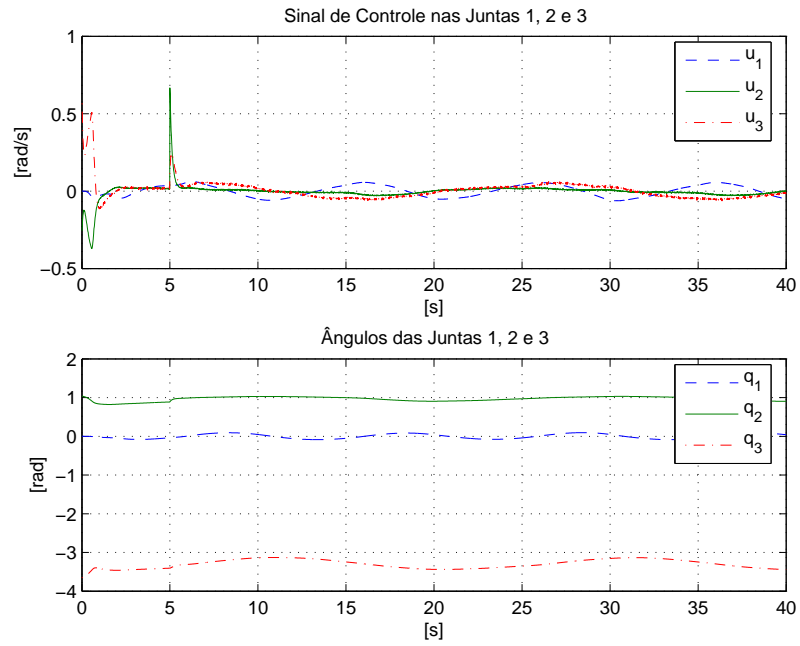


FIGURA 6.47: Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 1, 2 e 3, e Ângulos das Juntas 1, 2 e 3 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

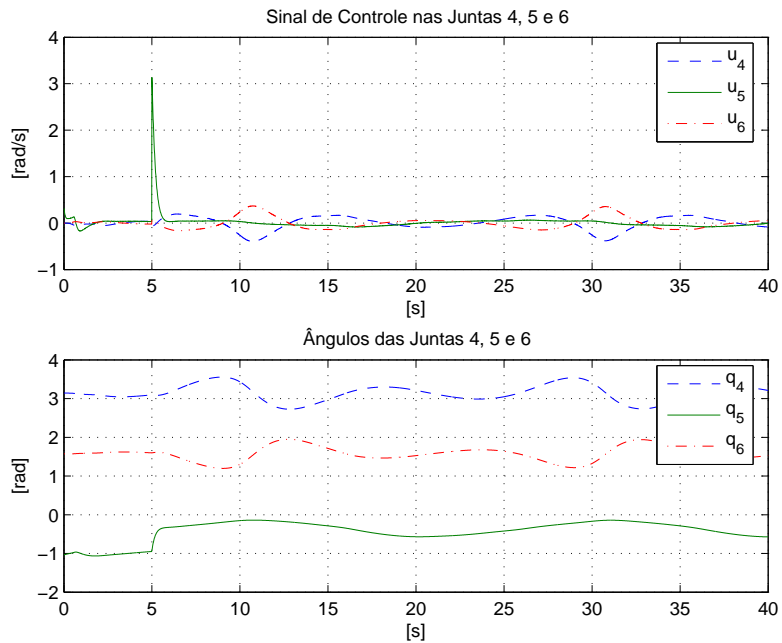


FIGURA 6.48: Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 4, 5 e 6, e Ângulos das Juntas 4, 5 e 6 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

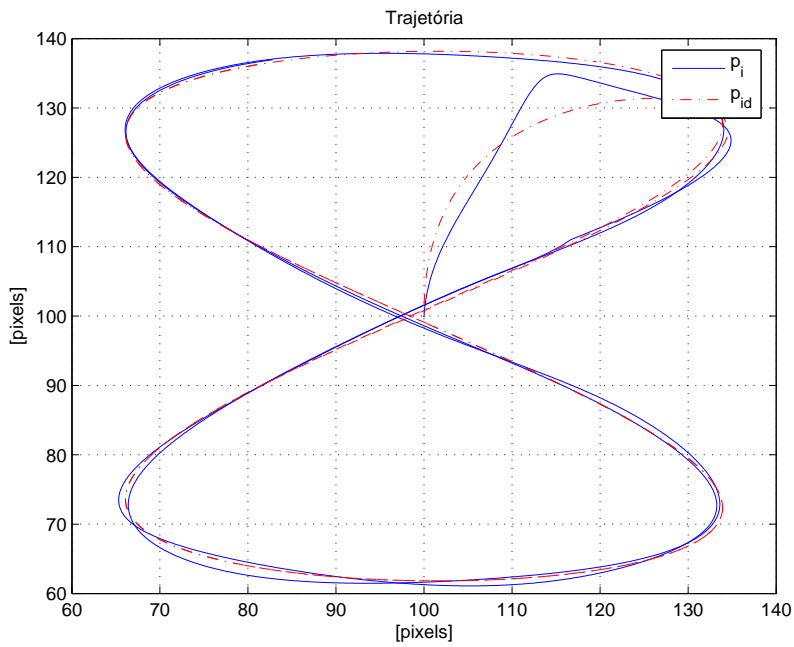


FIGURA 6.49: Resultado de Simulação: Rastreamento da Trajetória - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

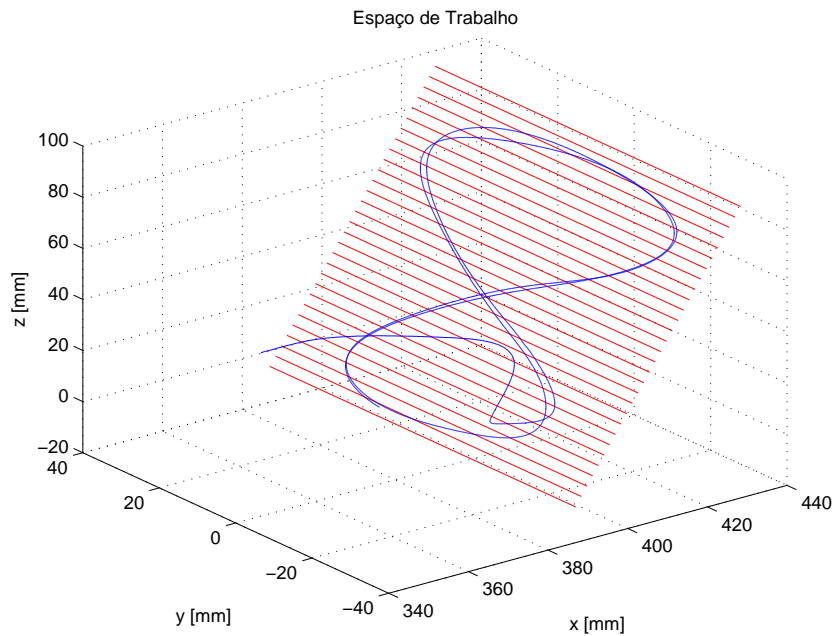


FIGURA 6.50: Resultado de Simulação: Trajetória no Espaço de Trabalho - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

6.3.2.2 Superfície Cilíndrica Desconhecida

Nesta seção, apresenta-se o desempenho do controlador híbrido de força e visão considerando a interação do manipulador sobre uma superfície cilíndrica *desconhecida* na presença de *atrito* e *ruído de medição* de força e de imagem. O comportamento da posição do alvo nas coordenadas da imagem e o erro de rastreamento são apresentados na Figura 6.51.

Pode-se observar que para o controlador adaptativo proposto o erro nas coordenadas da imagem tende para um pequeno conjunto residual da ordem de 2 [pixels]. O comportamento da força medida no efetuador e o erro de força são apresentados na Figura 6.52, onde observa-se que o valor da força em regime tende para a força desejada e que o controlador de força proposto remove o erro de força em regime permanente. O sinal de controle de posição via servovisão e o sinal de controle de força são apresentados na Figura 6.53.

A evolução dos vetores de parâmetros Θ_1 e Θ_2 é apresentada nas Figuras 6.54 e 6.55, onde pode-se observar que em regime permanente os parâmetros não convergem para valores constantes possivelmente por não existirem valores fixos que promovam o perfeito casamento entre a planta e o modelo. O comportamento dos vetores regressores w_1 e w_2 é apresentado nas Figuras 6.56 e 6.57 respectivamente.

A orientação do efetuador em termos do quaternion unitário é ilustrada na Figura 6.58, onde pode-se observar a constante mudança na orientação da ferramenta sobre a superfície cilíndrica e presença do atrito e ruído de medição. O sinal de controle de orientação v_o e o erro de orientação e_o são apresentados na Figura 6.59 onde observa-se que em regime v_o apresenta um transitório pequeno e e_o tende para um pequeno conjunto residual.

As velocidades nas juntas e os ângulos das juntas são ilustradas nas Figuras 6.60 e 6.61 respectivamente. O rastreamento da trajetória realizada no plano da imagem é apresentado na Figura 6.62, onde pode-se verificar a distorção na imagem devido a variação de profundidade considerada. Na Figura 6.63 pode-se observar a trajetória realizada pelo efetuador sobre uma superfície cilíndrica desconhecida localizada no espaço de trabalho.

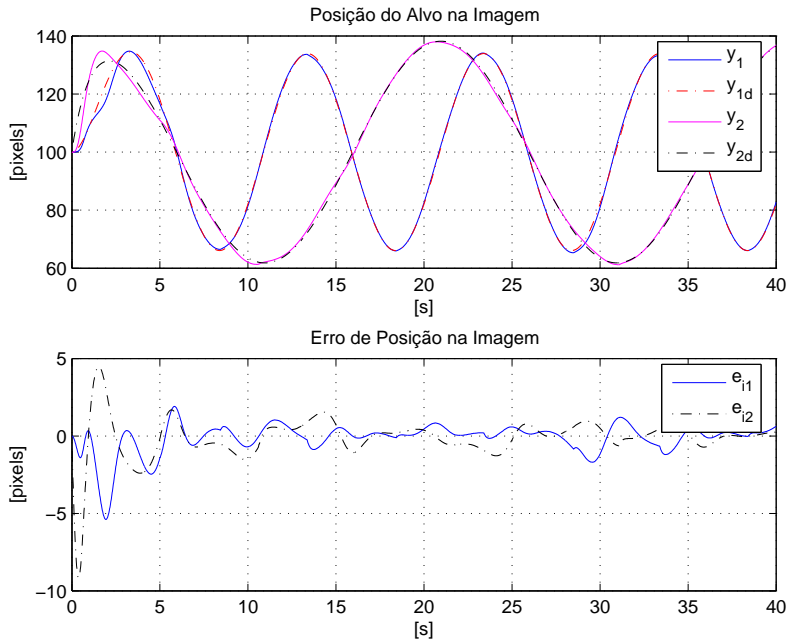


FIGURA 6.51: Resultado de Simulação: Posição do Efetuador e Erro de Posição no Plano da Imagem - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

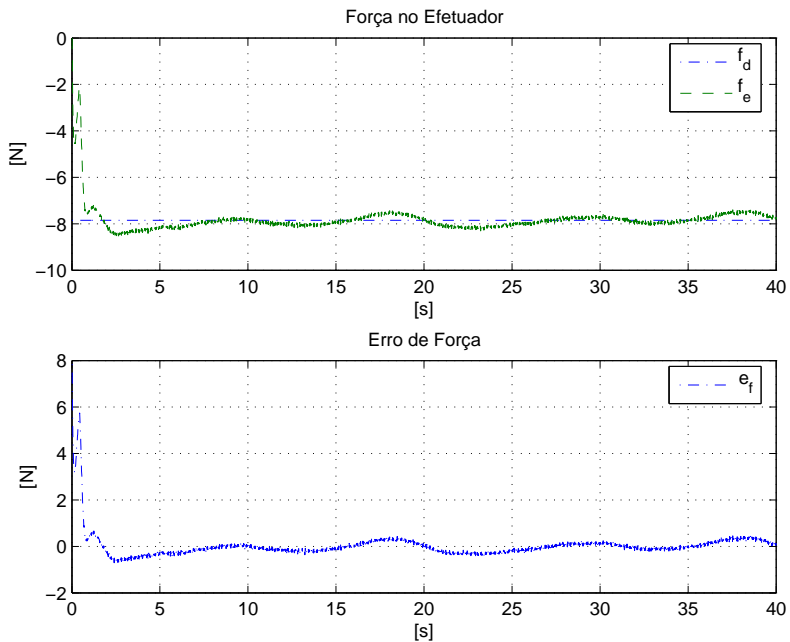


FIGURA 6.52: Resultado de Simulação: Força no Efetuador e Erro de Força - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

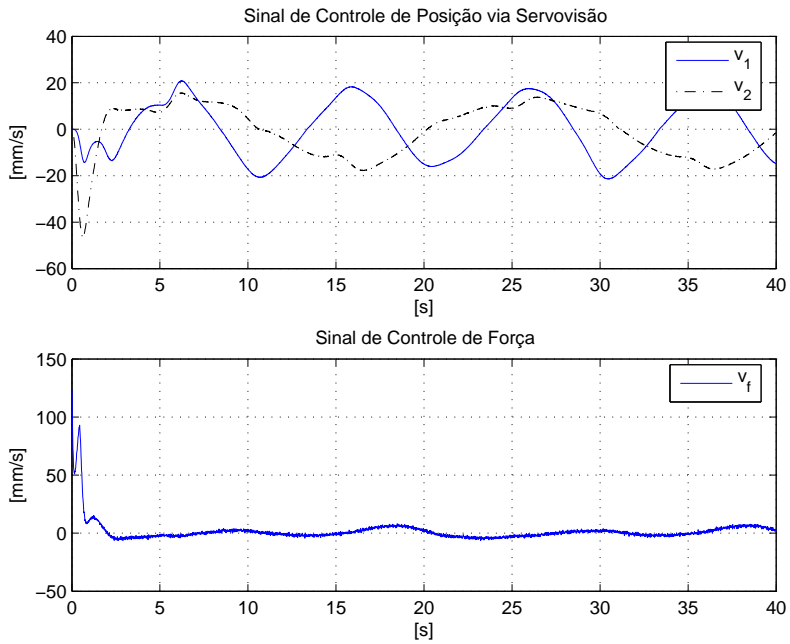


FIGURA 6.53: Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Posição via Servovisão e Sinal de Controle de Força - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

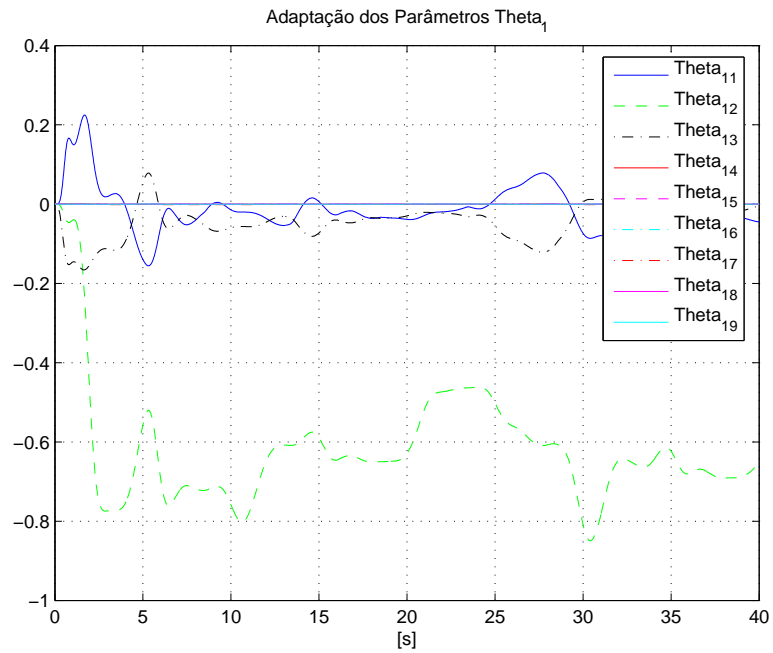


FIGURA 6.54: Resultado de Simulação: Adaptação dos Parâmetros Θ_1 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

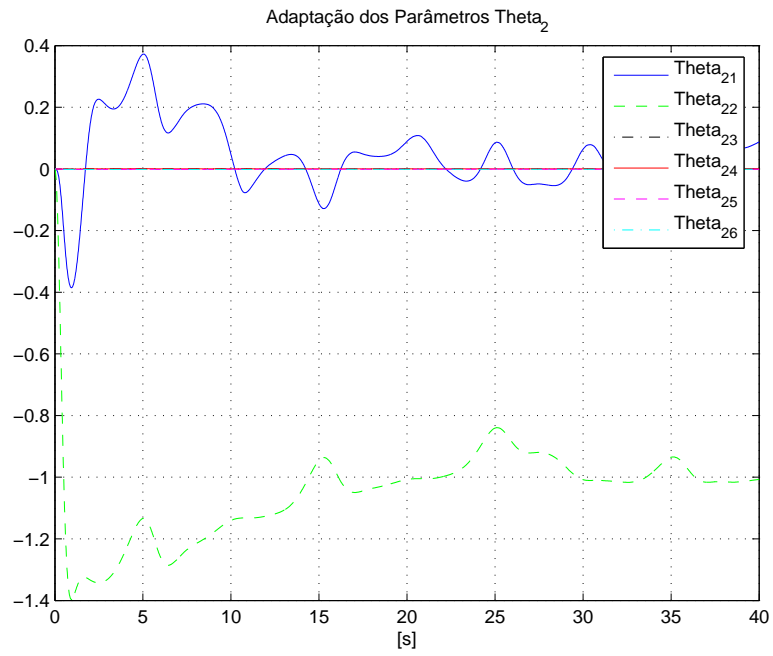


FIGURA 6.55: Resultado de Simulação: Adaptação dos Parâmetros Θ_2 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

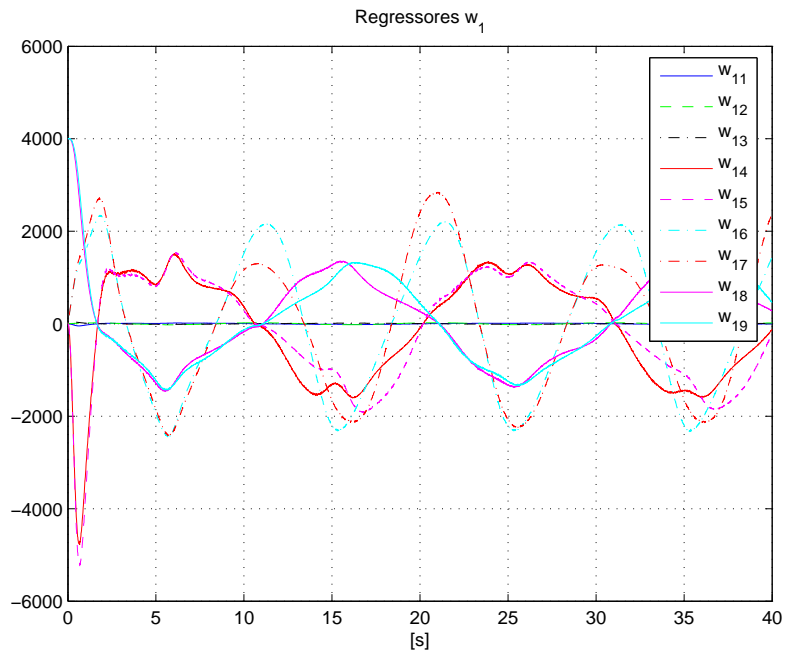


FIGURA 6.56: Resultado de Simulação: Vetor Regressor w_1 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

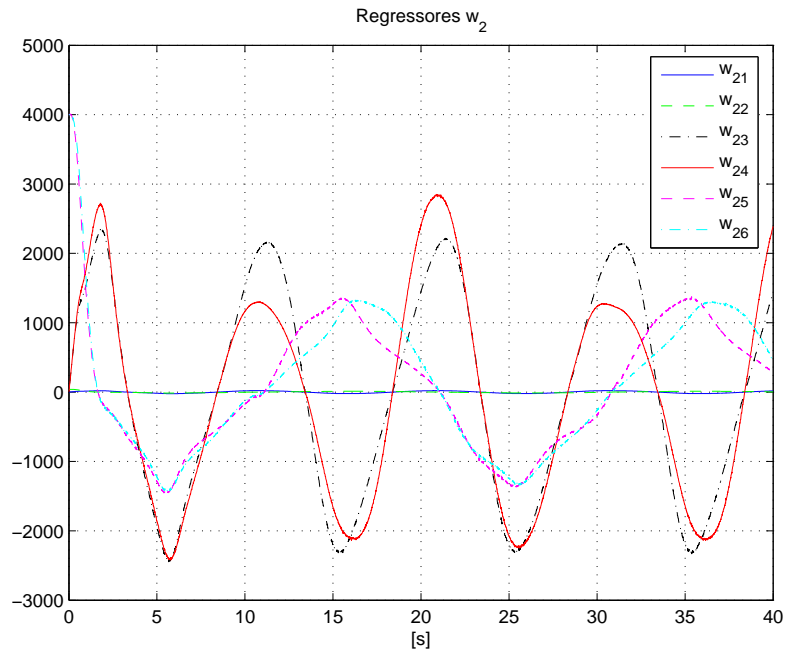


FIGURA 6.57: Resultado de Simulação: Vetor Regressor w_2 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

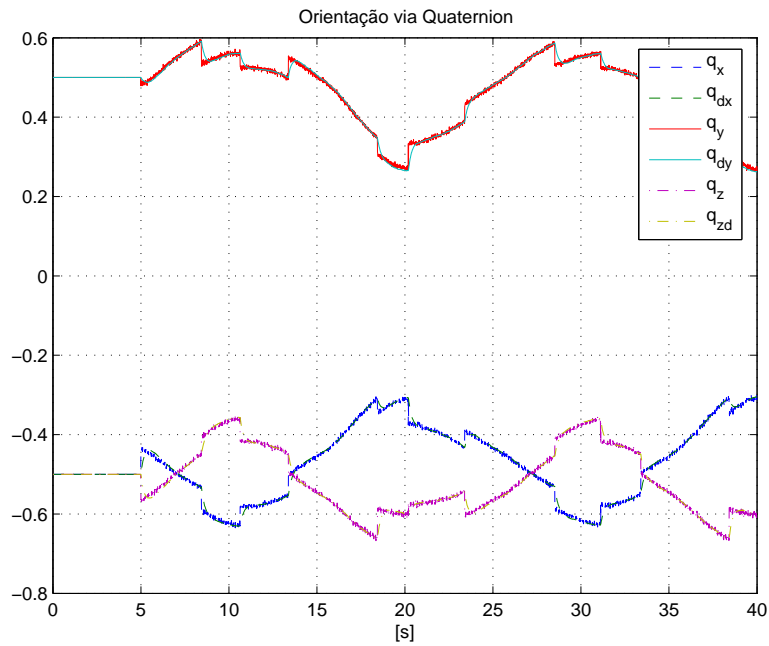


FIGURA 6.58: Resultado de Simulação: Orientação via Quaternion - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

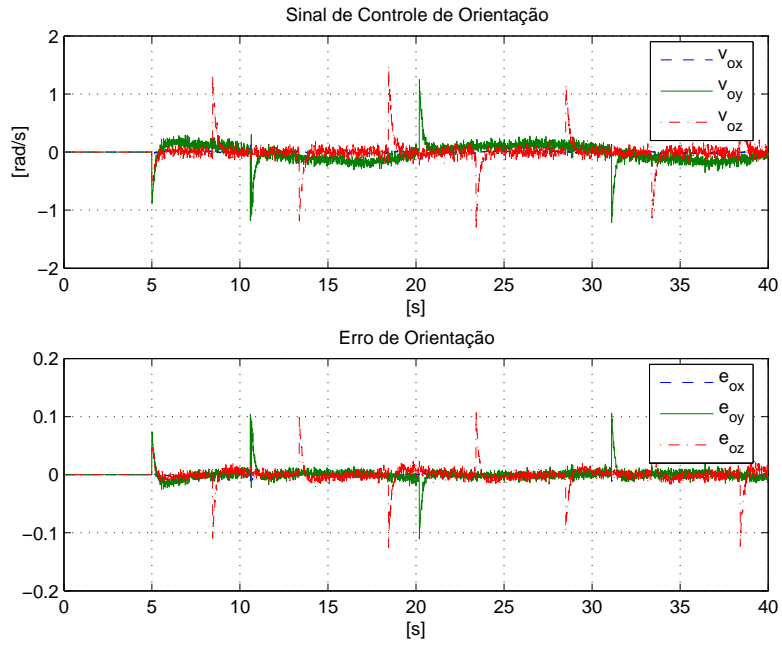


FIGURA 6.59: Resultado de Simulação: Sinal de Controle de Orientação e Erro de Orientação - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

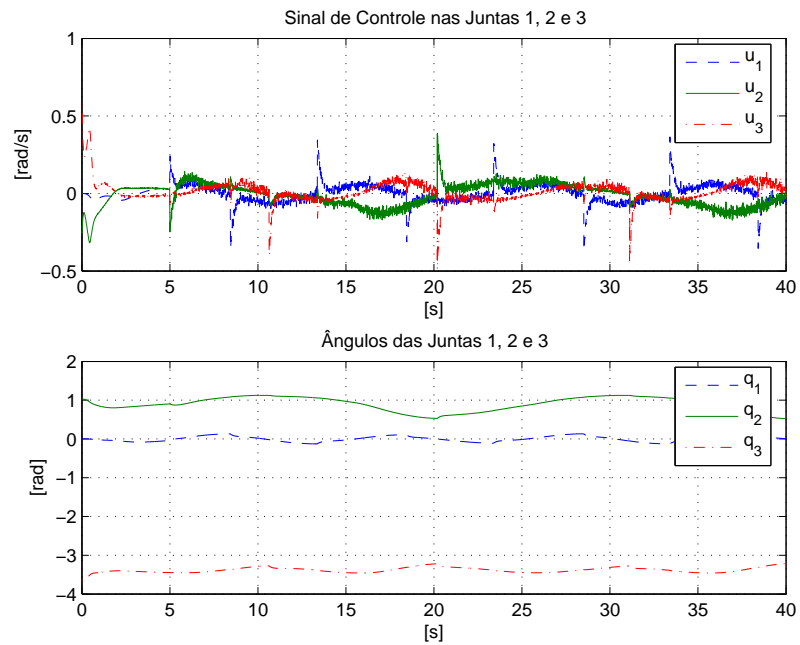


FIGURA 6.60: Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 1, 2 e 3, e Ângulos das Juntas 1, 2 e 3 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

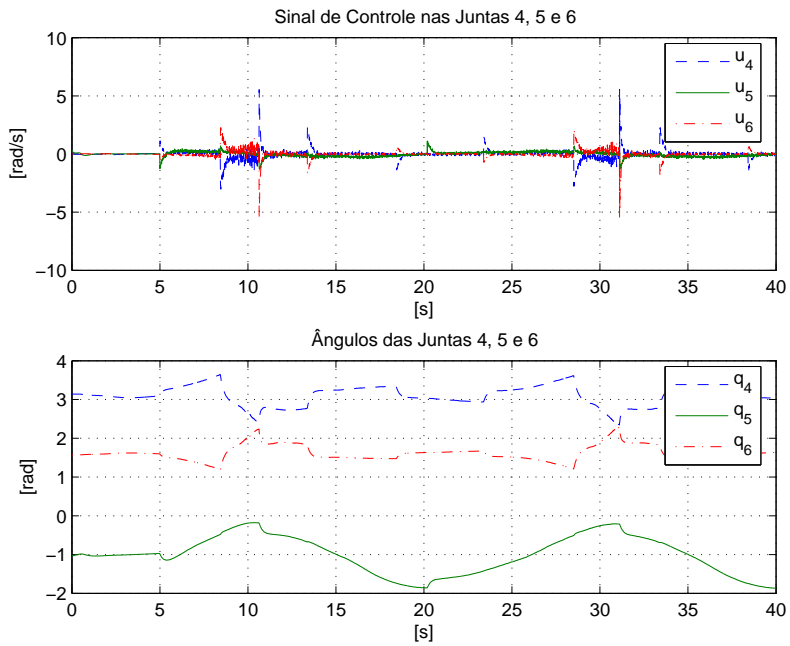


FIGURA 6.61: Resultado de Simulação: Sinal de Controle nas Juntas 4, 5 e 6, e Ângulos das Juntas 4, 5 e 6 - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

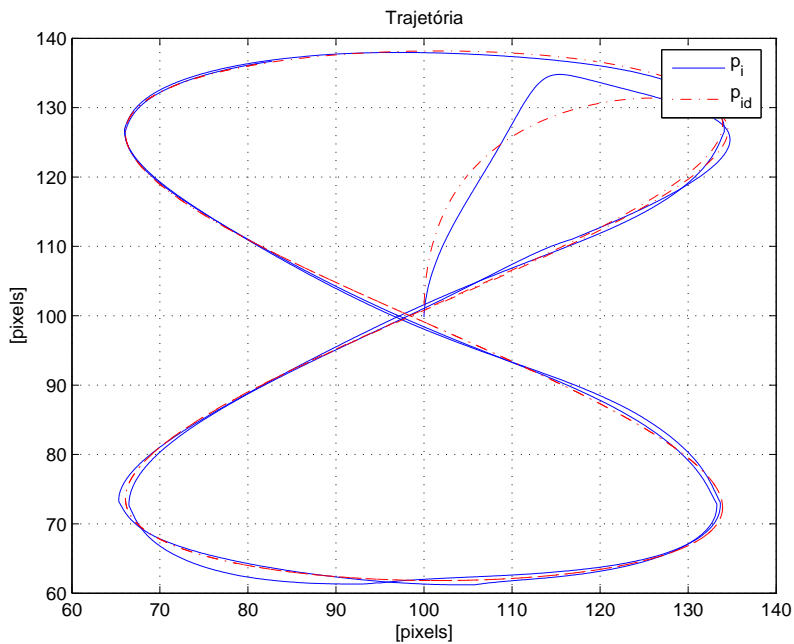


FIGURA 6.62: Resultado de Simulação: Rastreamento da Trajetória - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

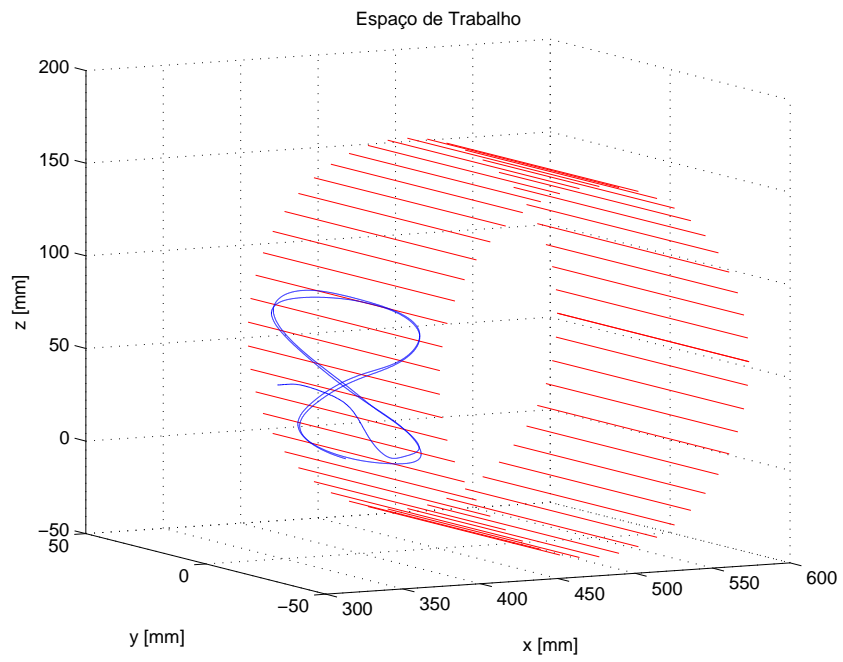


FIGURA 6.63: Resultado de Simulação: Trajetória no Espaço de Trabalho - Controle Híbrido de Força e Visão sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

Capítulo 7

Resultados Experimentais

Neste capítulo, apresenta-se primeiramente um diagrama em blocos para representar o sistema de controle híbrido de força e visão, desenvolvido no Capítulo 5. Em seguida, são apresentados os resultados experimentais obtidos em um sistema robótico real descrito a seguir.

7.1 Sistema de Controle

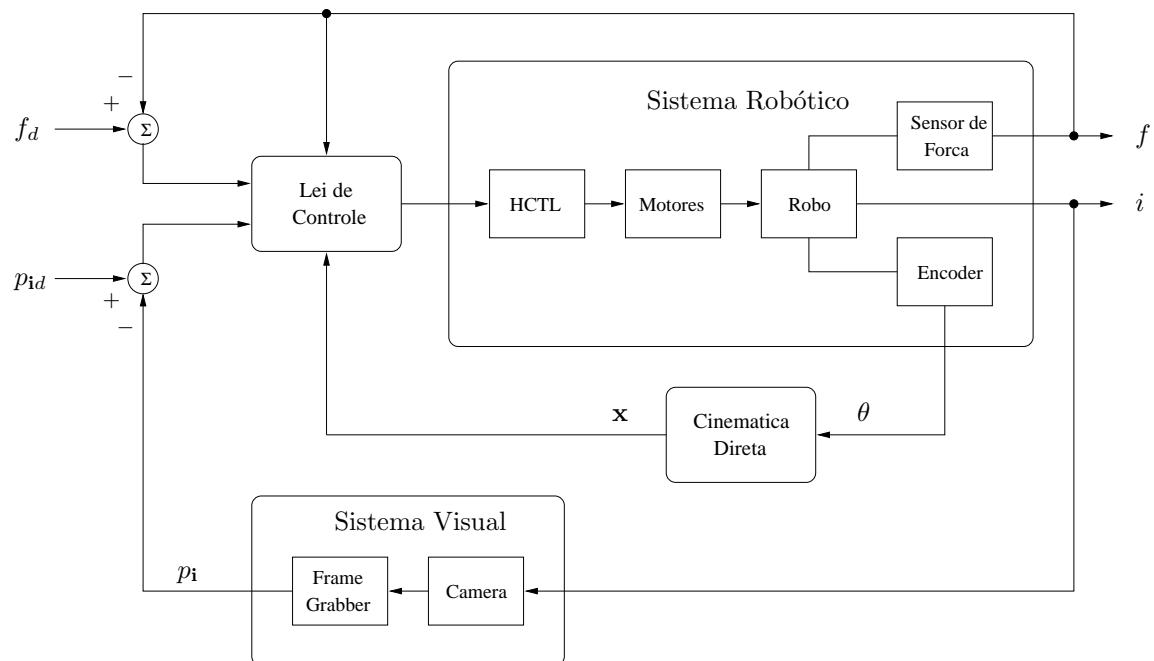


FIGURA 7.1: Diagrama em Blocos do Sistema de Controle Híbrido de Força e Visão.

7.2 Ambiente de Trabalho

As leis de controle foram implementadas em um manipulador robótico Zebra Zero (IMI Inc.) com 6 graus de liberdade movimentado-se sobre uma superfície suave de geometria desconhecida. No efetuador, foi acoplada uma mola de constante elástica conhecida $K_m = 640$ [N/m], para evitar danos ao sensor de força JR3 (JR3 Inc.) ou a superfície de contato durante a interação.

O sistema servovisual utiliza configuração de câmera fixa no espaço de trabalho: uma câmera CCD KP-D50 (Hitachi Ltd.) com distância focal $f_0 = 6$ [mm] foi montada em frente ao manipulador (*vide* Figura 7.2 para o ponto de vista da câmera). A característica visual extraída é a coordenada da imagem do centróide de um alvo branco fixado no punho do robô. As imagens de tamanho 640×480 [pixels] são capturadas usando uma placa *Frame-Grabber* Meteor (Matrox Ltd.), com taxa de aquisição de 30 quadros por segundo (FPS) com 256 níveis de cinza.

Os comandos de velocidade das juntas, gerados a partir da lei de controle híbrida, alimentam a placa de controle (ISA card) do Zebra Zero que fecha a malha de velocidade utilizando um microcontrolador HCTL1100 (HP Inc.), operando em modo de velocidade proporcional com período de amostragem de 0.52 [ms].

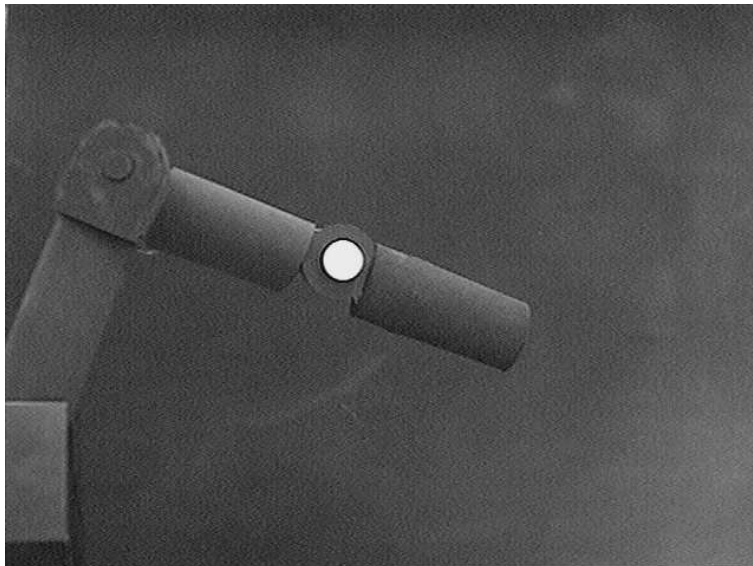


FIGURA 7.2: Configuração Experimental do Manipulador para Servovisão.

7.3 Configuração do Sistema

A primeira estimativa das coordenadas do alvo branco é realizada *off-line* usando subtração de imagens. Para garantir que o alvo permaneça sempre visível e evitar a sobrecarga computacional, o processamento de imagem é realizado em uma sub-janela de dimensões 50×50 [*pixels*].

Para evitar o erro de regime estacionário devido à força gravitacional, uma compensação de gravidade foi implementada usando um simples modelo proposto em (Spong & Vidyasagar, 1989) dado por

$$g(\theta) = [k_1 \cos(\theta_2) + k_2 \sin(\theta_2 + \theta_3) \quad k_2 \sin(\theta_2 + \theta_3)]^T, \quad (7.1)$$

onde θ_i ($i = 2, 3$) correspondem aos ângulos das juntas 2 e 3, e k_1 , k_2 são os parâmetros do compensador, sintonizados experimentalmente.

A profundidade média entre o plano da imagem e o espaço de trabalho do robô foi $z_0 = 1$ [m]. Todos os testes foram planejados para evitar as singularidades no Jacobiano do manipulador.

Para realizar os ensaios experimentais, todas as partes do manipulador são recobertas por um material opaco e de cor escura, e uma pequena esfera de cor branca é fixada no punho do efetuador (Figura 7.2). Ao fundo, posiciona-se um anteparo opaco e de cor escura, com o objetivo de destacar apenas a esfera de cor branca. Para evitar a interferência da luminosidade ou de sombras sobre a superfície da esfera, em seu interior é posicionado um *led* branco de alto brilho.

7.4 Ensaios Experimentais

Devido ao grande número de variáveis envolvidas e restrições à serem observadas, os ensaios experimentais foram divididos em duas partes. Deste modo, o comportamento do sistema e o desempenho do controlador podem ser melhor analisados. Primeiramente, executa-se o controle híbrido de posição e força para analisar o comportamento do sistema durante a reorientação. Em seguida, executa-se o controle híbrido de força e visão, a fim de observar efetivamente o desempenho global do sistema.

7.4.1 Controle Híbrido de Força e Posição

Para obter uma maior compreensão a respeito de como a ação das componentes tangenciais de uma força pode influenciar na reorientação sobre a superfície, as tarefas para o método de controle híbrido de força e posição foram divididas da seguinte forma:

1. *Reorientação quando o contato é estabelecido:* O propósito deste experimento é conduzir o manipulador até uma superfície de geometria desconhecida e então reorientar o efetuador na direção normal à superfície apenas com as forças medidas no ponto de contato. Isto é alcançado quando existem forças somente na direção de *approach* do efetuador, *i.e.*, não existem componentes de força nas outras direções (*slide* e *normal*). Assim, para reorientar o efetuador todas as seis juntas devem ser controladas. Quando o manipulador não está em contato com a superfície, pode-se mover o efetuador através de força ou mesmo através de visão, até que o contato seja estabelecido. Para evitar danos ao sensor de força e à superfície de contato, uma mola de constante elástica conhecida é acoplada ao efetuador.
2. *Reorientação durante o rastreamento de uma trajetória:* O experimento seguinte é reorientar o efetuador na direção normal à superfície, enquanto segue uma trajetória de referência. Neste caso, o algoritmo utilizado para o controle de posicionamento é uma estratégia com ação *feedforward* e proporcional. Este tipo de experimento pode ser útil quando deseja-se inspecionar um objeto ou quando a localização do objeto no espaço de trabalho é desconhecida. Assim, através de medidas de posição do efetuador pode-se localizar o objeto no espaço de trabalho e com as forças medidas sobre a superfície do objeto é possível identificar sua geometria através da direção do vetor normal.

7.4.2 Controle Híbrido de Força e Visão

Neste experimento, deseja-se realizar o controle de posição através de servovisão considerando a presença de incertezas na cinemática do manipulador e nos parâmetros de calibração da câmera, enquanto o efetuador exerce uma força de contato controlada sobre uma superfície de geometria desconhecida.

Entretanto, devido ao surgimento de problemas de natureza elétrica no *driver* do robô manipulador os experimentos de controle híbrido de força e visão não foram realizados.

7.5 Parâmetros Experimentais

| Variável | Valor | Variável | Valor |
|----------|-------|----------|-------|
| K_p | 20 | K_o | 5 |
| K_f | 40 | T_f | 10 |

TABELA 7.1: Parâmetros Experimentais - Controle Híbrido de Força e Posição.

7.6 Resultados

7.6.1 Controle Híbrido de Força e Posição

Nesta seção são apresentados os resultados experimentais obtidos com a implementação do controlador híbrido de força e posição proposto. A tarefa desejada envolve o rastreamento de uma trajetória circular especificada sobre uma superfície plana de restrição desconhecida. O efetuador é conduzido até a superfície através do controle de força e de regulação de posição. Então, após o contato, o efetuador é reorientado sobre a superfície e em seguida inicia-se a tarefa de rastreamento. Nota-se que durante a realização da tarefa o efetuador deve ser continuamente reorientado.

7.6.1.1 Superfície Plana Desconhecida

A posição do efetuador e a força de contato no efetuador são mostradas na Figura 7.3. O erro de posição e o erro de força são ilustrados na Figura 7.4 onde pode-se observar que o controle de força com ação integral remove o erro de força em regime permanente. O sinal de controle de posição v_p e o sinal de controle de força v_f são apresentados na Figura 7.5. As componentes da força no efetuador, filtrada por um filtro de 1ª ordem, e os torques no efetuador são ilustradas na Figura 7.6.

O sinal de controle de orientação v_o e o erro de orientação e_o são ilustrados na Figura 7.8, onde pode-se observar que o erro de orientação permanece dentro de um pequeno conjunto residual. Os sinais de controle nas juntas e os ângulos das juntas do manipulador são apresentados nas Figuras 7.9 e 7.10. O rastreamento da trajetória sobre a superfície de restrição é apresentada na Figura 7.11. A trajetória realizada pelo efetuador sobre uma superfície de plana desconhecida é ilustrada na Figura 7.12, onde pode-se observar a inclinação da superfície em relação ao plano de trabalho.

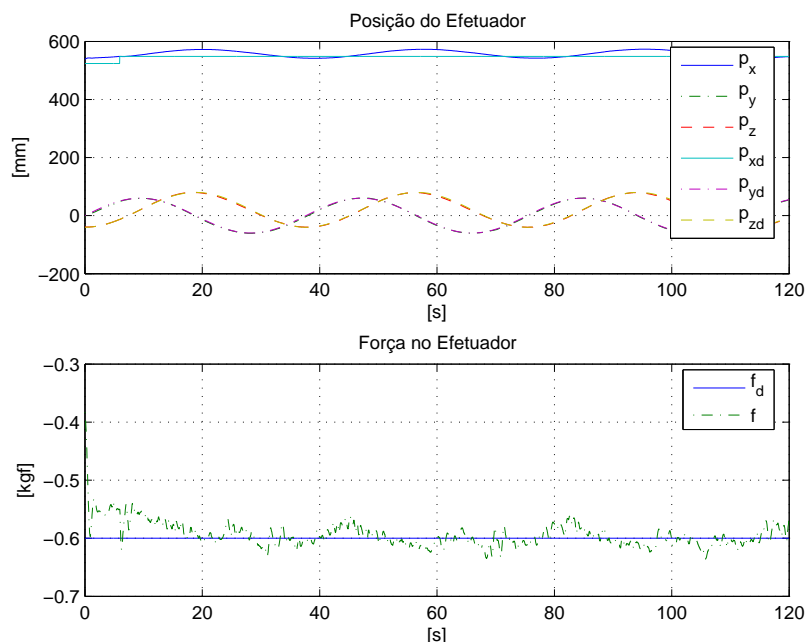


FIGURA 7.3: Resultado Experimental: Posição do Efetuador e Força de Contato no Efetuador - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

7.6.1.2 Superfície Cilíndrica Desconhecida

A posição do efetuador e a força de contato no efetuador são apresentadas na Figura 7.13. O erro de posição e_p e o erro de força e_f são ilustrados na Figura 7.14, onde pode-se observar que o erro de força em regime converge para um pequeno conjunto residual. O sinal de controle de posição v_p e o sinal de controle de força v_f são apresentados na Figura 7.15. As componentes da força no efetuador, filtrada por um filtro de 1ª ordem, e os torques no efetuador são ilustradas na Figura 7.16.

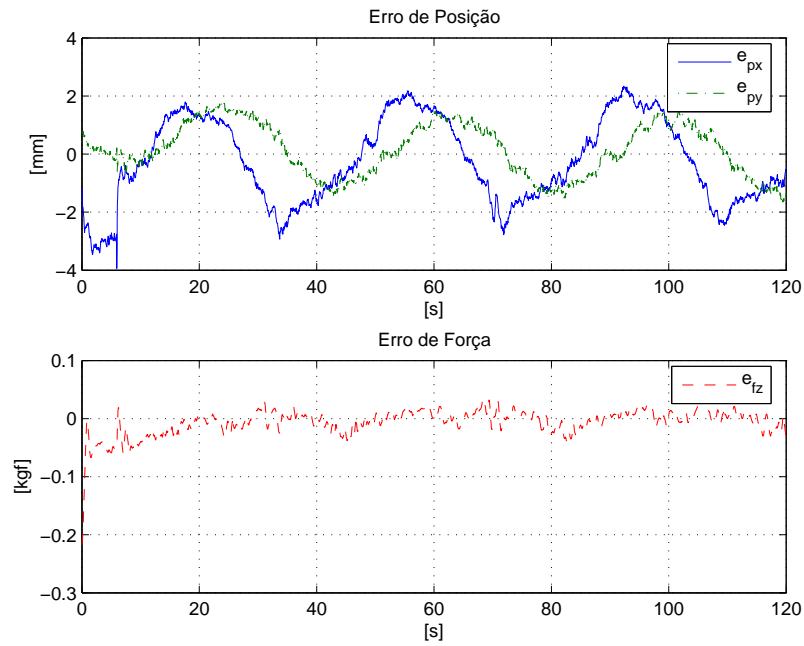


FIGURA 7.4: Resultado Experimental: Erro de Posição e Erro de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

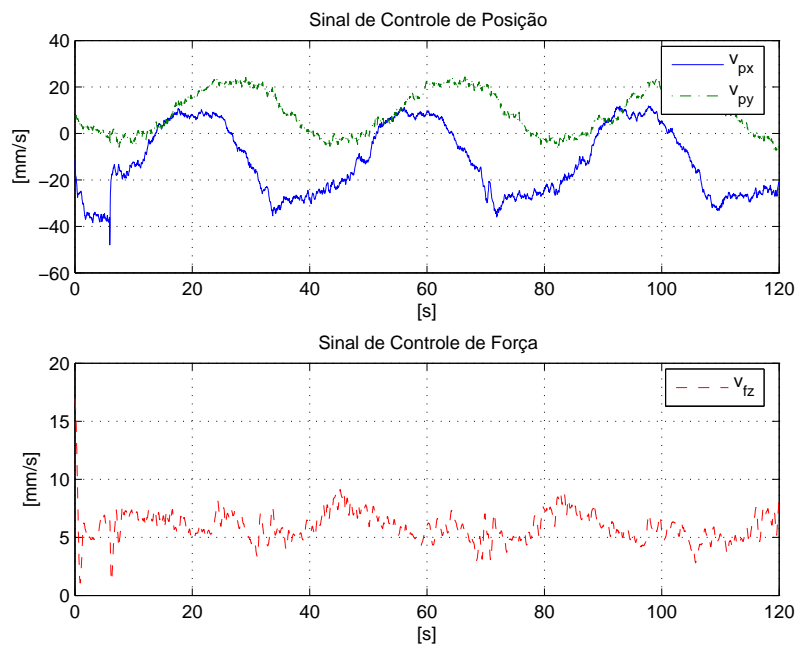


FIGURA 7.5: Resultado Experimental: Sinal de Controle de Posição e Sinal de Controle de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

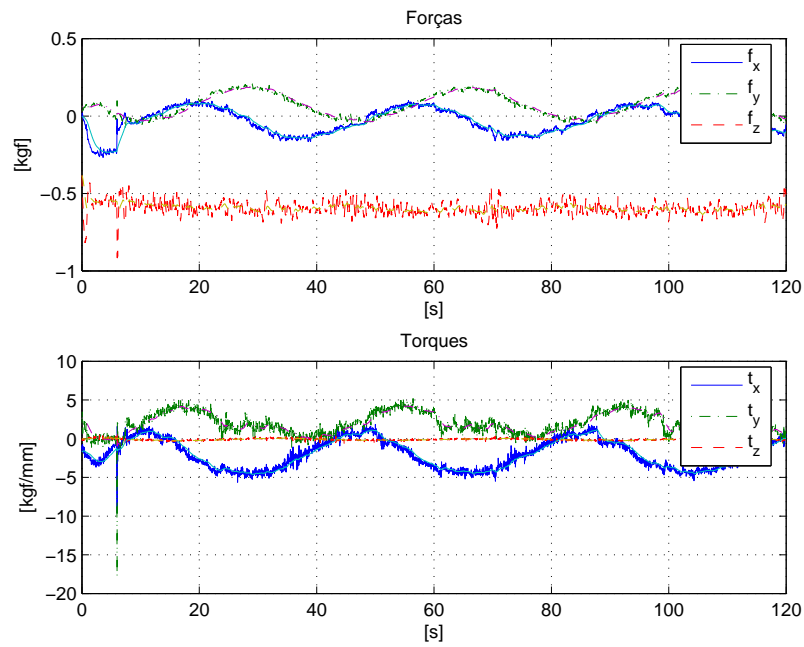


FIGURA 7.6: Resultado Experimental: Forças e Torques no Efetuador - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

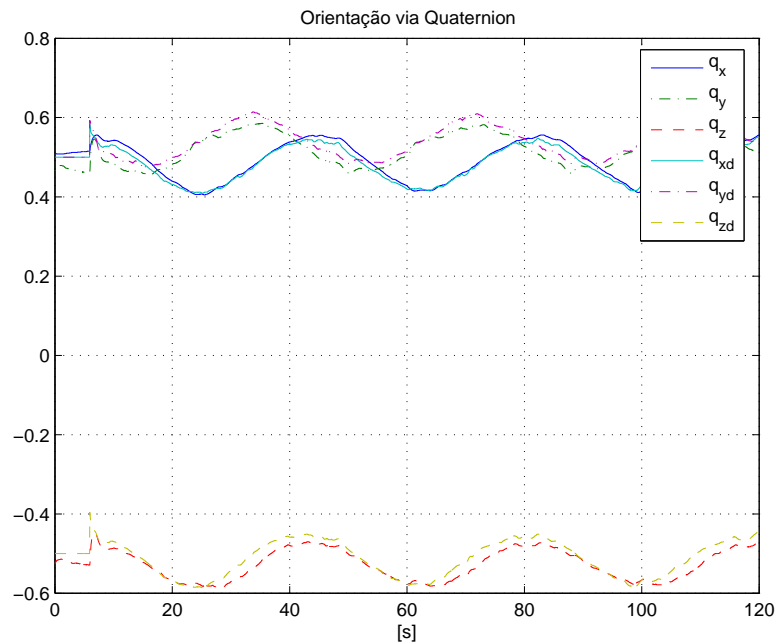


FIGURA 7.7: Resultado Experimental: Orientação via Quaternion - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

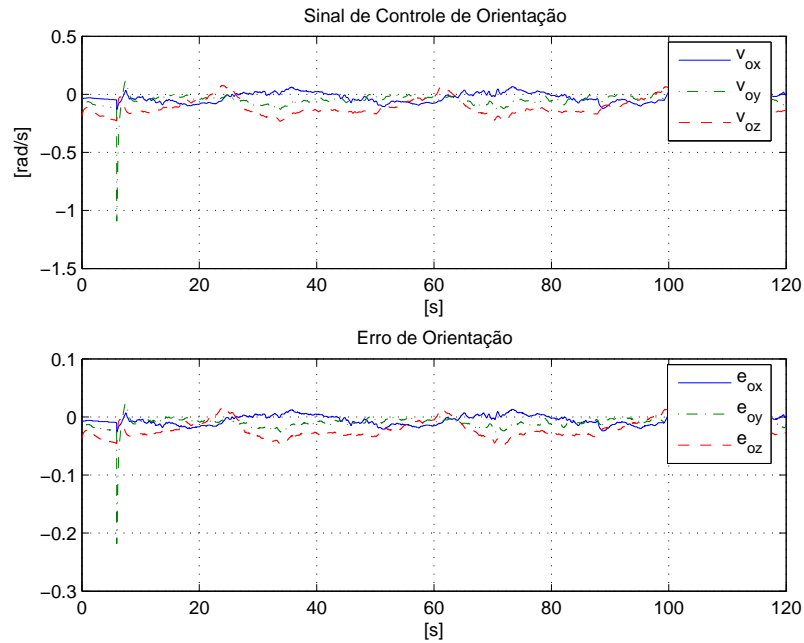


FIGURA 7.8: Resultado Experimental: Sinal de Controle de Orientação e Erro de Orientação - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

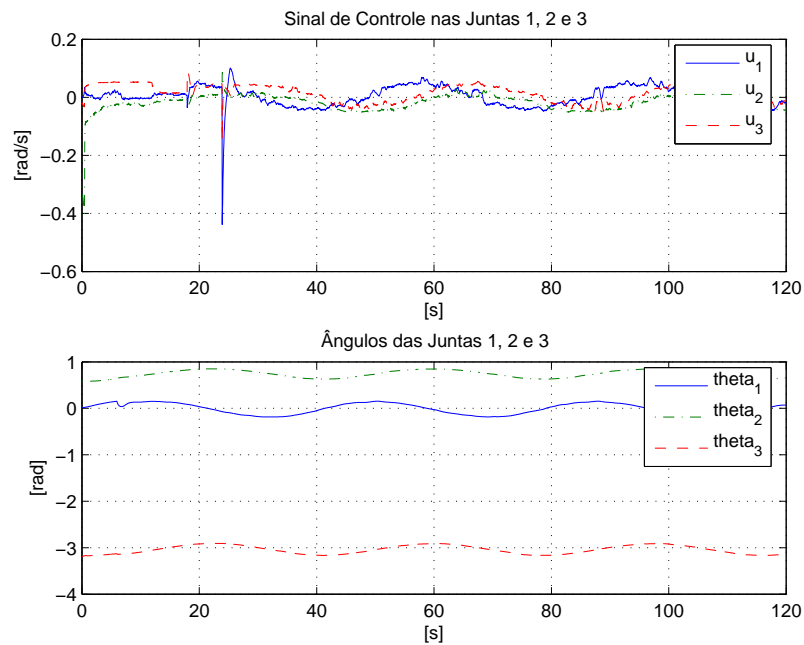


FIGURA 7.9: Resultado Experimental: Sinal de Controle nas Juntas 1, 2 e 3, e Ângulos das Juntas 1, 2 e 3 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

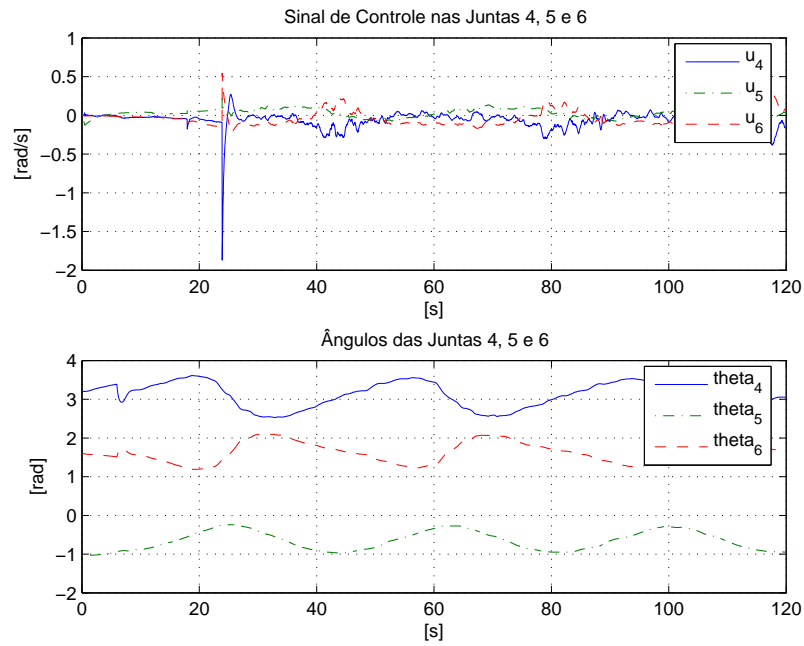


FIGURA 7.10: Resultado Experimental: Sinal de Controle nas Juntas 4, 5 e 6, e Ângulos das Juntas 4, 5 e 6 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

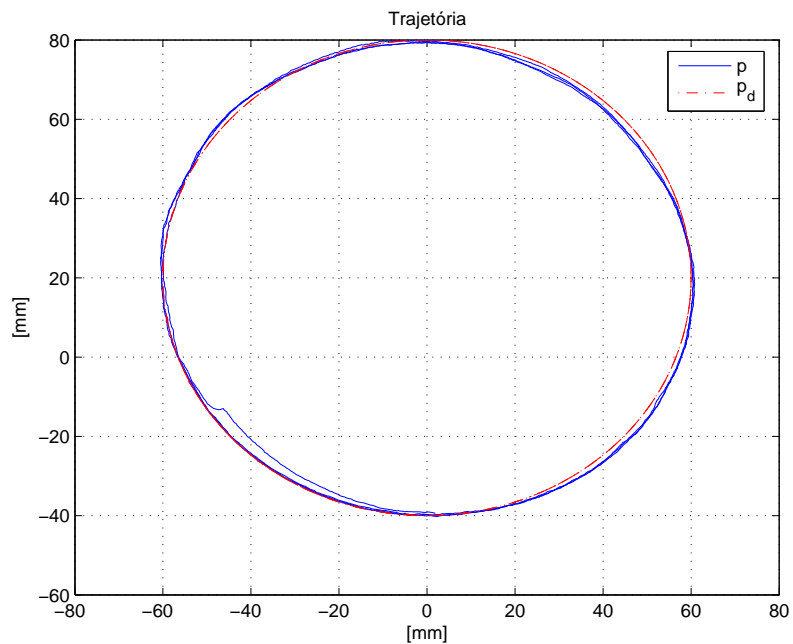


FIGURA 7.11: Resultado Experimental: Rastreamento da Trajetória - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

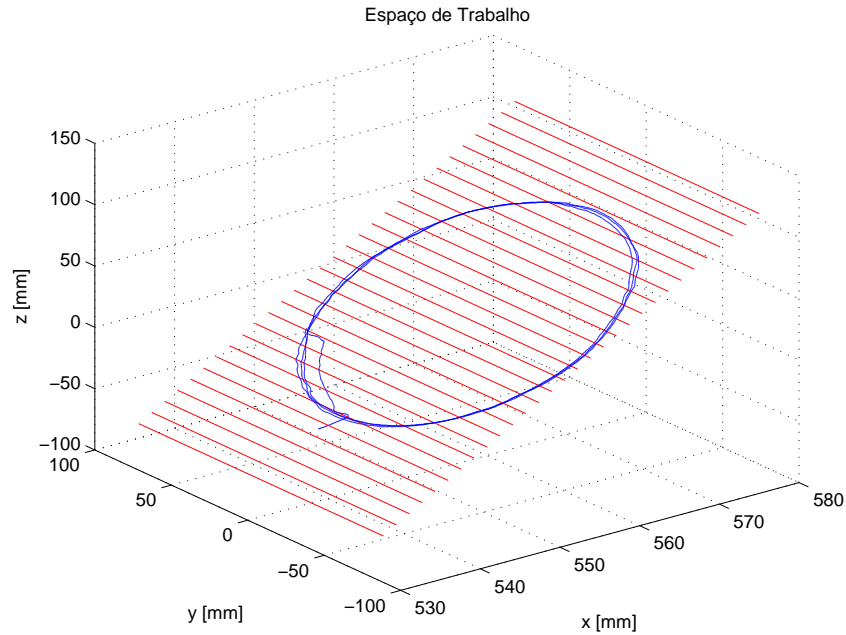


FIGURA 7.12: Resultado Experimental: Trajetória no Espaço de Trabalho - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Plana Desconhecida.

O sinal de controle de orientação v_o e o erro de orientação e_o são ilustrados na Figura 7.18, onde pode-se observar que o erro de orientação permanece dentro de um pequeno conjunto residual. Os sinais de controle nas juntas e os Ângulos das juntas do manipulador são apresentados nas Figuras 7.19 e 7.20. O rastreamento da trajetória sobre a superfície de restrição é apresentada na Figura 7.21. Na Figura 7.22 pode-se observar a trajetória realizada pelo efetuador sobre uma superfície cilíndrica desconhecida localizada no espaço de trabalho.

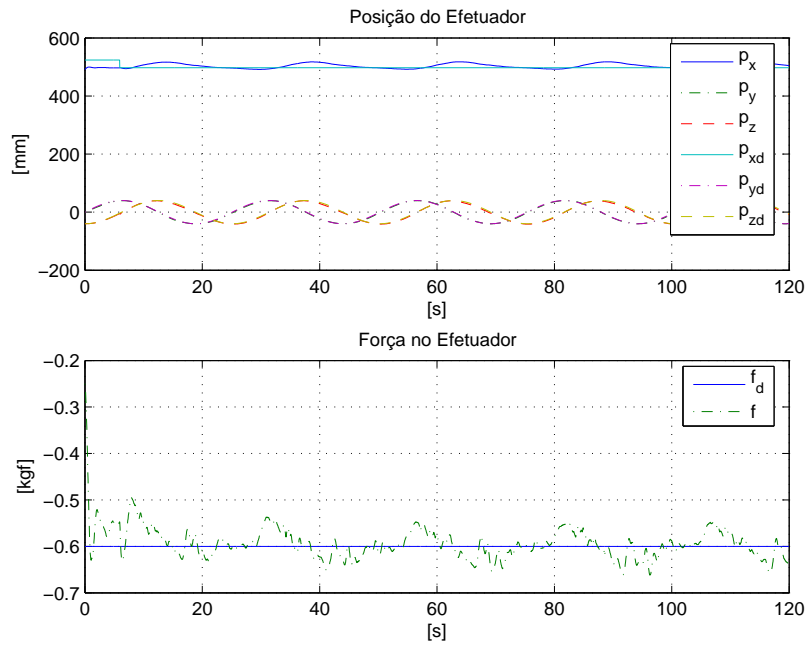


FIGURA 7.13: Resultado Experimental: Posição do Efetuador e Força de Contato no Efetuador - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

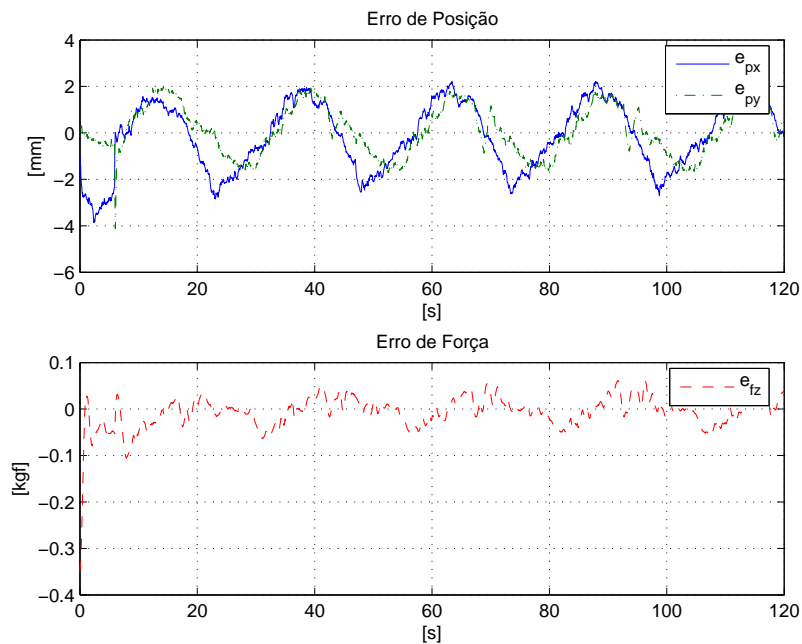


FIGURA 7.14: Resultado Experimental: Erro de Posição e Erro de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

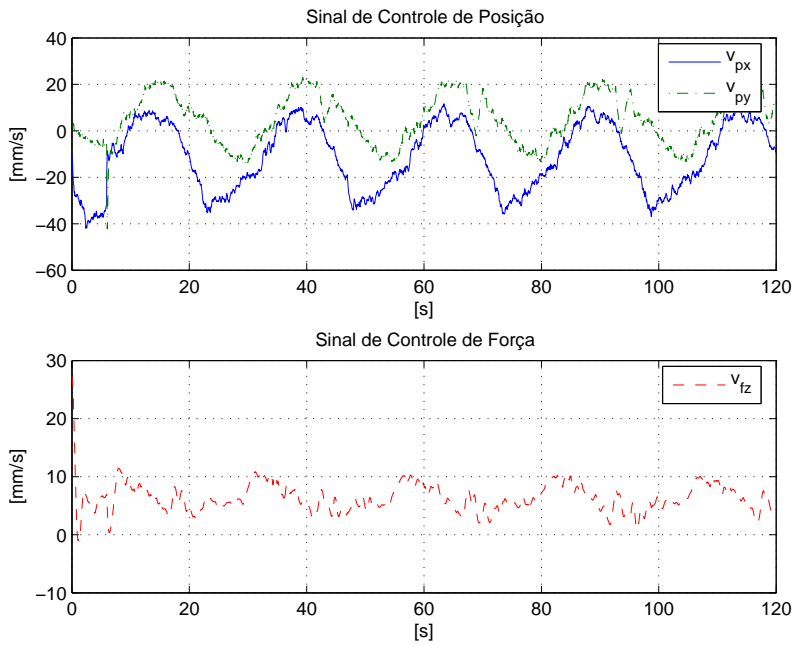


FIGURA 7.15: Resultado Experimental: Sinal de Controle de Posição e Sinal de Controle de Força - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

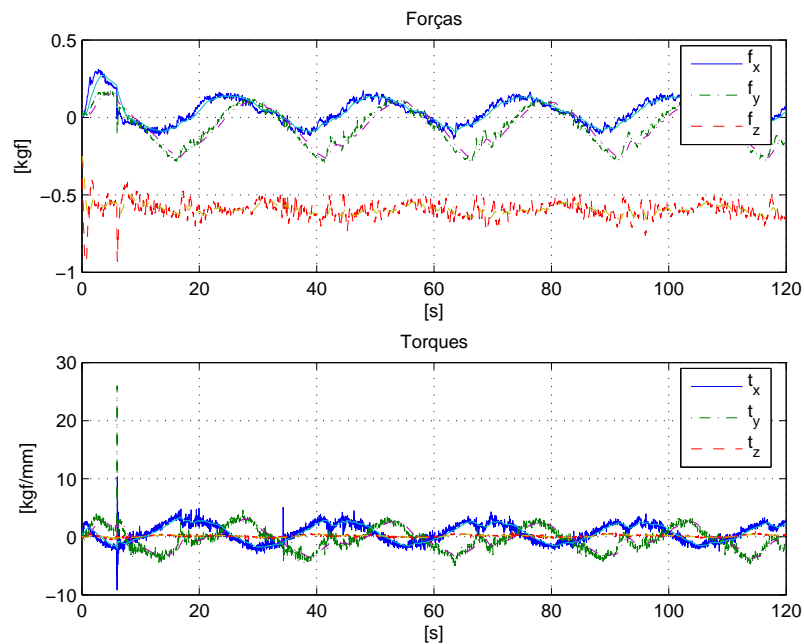


FIGURA 7.16: Resultado Experimental: Forças e Torques - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

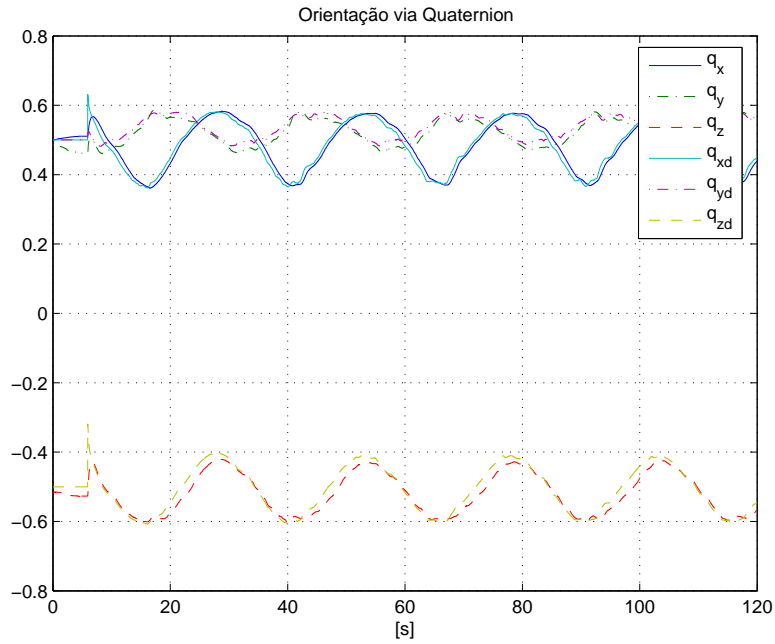


FIGURA 7.17: Resultado Experimental: Orientação via Quaternion - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

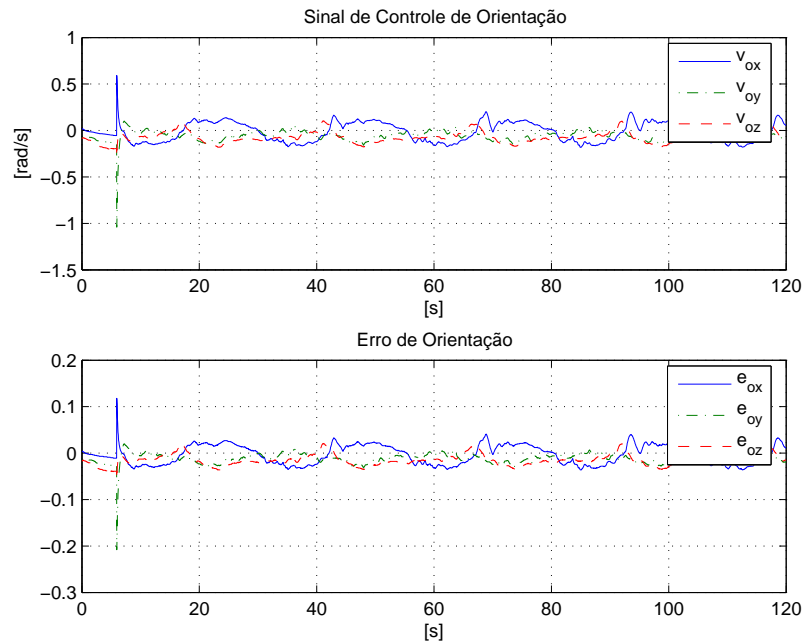


FIGURA 7.18: Resultado Experimental: Sinal de Controle de Orientação e Erro de Orientação - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

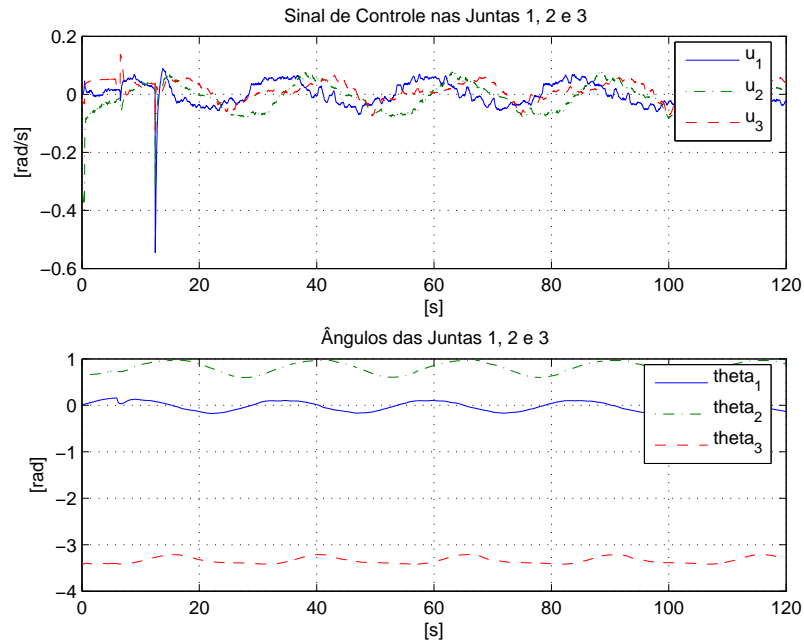


FIGURA 7.19: Resultado Experimental: Sinal de Controle nas Juntas 1, 2 e 3, e Ângulos das Juntas 1, 2 e 3 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

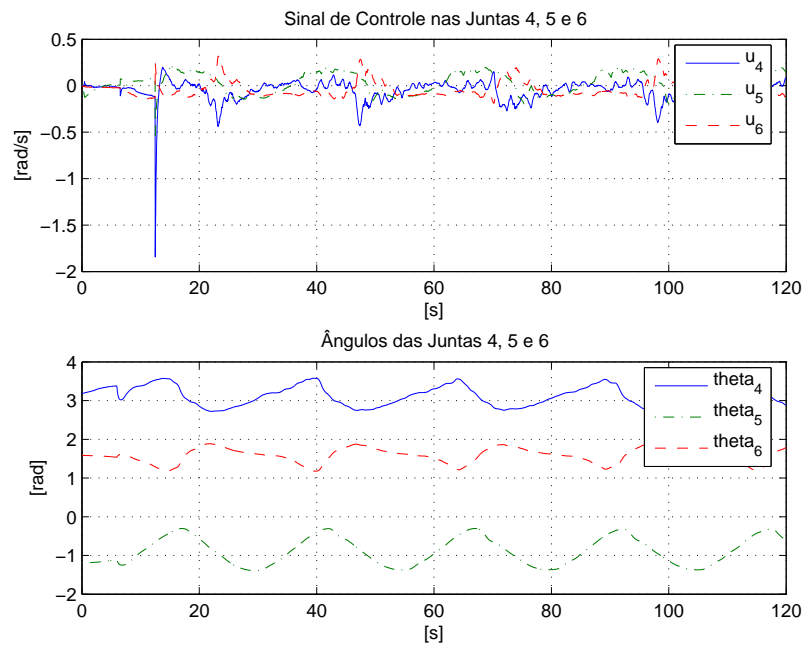


FIGURA 7.20: Resultado Experimental: Sinal de Controle nas Juntas 4, 5 e 6, e Ângulos das Juntas 4, 5 e 6 - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

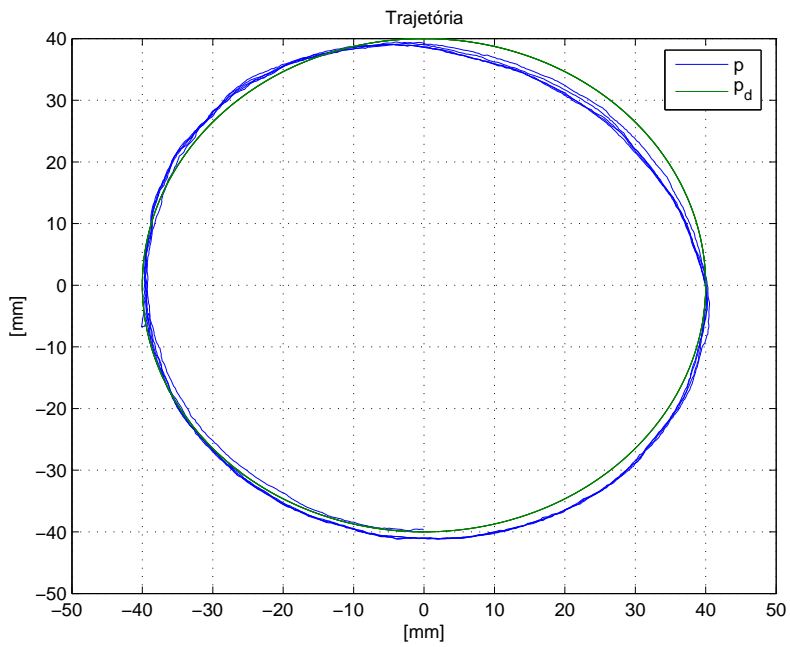


FIGURA 7.21: Resultado Experimental: Rastreamento da Trajetória - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

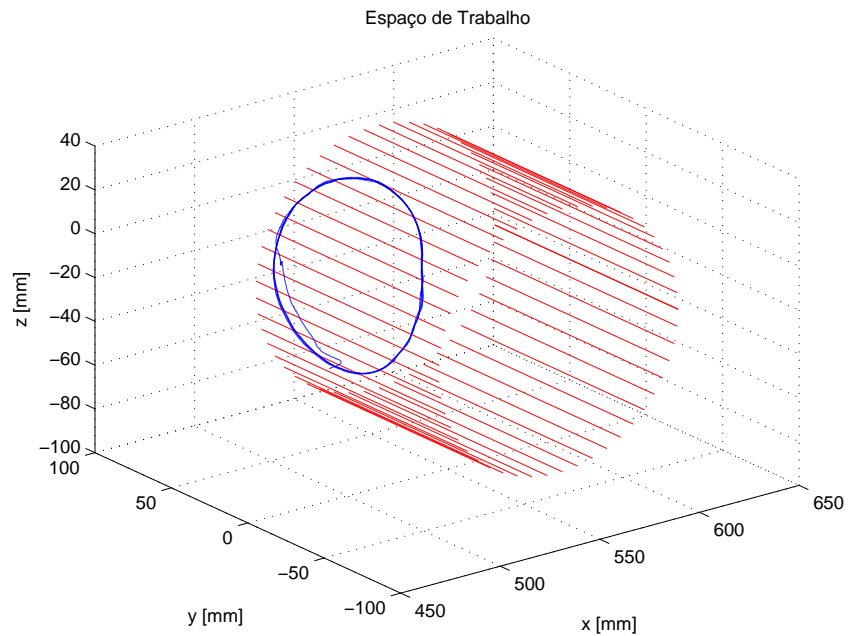


FIGURA 7.22: Resultado Experimental: Trajetória no Espaço de Trabalho - Controle Híbrido de Força e Posição sobre uma Superfície Cilíndrica Desconhecida.

Capítulo 8

Conclusões e Trabalhos Futuros

8.1 Conclusões

- Neste trabalho foi proposto um método de controle híbrido de força e visão para regulação de força sobre superfícies desconhecidas e rastreamento visual de trajetórias na presença de incertezas nos parâmetros de calibração da câmera.
- O controlador de força utilizado é baseado em uma ação *integral*, devido à sua conhecida robustez ao atraso de tempo de medição e capacidade de remover o erro de força em regime permanente. A estratégia de servovisão adaptativa utilizada é robusta na medida em que apresenta reduzida sensibilidade à incertezas cinemáticas.
- A fim de solucionar o problema de interação sobre superfícies desconhecidas é apresentado um método para estimar os vetores normal e tangente à superfície no ponto de contato e compensar os efeitos da força de atrito.
- Para evitar situações de escorregamento e perda de contato deve-se manter a ferramenta alinhada na direção normal à superfície de restrição. Então, um método é proposto para reorientar o efetuador sobre a superfície a partir da força medida.
- O controle de orientação é baseado na representação quaternion unitário, que não apresenta singularidades e simplifica a análise de estabilidade da dinâmica do erro de orientação.

- A análise de estabilidade e convergência para as malhas de controle de força, visão e orientação foi apresentada. A abordagem de controle híbrido consiste em separar o espaço de trabalho em subespaços ortogonais complementares em força e movimento. Assim, os controladores para cada subespaço podem ser projetados separadamente e não sofrem interferências mútuas, garantindo portanto a estabilidade do sistema.
- Simulações e ensaios experimentais em um sistema robótico real comprovam a viabilidade e a robustez do método apresentado. Os resultados experimentais obtidos ilustram o desempenho do algoritmo de controle híbrido proposto.

8.2 Propostas para Trabalhos Futuros

Com o objetivo de incentivar a continuidade da pesquisa apresentada neste trabalho, seguem abaixo algumas propostas para serem desenvolvidas em trabalhos futuros:

- Generalizações para o controle dinâmico do robô;
- Aplicação em controle coordenado de robôs móveis e manipuladores;
- Extensão para os problemas de servovisão *stereo* com câmera fixa ou móvel;
- Combinar o método de controle híbrido com outras estratégias de controle de força direta ou indireta.
- Desenvolver um método de controle de orientação para robôs manipuladores baseado em momentos.
- Utilizar a visão para reorientar a ferramenta sobre a superfície.

Apêndice A

Geometria Vetorial e Operadores

Definição A1 Um Espaço Vetorial \mathcal{V} é um conjunto fechado de elementos denominados *vetores* associados a um conjunto de números reais, denominados *escalares* que permitem operações de *adição vetorial* e *multiplicação por escalar*, satisfazendo as propriedades de comutatividade, associatividade e distributividade.

Definição A2 Um Espaço Vetorial Normado é um espaço vetorial onde considera-se a norma (ou magnitude) dos vetores.

Definição A3 Um Espaço Produto Interno é um espaço vetorial normado onde considera-se o conceito de produto interno.

Definição A4 Um Espaço Euclidiano 3D é um espaço produto interno onde considera-se a operação de produto vetorial.

Definição A5 Seja $L : \mathcal{V} \mapsto \mathcal{W}$. O operador adjunto L^* é dado por:

$$(w \cdot Lv)_{\mathcal{W}} = (L^* w \cdot v)_{\mathcal{V}} \quad v \in \mathcal{V}, w \in \mathcal{W}$$

A.1 Operador $\mathcal{S}(\cdot)$

Seja $\vec{v} \in \mathcal{V}$ um vetor arbitrário cujas componentes são representadas por

$$v = \begin{bmatrix} v_x & v_y & v_z \end{bmatrix}^T \in \mathbb{R}^3. \quad (\text{A.1})$$

Define-se o operador $\mathcal{S}(\cdot)$ aplicado ao vetor \vec{v} como:

$$\mathcal{S}(v) = \begin{bmatrix} 0 & -v_z & v_y \\ v_z & 0 & -v_x \\ -v_y & v_x & 0 \end{bmatrix} \in SS(3), \quad (\text{A.2})$$

onde $SS(3)$ é o espaço das matrizes *anti-simétricas* de ordem 3, ou seja

$$\mathcal{S}(v) = -\mathcal{S}(v).$$

Então, considerando $u \in \mathbb{R}^3$, pode-se escrever:

$$v \times u = \mathcal{S}(v)u. \quad (\text{A.3})$$

Além disso, as seguintes relações permanecem

$$\mathcal{S}(v)u = -\mathcal{S}(u)v, \quad (\text{A.4})$$

$$R\mathcal{S}(v)R^T = \mathcal{S}(Rv), \quad (\text{A.5})$$

$$\dot{R} = \mathcal{S}(v)R, \quad (\text{A.6})$$

onde $R \in SO(3)$ é um operador de rotação.

Apêndice B

Transformação Homogênea

Considera-se A um ponto arbitrário no espaço e \vec{p}_{ia} o vetor que une A com a origem do sistema de coordenadas \bar{E}_i . Então, considera-se \bar{E}_j outro sistema de coordenadas no espaço e \vec{p}_{ij} o vetor unindo a origem do sistema de coordenadas \bar{E}_j com a origem do sistema de coordenadas \bar{E}_i , e R_{ij} a matriz de rotação do sistema de coordenadas \bar{E}_j com respeito ao sistema de coordenadas \bar{E}_i (Figura B.1).

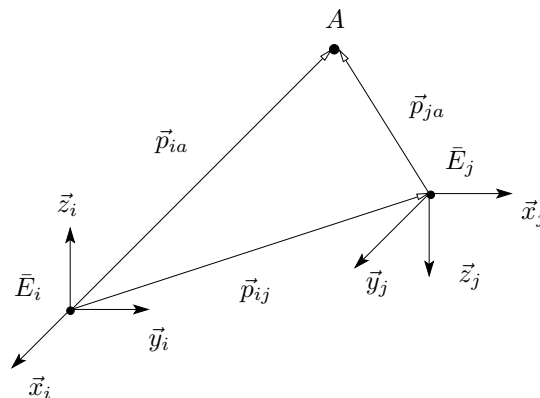


FIGURA B.1: Representação de um Ponto A em diferentes Sistemas de Coordenadas.

Finalmente, considera-se também \vec{p}_{ja} o vetor que une A à origem do sistema de coordenadas \bar{E}_j . Então, de acordo com a geometria vetorial, tem-se que

$$\vec{p}_{ia} = \vec{p}_{ij} + \vec{p}_{ja}$$

que pode ser expresso no sistema de coordenadas \bar{E}_i como

$$(\vec{p}_{ia})_i = (\vec{p}_{ij})_i + R_{ij} (\vec{p}_{ja})_j. \quad (\text{B.1})$$

Portanto, (B.1) representa a *transformação de coordenadas* (translação + rotação) de um vetor entre dois sistemas de coordenadas. A transformação inversa pode ser obtida através da pré-multiplicação de ambos os lados de (B.1) por $R_{ij}^T = R_{ji}$

$$(\vec{p}_{ja})_j = -R_{ji} (\vec{p}_{ij})_i + R_{ji} (\vec{p}_{ia})_i. \quad (\text{B.2})$$

Para obter uma representação compacta da relação entre as coordenadas do mesmo ponto em dois sistemas de coordenadas diferentes, a *representação homogênea* de um vetor genérico \vec{p} pode ser introduzida como o vetor \tilde{p} constituído da seguinte forma

$$\tilde{p} = \begin{bmatrix} \vec{p} \\ 1 \end{bmatrix}. \quad (\text{B.3})$$

Adotando esta representação para os vetores \vec{p}_{ia} e \vec{p}_{ja} em (B.1), a transformação de coordenadas pode ser reescrita em termos da seguinte matriz (4×4)

$$T_{ij} = \begin{bmatrix} R_{ij} & (\vec{p}_{ij})_i \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}. \quad (\text{B.4})$$

que de acordo com (B.3) é denominada *matriz de transformação homogênea*.

Portanto, a transformação de coordenadas (B.1) pode ser reescrita em uma forma mais compacta como

$$\tilde{p}_{ia} = T_{ij} \tilde{p}_{ja}. \quad (\text{B.5})$$

Apêndice C

Quaternion Unitário

Considera-se \vec{v} um vetor unitário na direção de um eixo de rotação com respeito ao sistema de coordenadas de referência

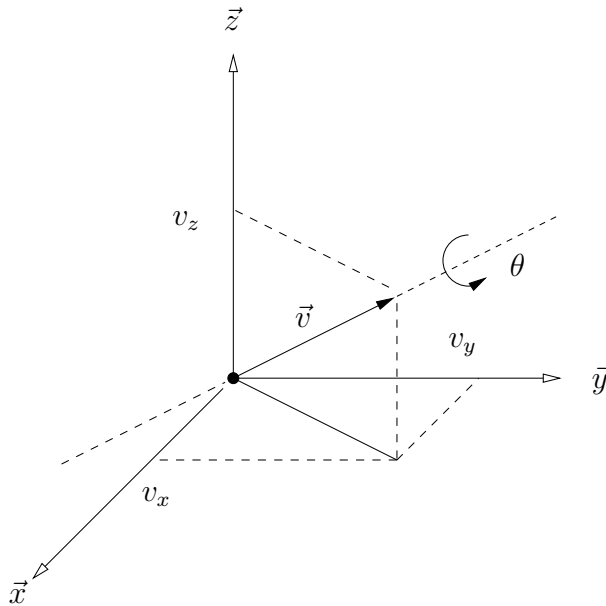


FIGURA C.1: Rotação em torno de um Eixo Arbitrário.

onde θ é o ângulo de rotação sobre o eixo \vec{v} . O quaternion unitário é definido como $q = (q_s, q_v)$ onde

$$q_s = \cos \frac{\theta}{2}, \quad (\text{C.1})$$

$$q_v = \sin \frac{\theta}{2} \vec{v}, \quad (\text{C.2})$$

onde $q_s \in \mathbb{R}$ 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

$$\|q\|^2 = q^T q = q_s^2 + q_v^T q_v = 1. \quad (\text{C.3})$$

Em vista de (C.1), (C.2) e (C.3), a matriz de rotação correspondente ao quaternion dado assume a seguinte forma:

$$R = (2q_s^2 - 1)(I + 2q_v q_v^T + q_s \mathcal{S}(q_v)). \quad (\text{C.4})$$

Entretanto, quando é desejado resolver o *problema inverso*, para computar o quaternion correspondente a uma matriz de rotação dada

$$R = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} \end{bmatrix}, \quad (\text{C.5})$$

o seguinte resultado é útil

$$q_s = \frac{1}{2} \sqrt{r_{11} + r_{22} + r_{33} + 1}, \quad (\text{C.6})$$

$$q_v = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} \text{sgn}(r_{32} - r_{23}) \sqrt{r_{11} - r_{22} - r_{33} + 1} \\ \text{sgn}(r_{13} - r_{31}) \sqrt{r_{22} - r_{33} - r_{11} + 1} \\ \text{sgn}(r_{21} - r_{12}) \sqrt{r_{33} - r_{11} - r_{22} + 1} \end{bmatrix}, \quad (\text{C.7})$$

onde $\text{sgn}(x) = 1$ para $x \geq 0$ e $\text{sgn}(x) = -1$ para $x < 0$. Nota-se que em (C.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

$$q^{-1} = (q_s, -q_v). \quad (\text{C.8})$$

Considera-se $q_1 = (q_{s1}, q_{v1})$ 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 $R_1 R_2$ é dado por

$$q_1 * q_2 = (q_{s1} q_{s2} - q_{v1}^T q_{v2} , q_{s1} q_{v2} + q_{s2} q_{v1} + \mathcal{S}(q_{v1}) q_{v2}), \quad (\text{C.9})$$

onde $(*)$ denota o operador produto de quaternion. Nota-se que, se $q_2 = q_1^{-1}$ então de acordo com (C.9) vem

$$q_1 * q_2 = (1, [0 \ 0 \ 0]).$$

Apêndice D

Método de Lyapunov

Definição D1 Uma função V é dita *positiva definida* se é contínua, possui derivadas parciais e as seguintes propriedades

1. $V(x) > 0 \quad \forall x \neq 0$,
2. $V(0) = 0$.

Se a função assume valor zero não somente na origem, então é denominada *positiva semidefinida* (Slotine & Li, 1991).

Definição D2 Seja \mathcal{B} uma bola de tamanho ϵ em torno da origem tal que $\mathcal{B} = \{x \in \mathbb{R}^n : \|x\| < \epsilon\}$. Então, se em \mathcal{B} , a função $V(x)$ é positiva definida e tem derivadas parciais contínuas, e se sua derivada no tempo ao longo de qualquer trajetória de estado do sistema é negativa semi-definida, *i.e.*, $\dot{V}(x) \leq 0$ então $V(x)$ é dita *função de Lyapunov* do sistema (Slotine & Li, 1991).

D.1 Método de Lyapunov

Considerando um sistema

$$\dot{x} = f(x), \tag{D.1}$$

então se $f(0) = 0$, o estado de equilíbrio do sistema é $x = 0$. Uma função escalar $V(x)$ do estado do sistema, contínua juntamente com sua primeira derivada, é definida uma função de Lyapunov se as seguintes propriedades procederem

$$\begin{aligned}
V(x) &> 0, & \forall x \neq 0, \\
V(x) &= 0, & x = 0 \\
\dot{V}(x) &< 0 & \forall x \neq 0, \\
V(x) &\rightarrow \infty & \|x\| \rightarrow \infty.
\end{aligned}$$

A existência desta função garante a estabilidade assintótica global do equilíbrio $x = 0$. Contudo, o equilíbrio $x = 0$ é globalmente assintoticamente estável se uma função $V(x)$ positiva definida, radialmente não-limitada, é encontrada de modo que sua derivada no tempo ao longo das trajetórias do sistema seja negativa definida.

Se a positividade definida de $V(x)$ é alcançada pelo emprego de uma forma quadrática, *i.e.*,

$$V(x) = x^T Q x, \quad (\text{D.2})$$

com Q sendo uma matriz simétrica positiva definida, então em vista de (D.1) vem

$$\dot{V}(x) = 2x^T Q f(x). \quad (\text{D.3})$$

Se $f(x)$ é tal que faça a função $\dot{V}(x)$ ser definida negativa, a função $V(x)$ é uma função de Lyapunov, uma vez que a escolha (D.2) permite provar a estabilidade assintótica global do sistema. Por outro lado, se $\dot{V}(x)$ em (D.3) não é negativa definida para $V(x)$ adotada, então nada pode ser dito sobre a estabilidade do sistema, uma vez que o método de Lyapunov fornece apenas uma condição suficiente. Neste caso, é preciso recorrer a escolhas diferentes de $V(x)$ para encontrar, se possível, $\dot{V}(x)$ negativa definida.

Então, para os casos em que a propriedade de negatividade definida não é válida, mas $\dot{V}(x)$ é apenas negativa semi-definida, *i.e.*, $\dot{V}(x) \leq 0$ a estabilidade assintótica global do estado de equilíbrio é garantida se a única trajetória do sistema para a qual $\dot{V}(x)$ é identicamente nula ($\dot{V} \equiv 0$) for a trajetória do equilíbrio $x \equiv 0$ (uma consequência do Teorema de La Salle).

Lema de Barbalat Se uma função diferenciável $f(t)$ possui um limite finito quando $t \rightarrow \infty$ e se $\dot{f}(t)$ é uniformemente contínua, $\dot{f}(t) \rightarrow 0$ quando $t \rightarrow \infty$.

Referências Bibliográficas

- Alici, G. & Daniel, R. W. (1996), ‘Force-controlled robot drilling in hazardous environments’, *IEEE Journal of Robotics and Automation* **11**(2), 62–73.
- Allen, P. K., Timcenko, A., Yoshimi, B. & Michelman, P. (1993), ‘Automated tracking and grasping of a moving object with a robotic hand-eye system’, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **9**(2), 152–1650.
- Anderson, R. & Spong, M. W. (1988), ‘Hybrid impedance control of robotic manipulators’, *IEEE Journal of Robotics and Automation* **4**(5), 549–556.
- 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.
- Baeten, J. & Schutter, J. D. (2002), ‘Hybrid vision/force control at corners in planar robotic-contour following’, *ASME Transactions on Mechatronics* **7**(2), 143–150.
- Balorda, Z. & Bajd, T. (1994), ‘Reducing positioning uncertainty of objects by robot pushing’, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **10**(4), 535–541.
- Bishop, B. & Spong, M. (1997), Adaptive calibration and control of 2d monocular visual servo systems, in ‘SRC’, Vol. 2, Nantes, France, pp. 525–530.
- Bonfadini, A. C. G. (2001), Controle coordenado híbrido de força e posição de um manipulador móvel, Master’s thesis, PEE/COPPE/UFRJ.
- Carelli, R., Oliva, E., Soria, C. & Nasisi, O. (2004), ‘Combined force and visual control of an industrial robot’, *Robotica* **22**, 163–171.
- 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**, 847–855.
- Corke, P. I. (1996), ‘A robotic toolbox for matlab’, *IEEE Robotics & Automation Magazine* **3**(1), 24–32.
- Dario, P., Guglielmelli, E., Allotta, B. & Carrozza, M. C. (1996), ‘Robotics for medical applications’, *IEEE Robotics & Automation Magazine* **3**(3), 44–56.
- 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.

- Feddema, J. & Mitchell, O. (1989), 'Vision-guided servoing with feature-based trajectory generation', *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **5**(5), 691–700.
- Guenther, R. & Bier, C. (2000), Um controlador de força para seguimento de contornos planos, in 'Congresso Brasileiro de Automática', Florianópolis.
- Hager, G. D., Grunwald, G. & Hirzinger, G. (1994), *Feature-based visual servoing and its application to telerobotics*, in 'IEEE Conference on Intelligent Robots and Systems', pp. 164–171.
- Hamilton, W. R. (1844), 'On a new species of imaginary quantities connected with a theory of quaternions', *Transactions of the Royal Irish Academy* **2**, 424–434.
- Hartenberg, R. S. & Denavit, J. (1955), 'A kinematic notation for lower pair mechanisms based on matrices', *Journal of Applied Mechanics* **77**, 215–221.
- Hill, J. & Park, W. T. (1979), *Real time control of a robot with a mobile camera*, in 'Proc. 9th International Symposium on Industrial Robots', Washington, pp. 233–246.
- 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 an unknown environment', *IEEE Robotics & Automation Magazine* pp. 39–43.
- Hsu, L. & Aquino, P. (1999), *Adaptive visual tracking with uncertain manipulator dynamics and uncalibrated camera*, in 'IEEE Conference on Decision and Control', Phoenix, pp. 1248–1253.
- Hsu, L. & Costa, R. (1999), *Mimo direct adaptive control with reduced prior knowledge of the high frequency gain*, in 'IEEE Conference on Decision and Control', Phoenix, pp. 3303–3308.
- Hsu, L. & Lizarralde, F. (2000), *Robust adaptive visual tracking control: Analysis and experiments*, in 'Conference on Control and Applications'.
- Hsu, L., Costa, R. & Imai, A. (1999), *Stable adaptive control of MIMO systems via symmetrization of the high frequency gain matrix*, in 'Technical Report - PEE/COPPE, UFRJ'.
- Hsu, L., Costa, R. R., Lizarralde, F. & Cunha, J. P. V. S. D. (2000), 'Dynamic positioning of remotely operated underwater vehicles', *IEEE Robotics & Automation Magazine* **7**(3), 21–31.
- Hsu, L., Leite, A. C. & Lizarralde, F. (2002), *Controle adaptativo robusto para rastreamento visual*, in 'Congresso Brasileiro de Automática', Natal, pp. 661–666.
- 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, 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., Alvarez, B., Fernandez, C. & Merono, J. M. F. (2003), 'Robots in radioactive environments', *IEEE Robotics & Automation Magazine* **10**(4), 12–22.
- Ioannou, P. & Sun, K. (1996), *Robust Adaptive Control*, Prentice Hall.
- 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', *MFII* pp. 116–123.
- Jamisola, R., Ang, M. H., Oetomo, D., Khatib, O., Lim, T. M. & Lim, S. Y. (2002), 'The operational space formulation implementation to aircraft canopy polishing using a mobile manipulator', in 'IEEE International Conference on Robotics & Automation', Washington, DC, pp. 400–405.
- Kazanzides, P., Bradley, N. S. & Wolovich, W. A. (1989), 'Dual-drive force/velocity control: Implementation and experimental results', in 'IEEE International Conference on Robotics & Automation', pp. 92–96.
- Kelly, R. (1996), 'Robust asymptotically stable visual servoing of planar robots', *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **12**(5), 759–766.
- Kelly, R., Reyes, R., Moreno, J. & Hutchinson, S. (1999), 'A two loops direct visual control of direct-drive planar robots with moving target', in 'IEEE International Conference on Robotics & Automation', Detroit, pp. 599–604.
- Khalil, H. (1996), *Nonlinear Systems, 2nd edn*, Prentice Hall.
- 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. (1995), 'Fuzzy neural controller for robot manipulator force control', in 'IEEE International Conference on Robotics & Automation', pp. 869–874.
- Koivo, A. & 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**, 134–142.
- Korzeniowski, K. A. & Wolovich, W. A. (1991), 'Three dimensional object tracking using dual-drive robot control', in 'IEEE Conference on Decision and Control', Brighton, England, pp. 2458–2463.
- Korzeniowski, K. A. & Wolovich, W. A. (1994), 'Dual-drive robot control for object recognition', in 'American Control Conference', Baltimore, Maryland, pp. 1396–1400.

- Leite, A. C., Hsu, L., Lizarralde, F. & Zachi, A. L. R. (2004), 'Rastreamento de trajetórias por servovisão adaptativa', *Revista Controle & Automação* **15**(3), 309–319.
- Liao, H. & Leu, M. C. (1998), 'Analysis of impact in robotic peg-in-hole assembly', *Robotica* **16**(3), 347–356.
- Lizarralde, F. & Wen, J. T. (1995), 'Attitude control without angular velocity measurement: A passivity approach', *IEEE Transactions on Automatic Control* **41**(3), 1–5.
- Lu, Z. & Goldenberg, A. A. (1995), 'Robust impedance control and force regulation: Theory and experiments', *The International Journal of Robotics Research* **14**(3), 225–254.
- Mason, M. (1981), 'Compliance and force control for computer controlled manipulators', *IEEE Transactions on Systems, Man and Cybernetics* **11**(6), 418–432.
- Merlet, J.-P. (1987), *C-surface applied to the design of an hybrid force-position robot controller*, in 'IEEE International Conference on Robotics & Automation', Vol. 2, pp. 1055–1059.
- Moraleda, J., Ollero, A. & Orte, M. (1999), 'A robotic system for internal inspection of water pipelines', *IEEE Robotics & Automation Magazine* **6**(3), 30–41.
- Morel, G., Malis, E. & Boudet, S. (1998), *Impedance based combination of visual and force control*, in 'IEEE International Conference on Robotics & Automation', Leuven, Belgium, pp. 1743–1748.
- Murray, R. M., Li, Z. & Sastry, S. S. (1996), *A Mathematical Introduction to Robotic Manipulation*, CRC Press.
- Narendra, K. & Annaswamy, A. (1989), *Stable Adaptive Systems*, Prentice Hall.
- Nelson, B. J. & Khosla, P. K. (1996), 'Force and vision resolvability for assimilating disparate sensory feedback', *IEEE Journal of Robotics and Automation* **12**, 714–731.
- Nelson, B. J., Morrow, J. D. & Khosla, P. K. (1995), *Improved force control through visual servoing*, in 'American Control Conference', Seattle, Washington.
- Olsson, T., Bengtsson, J., Johansson, R. & Malm, H. (2002), *Force control and visual servoing using a planar surface identification*, in 'IEEE International Conference on Robotics & Automation', Vol. 1, Washington, pp. 4211–4216.
- Pascoal, A., Oliveira, P., Silvestre, C., Bjerrum, A., Ishoy, A., Pignon, J.-P., Ayela, G. & Petzelt, C. (1997), 'Marius: An autonomous underwater vehicle for coastal oceanography', *IEEE Robotics & Automation Magazine* **4**(4), 46–59.
- Pichler, A. & Jagersand, M. (2000), *Uncalibrated hybrid force-vision manipulation*, in 'IEEE Conference on Intelligent Robots and Systems', Vol. 3, pp. 1866–1871.

- Raibert, M. H. & Craig, J. J. (1981), 'Hybrid position/force control of manipulators', *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control* **103**(2), 126–133.
- Salisbury, K. J. (1980), Active stiffness control of a manipulator in cartesian coordinates, in 'IEEE Conference on Decision and Control', Albuquerque, pp. 95–100.
- Sanderson, A. C. & Weiss, L. E. (1980), 'Image based visual servo control using relational graph error signal', *IEEE International Conference on Cybernetics and Society* pp. 1074–1077.
- Sciavicco, L. & Siciliano, B. (2000), *Modelling and Control of Robot Manipulators*, 2nd edn, Springer-Verlag.
- Shirai, Y. & Inoue, H. (1973), 'Guiding a robot by visual feedback in assembling tasks', *Pattern Recognit* **5**, 99–108.
- Sistler, F. (1987), 'Robotics and intelligent machines in agriculture', *IEEE Journal of Robotics and Automation* **3**(1), 3–6.
- Slotine, J. J. E. & Li, W. (1991), *Applied Nonlinear Control*, Prentice Hall.
- Spong, M. V. & Vidyasagar, M. (1989), *Robot Dynamics and Control*, John Wiley & Sons.
- Thrun, S., Thayer, S., Whittaker, W., Baker, C., Burgard, W., Ferguson, D., Hanel, D., Montemerlo, M., Morris, A., Omohundro, Z. & Reverte, C. (2004), 'Autonomous exploration and mapping of abandoned mines', *IEEE Robotics & Automation Magazine* **11**(4), 79–91.
- Tsai, R. Y. (1987), 'A versatile camera calibration technique for high accuracy 3d machine vision metrology using off-the-shelf tv cameras and lenses', *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **3**(4), 323–344.
- Tsai, R. Y. & Lenz, R. (1989), 'A new technique for fully autonomous and efficient 3d robotics hand-eye calibration', *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **5**, 345–358.
- 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.
- Volpe, R. & Khosla, P. (1993), 'A theoretical and experimental investigation of explicit force control strategies for manipulators', *IEEE Transactions on Automatic Control* **38**(11), 1634–1650.
- Weisbin, C. R. & Rodriguez, G. (2000), 'Nasa robotics research for planetary surface exploration', *IEEE Robotics & Automation Magazine* **7**(4), 25–34.
- Weiss, L., Sanderson, A. & Neumann, C. (1987), 'Dynamic sensor based control of robots with visual feedback', *IEEE Journal of Robotics and Automation* **3**, 404–417.

- Wen, J. T. & Murphy, S. (1991), 'Stability analysis of position and force control for robot arms', *IEEE Transactions on Automatic Control* **36**(3), 365–371.
- 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.
- 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. (2001), *Contribuição ao controle adaptativo de sistemas não-lineares com aplicação à servovisão robótica 3d*, Master's thesis, PEE/COPPE/UFRJ.
- Zachi, A. R. L., Hsu, L., Lizarralde, F. & Leite, A. C. (2004), Adaptive control of nonlinear visual servoing systems via image-based linearization, in 'Proc. of 15th Brazilian Conference on Automatic Control', Gramado-RS.
- Zeng, G. & Hemami, A. (1997), 'An overview of robot force control', *Robotica* **15**, 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, pp. 4137–4142.
- Zhao, Y. & Cheah, C. C. (2004), Hybrid vision-force control for robot with uncertainties, in 'IEEE International Conference on Robotics & Automation', pp. 261–266.