



CONTROLE HÍBRIDO EM CASCATA BASEADO EM PASSIVIDADE

Rodolpho Costa Ribeiro

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

Orientadores: Ramon Romankevicius Costa
Fernando Cesar Lizarralde

Rio de Janeiro
Março de 2019

CONTROLE HÍBRIDO EM CASCATA BASEADO EM PASSIVIDADE

Rodolpho Costa Ribeiro

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

Examinada por:

Prof. Ramon Romankevicius Costa, D.Sc

Prof. Liu Hsu, Dr. d'État

Prof. Marcelo Becker, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

MARÇO DE 2019

Ribeiro, Rodolpho Costa

Controle Híbrido em Cascata baseado em Passividade/Rodolpho Costa Ribeiro. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2019.

XIII, 103 p.: il.; 29, 7cm.

Orientadores: Ramon Romankevicius Costa

Fernando Cesar Lizarralde

Dissertação (mestrado) – UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Elétrica, 2019.

Referências Bibliográficas: p. 94 – 103.

1. Manipulador Robótico. 2. Controle Cinemático. 3. Controle em Cascata. 4. Controle Híbrido. 5. Controle por Passividade. I. Costa, Ramon Romankevicius *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Elétrica. III. Título.

*Aos meus pais, Lourdes e
Rodolpho.*

Agradecimentos

Agradeço aos meus pais, Lourdes e Rodolpho, por sempre me apoiarem ao longo da minha trajetória acadêmica.

Agradeço aos colegas do LEAD, do LABCON e da minha turma de mestrado pelos momentos de descontração nessa convivência diária.

Agradeço ao professor Marcelo Becker por fazer parte da minha banca examinadora e pelos comentários valiosos para melhorar esta dissertação.

Agradeço aos professores Liu Hsu, Fernando Lizarralde e Ramon Costa por me orientarem ao longo do curso de mestrado.

Agradeço ao CNPq e à Energia Sustentável do Brasil pelo suporte financeiro que permitiu que eu me dedicasse exclusivamente ao curso.

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

CONTROLE HÍBRIDO EM CASCATA BASEADO EM PASSIVIDADE

Rodolpho Costa Ribeiro

Março/2019

Orientadores: Ramon Romankevicius Costa
Fernando Cesar Lizarralde

Programa: Engenharia Elétrica

Esta dissertação apresenta uma lei de controle híbrido em cascata baseada em passividade cujo objetivo é garantir a estabilidade do contato entre o efetuador de um manipulador industrial e uma superfície complacente desconhecida sobre a qual este executa uma tarefa de interação.

A lei de controle em cascata consiste em duas malhas de controle aninhadas. Na malha interna, é utilizado um algoritmo de dinâmica inversa no espaço das juntas que faz o manipulador se comportar de forma cinemática. Na malha externa, é utilizado um controle cinemático híbrido de posição/força no espaço operacional para que o efetuador siga uma trajetória de posição desejada sobre a superfície enquanto exerce uma força de contato desejada na direção ortogonal a esta a todo instante. Um controle cinemático de orientação também é utilizado para que o efetuador sempre se mantenha alinhado com a direção ortogonal à superfície.

Em teoria, esse controle permite o rastreamento das referências de posição, força e orientação. Devido a aspectos práticos de implementação em um manipulador real, porém, o contato entre o efetuador e a superfície pode se tornar instável e grandes forças de contato podem ser exercidas, danificando tanto o manipulador quanto a superfície. Muitos desses fatores desestabilizadores podem ser atribuídos a presença do sensor de força como, por exemplo, o atraso de medição.

O controle por passividade tem como objetivo evitar essa instabilidade. Um observador de energia é introduzido para monitorar a energia dissipada pelo sistema e, caso seja detectada a perda de passividade deste em algum momento, um controlador de passividade entra em ação para aumentar a sua impedância de modo que este dissipe uma quantidade maior de energia até que a passividade, e conseqüentemente a estabilidade, seja recuperada.

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

PASSIVITY-BASED CASCADE HYBRID CONTROL

Rodolpho Costa Ribeiro

March/2019

Advisors: Ramon Romankevicius Costa

Fernando Cesar Lizarralde

Department: Electrical Engineering

This dissertation presents a passivity-based cascade hybrid control law whose goal is to ensure contact stability between the end-effector of an industrial manipulator and an unknown compliant surface on which it performs an interaction task.

The cascade control law consists on two nested control loops. In the inner loop, a joint space inverse dynamics algorithm is used to make the manipulator behave kinematically. In the outer loop, an operational space kinematic position/force hybrid control law is used so that the end-effector follows a desired position trajectory on the surface while exerting a desired contact force on the orthogonal direction to it at all times. A kinematic orientation control law is also used so that the end-effector always stays aligned with the orthogonal direction.

In theory, this control allows tracking of the position, force and orientation references. However, due to practical aspects of implementation in a real manipulator, the contact between the end-effector and the surface may become unstable and large contact forces may be exerted, damaging both the manipulator and the surface. Many of these destabilizing factors can be attributed to the force sensor, for example, its measurement delay.

The goal of the passivity control is to prevent this instability. An energy observer is introduced to monitor the energy dissipated by the system and, if loss of passivity is detected at any time, a passivity controller acts to increase its impedance so that it dissipates a larger amount of energy until passivity, and consequently stability, is recovered.

Sumário

Lista de Figuras	xi
Lista de Tabelas	xiii
1 Introdução	1
1.1 Motivação	1
1.1.1 Energia Hidrelétrica	1
1.1.2 Manutenção das Turbinas das Usinas Hidrelétricas	3
1.1.3 Projeto EMMA	4
1.1.4 Descrição do Sistema Utilizado no Projeto	4
1.1.5 Planejamento de Trajetória para o Manipulador	7
1.1.6 Seleção do Manipulador	9
1.2 Objetivo	10
1.3 Controle de Força	10
1.3.1 Controle de Impedância	11
1.3.2 Controle Híbrido	14
1.4 Abordagem por Passividade no Domínio do Tempo (TDPA)	15
1.4.1 TDPA para Sistemas de Teleoperação Bilateral	16
1.4.2 TDPA para Controle de Força	17
1.5 Estrutura do Trabalho	18
2 Cinemática de um Manipulador Robótico	19
2.1 Pose de um Corpo Rígido	20
2.1.1 Posição do Corpo Rígido	20
2.1.2 Orientação do Corpo Rígido	20
2.2 Cinemática Direta de um Manipulador	23
2.2.1 Convenção de Denavit-Hartenberg	24
2.2.2 Cinemática Direta por Quaternion Unitário	26
2.3 Cinemática Diferencial de um Manipulador	26
2.3.1 Jacobiano Geométrico	27
2.3.2 Singularidades Cinemáticas	29

2.3.3	Jacobiano Analítico	29
2.3.4	Jacobiano de Representação	30
2.3.5	Relação entre os Jacobianos	31
2.4	Braço Antropomórfico com Punho Esférico	31
2.4.1	Modelo Cinemático do Motoman MH12	31
2.4.2	Singularidades Cinemáticas do Motoman MH12	33
3	Controle Híbrido em Cascata	34
3.1	Controle de Força	35
3.2	Movimento Restrito do Efetuador	36
3.2.1	Força de Contato	36
3.2.2	Matrizes de Projeção e Estimativa de \bar{E}_s	37
3.3	Controle Cinemático Híbrido de Posição / Força e de Orientação	39
3.3.1	Prova de Estabilidade para o Controle Cinemático Híbrido e de Orientação (Controlador P)	41
3.3.2	Prova de Estabilidade para o Controle Cinemático Híbrido e de Orientação (Controlador PI)	44
3.4	Controle Híbrido em Cascata	46
4	Passividade	48
4.1	Modelo do Sistema Não-Linear	48
4.2	Dissipatividade e Passividade	49
4.3	Passividade e Estabilidade de Lyapunov	51
4.4	Sistemas Realimentados	52
4.5	Passividade da Interação entre o Manipulador e a Superfície	53
4.6	Passividade do Controle de Dinâmica Inversa	54
5	Controle por Passividade	55
5.1	Controle Explícito de Força por Passividade	55
5.1.1	Análise de Energia	56
5.1.2	Representação do Controle Explícito de Força como uma Rede de Sistemas de Portas	57
5.1.3	Controle Explícito de Força baseado em TDPA	59
5.1.4	Observadores de Energia	61
5.2	Controle Cinemático por Passividade	63
5.2.1	TDPA Cinemático para o Controlador P	64
5.2.2	Filtro Passa-Baixas para o PC do TDPA	66
5.2.3	TDPA Cinemático para o Controlador PI	67

6	Simulações e Experimentos	69
6.1	Simulações - Braço Antropomórfico com Punho Esférico	69
6.1.1	Controlador P	70
6.1.2	Controlador PI	72
6.2	Simulações - Manipulador Tetis	77
6.3	Experimentos	83
7	Conclusões e Trabalhos Futuros	91
7.1	Conclusões	91
7.2	Trabalhos Futuros	92
7.2.1	Realização de Experimentos com o Motoman MH12	92
7.2.2	Controle de Posição e Orientação por Servovisão	93
7.2.3	TDPA para as Malhas de Posição e Orientação	93
	Referências Bibliográficas	94

Lista de Figuras

1.1	Usina Hidrelétrica de Jirau.	2
1.2	Efeito da Cavitação em uma Turbina (https://www.britannica.com/science/cavitation).	3
1.3	Automatização do Processo de <i>Hard Coating</i>	5
1.4	Modelo do Interior da Turbina [1].	6
1.5	Turbina da Usina Hidrelétrica de Jirau [2].	7
1.6	Sistema de Trilhos no Interior da Turbina [1].	8
1.7	Yaskawa Motoman MH12.	9
2.1	Convenção de Denavit-Hartenberg para o Motoman MH12.	32
3.1	Contato entre o Efetuador e a Superfície Complacente.	38
3.2	Diagrama do Controle Híbrido em Cascata.	47
4.1	Dois Sistemas Conectados por Realimentação.	52
5.1	Controle Explícito de Força [3].	56
5.2	Circuito Equivalente ao Controle Explícito de Força [3].	58
5.3	Representação por Rede de Sistemas de Portas do Controle Explícito de Força (adaptado de [3]).	58
5.4	Representação Reduzida para a Rede de Sistemas de Portas do Controle Explícito de Força [3].	59
5.5	Controle Adaptativo por Passividade [3].	60
5.6	Controle Cinemático de Força.	63
5.7	Circuito Equivalente ao Controle Cinemático P de Força.	64
5.8	Rede de Sistemas de Portas do Controle Cinemático de Força.	65
5.9	Controle Cinemático P de Força com TDPA.	65
5.10	Circuito Equivalente ao Controle Cinemático PI de Força.	67
5.11	Controle Cinemático PI de Força com TDPA.	68
6.1	Controle Híbrido P em Cascata.	71
6.2	Controle Híbrido P em Cascata com Atraso e sem TDPA.	73

6.3	Controle Híbrido P em Cascata com Atraso e TDPA com $k_{pc} = 1$.	74
6.4	Controle Híbrido P em Cascata com Atraso, TDPA e Filtro.	75
6.5	Controle Híbrido P em Cascata com Atraso e TDPA com $k_{pc} = 0,1$.	76
6.6	Controle Híbrido PI em Cascata.	78
6.7	Controle Híbrido PI em Cascata com Atraso e sem TDPA.	79
6.8	Controle Híbrido PI em Cascata com Atraso e TDPA com $k_{pc} = 1$.	80
6.9	Controle Híbrido PI em Cascata com Atraso, TDPA e Filtro.	81
6.10	Controle Híbrido PI em Cascata com Atraso e TDPA com $k_{pc} = 0,1$.	82
6.11	Simulação Tetis - Caso Ideal	84
6.12	Simulação Tetis - Com Atraso.	85
6.13	Simulação Tetis - Com Atraso, TDPA e Filtro.	86
6.14	Manipulador Tetis.	87
6.15	Resultados Experimentais sem TDPA.	89
6.16	Resultados Experimentais com TDPA.	90

Lista de Tabelas

2.1	Parâmetros de Denavit-Hartenberg para o Motoman MH12.	31
-----	---	----

Capítulo 1

Introdução

Os recentes avanços em pesquisas envolvendo robôs tem possibilitado que estes sejam empregados em um número cada vez maior de tarefas. Em ambientes industriais, em particular, manipuladores robóticos são capazes de realizar tarefas em diversas etapas da linha de produção com maior precisão e produtividade que trabalhadores humanos, além de poderem operar em locais e circunstâncias altamente nocivos para estes.

Essas vantagens tem chamado atenção para a possibilidade dos manipuladores serem utilizados não apenas para tarefas de produção, mas também de manutenção de equipamentos essenciais para a operação das indústrias ou de instalações responsáveis por serviços essenciais, como o abastecimento de água e energia, por exemplo. A utilização de manipuladores reduz a probabilidade de ocorrência de falhas nesses equipamentos e também os custos envolvidos.

1.1 Motivação

Nesta seção, é apresentada a motivação dessa dissertação: o Projeto EMMA, cujo objetivo é automatizar o processo de manutenção das lâminas das turbinas da Usina Hidrelétrica de Jirau (construída sobre o Rio Madeira, a $120km$ de Porto Velho, capital de Rondônia, Figura 1.1), através da utilização de um manipulador robótico industrial.

O problema que o projeto se propõe a resolver é introduzido, o ambiente de operação do robô dentro da turbina é descrito e os trabalhos já publicados sobre o projeto são apresentados.

1.1.1 Energia Hidrelétrica

A crescente preocupação com os danos ambientais causados pela extração de combustíveis-fósseis e pela emissão de gases poluentes decorrentes da utilização massiva



Figura 1.1: Usina Hidrelétrica de Jirau.

destes ao redor do mundo tem levado a investimentos cada vez maiores em fontes alternativas de geração de energia que sejam renováveis e que não agridam o meio ambiente.

Dentre as diversas opções que vem sendo pesquisadas, destaca-se a geração de energia através de usinas hidrelétricas (UHEs), que foram responsáveis por 70% da energia renovável e 16% do total de energia gerada no mundo em 2015, com expectativa de crescimento de 3,1% pelos próximos 25 anos [4].

A disponibilidade de rios para a construção de represas em países onde há alto consumo de eletricidade, como Estados Unidos, China e Brasil, tem sido um grande incentivo para pesquisas que explorem o potencial dessa fonte de energia. Como consequência, a energia hidrelétrica é a mais barata e que apresenta a maior eficiência entre as fontes renováveis de energia atualmente, além de produzir uma quantidade muito menor de gases de efeito-estufa do que usinas a base de combustíveis-fósseis e de não produzir rejeitos [5].

No Brasil, 77% da matriz energética é composta pelas UHEs e com previsão de crescimento, já que apenas 1/3 do potencial hidrelétrico do país é explorado. Conseqüentemente, pesquisas que contribuam para reduções nos custos e no tempo de manutenção dos equipamentos essenciais para o funcionamento das usinas trazem grandes benefícios tanto para as empresas que as administram, através de ganhos de eficiência já que as turbinas permanecem ociosas por menos tempo, quanto para o consumidor final, na forma de contas de luz mais baratas e de menor risco de falha no fornecimento de energia.



Figura 1.2: Efeito da Cavitação em uma Turbina (<https://www.britannica.com/science/cavitation>).

1.1.2 Manutenção das Turbinas das Usinas Hidrelétricas

A manutenção das turbinas das UHEs deve ser realizada periodicamente, pois as suas lâminas sofrem desgastes constantes devido à ocorrência de fenômenos naturais enquanto estão operando, tais como a abrasão e a cavitação. A abrasão ocorre devido ao atrito entre as lâminas e a água, que arranha a superfície destas. Esse fenômeno se torna ainda mais severo quando há grande quantidade de partículas sólidas na água. A cavitação é o processo de formação de bolhas na água que ocorre devido ao aumento de pressão causado pelo atrito com as lâminas da turbina em movimento. Quando as bolhas estouram, provocam ondas de choque e liberação de calor que danificam as lâminas [6, 7], o que provoca a desestabilização do fluxo de água que atravessa a turbina e reduz a sua capacidade de geração de energia [8]. Além disso, a vida útil das lâminas da turbina também é consideravelmente reduzida [9]. A Figura 1.2 mostra os danos causados pela cavitação.

Os desgastes provocados por esses fenômenos podem ser evitados pelo processo de *hard coating*, que consiste na aspersão de materiais metálicos aquecidos através de uma pistola que aquece e acelera as partículas que devem ser depositadas sobre a superfície da lâmina. Dessa forma, é o material que reveste a lâmina que sofre os desgastes. Esse material deve ser reaplicado periodicamente no processo de manutenção [10] e quanto maior a sua resistência mecânica, maior será o período de funcionamento da turbina até que a próxima aplicação do *hard coating* seja necessária. O processo deve ser automatizado devido à precisão e à velocidade com que

a pistola deve se mover durante a aplicação do material e também porque o interior da turbina é um ambiente hostil a um operador humano por causa da dificuldade de locomoção, pelo uso de substâncias tóxicas, corrosivas e inflamáveis e pela sua temperatura elevada quando a pistola está em operação.

A aplicação de *hard coating* costuma ser realizada por manipuladores de grande porte fora do ambiente da turbina (manutenção *ex situ*), como mostrado na Figura 1.3.

1.1.3 Projeto EMMA

O projeto EMMA é uma parceria entre a COPPE e a Energia Sustentável do Brasil (ESBR), empresa responsável pela Usina Hidrelétrica de Jirau (50 turbinas do tipo bulbo de eixo horizontal, cada uma capaz de gerar 75 MW de potência, totalizando 3750 MW), que tem como objetivo a automatização do processo de *hard coating* das lâminas das turbinas desta usina, de forma que um manipulador robótico, com a pistola acoplada como efetuador, seja capaz de executar o processo no interior da própria turbina (manutenção *in situ*). O sistema necessário para a aplicação consiste na pistola que asperge o material metálico (carbeto de tungstênio) e do cabo de alimentação do combustível utilizado para o aquecimento do material (querosene), que também deve ser mantido acoplado ao manipulador. A massa do sistema é aproximadamente igual a 10 Kg e é preciso ter o cuidado de não torcer o cabo excessivamente durante a operação para que este não se rompa [2].

Atualmente, é necessário desmontar as lâminas, transportá-las até o local onde o processo ocorre e, após a aplicação do *hard coating*, transportá-las de volta para Jirau e remontá-las na turbina. De acordo com a ESBR, toda essa operação custa R\$ 500.000,00 por turbina e esta permanece ociosa por 6 semanas, o que resulta em perda de produtividade energética da usina. Isso justifica a busca por uma solução robótica que permita a realização da manutenção *in situ*.

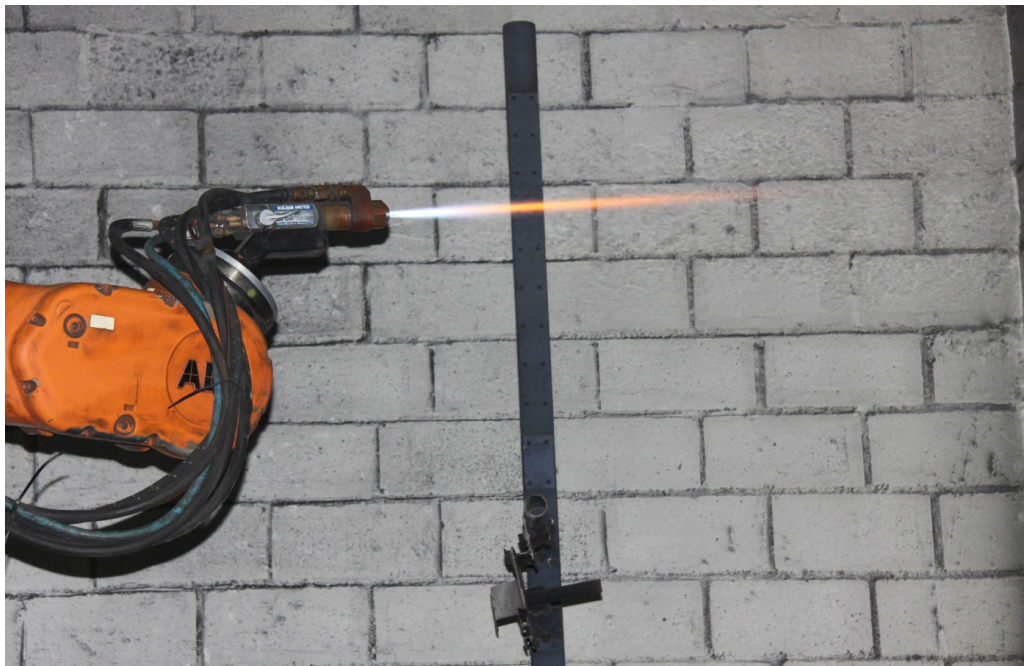
1.1.4 Descrição do Sistema Utilizado no Projeto

A Figura 1.4 mostra um modelo simplificado do interior de uma turbina de Jirau. O rotor é a parte móvel da turbina, composta pelas lâminas (*blades*) e pelo cone central ao qual elas estão conectadas. As lâminas tem aproximadamente 2,5m de altura e 3m de largura e possuem motores de atuação hidráulica que permitem variar o seu ângulo de inclinação em relação ao cone central entre 0° e 29°, alterando a direção e a velocidade do fluxo de água que atravessa a turbina.

O principal problema a ser considerado para decidir que tipo de solução robótica seria utilizada no Projeto EMMA foi a questão da acessibilidade, já que o robô escolhido poderia entrar na turbina através de duas escotilhas estreitas em relação



(a) Manipulador Robótico Realizando *Hard Coating*



(b) Pistola de *Hard Coating*

Figura 1.3: Automação do Processo de *Hard Coating*.

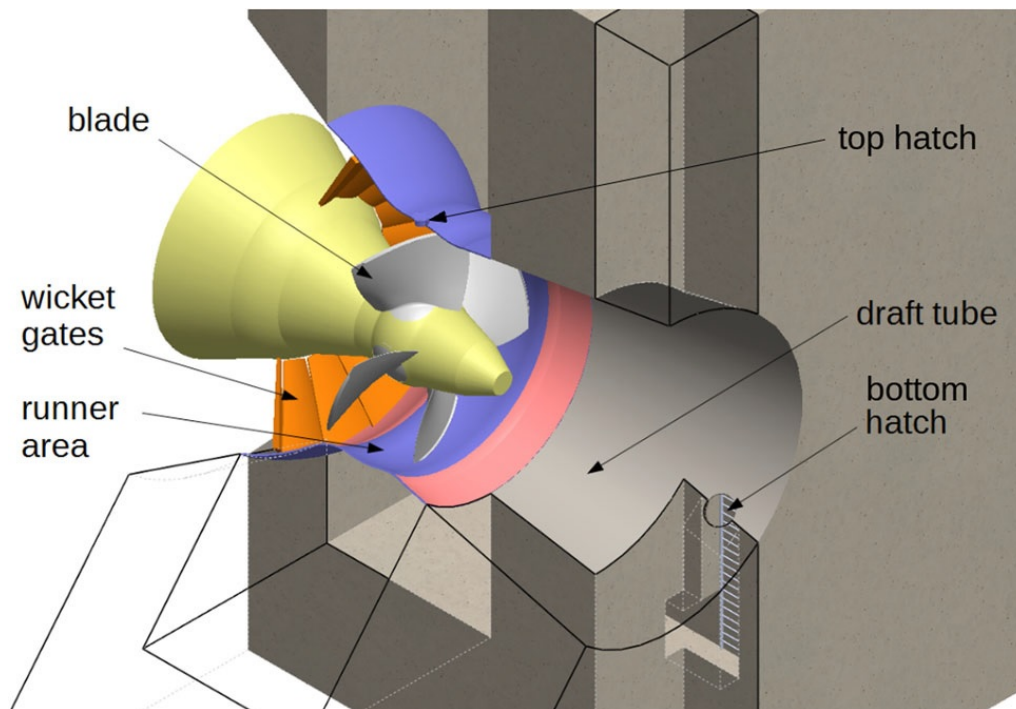


Figura 1.4: Modelo do Interior da Turbina [1].

ao tamanho das lâminas, uma no topo (*top hatch* na Figura 1.4, com 357mm de diâmetro) e outra em baixo (*bottom hatch* na Figura 1.4, com 800mm de diâmetro). Seria necessário um manipulador de grande porte para cobrir toda a área da lâmina considerando que a sua base permanecesse fixa, mas esse robô não teria sequer como entrar na turbina. Além disso, fazer o revestimento da parte traseira das lâminas também seria mais complexo, pois o espaço que o robô tem para se movimentar entre as lâminas e os *wicket gates* é estreito, o que aumenta o risco de colisão com o ambiente. A Figura 1.5 mostra o interior de uma turbina de Jirau.

Também deve ser levado em consideração que a superfície da turbina é circular e lisa, sendo necessário encontrar um meio de garantir que a base do manipulador permaneça fixa durante o processo, pois as vibrações que este sofre se propagam até a pistola, prejudicando a qualidade da aplicação do revestimento metálico.

Em [1], diversas alternativas para o problema são descritas e suas vantagens e desvantagens são analisadas. Por fim, foi decidido que a melhor solução seria utilizar um manipulador industrial de médio porte içado para dentro da turbina pela escotilha de baixo (um pouco mais larga que a do topo) e que se desloca pelo seu interior através de um sistema que consiste em um par de trilhos modulares de alumínio e uma junta de revolução que faz o segundo trilho girar em relação ao primeiro (Figura 1.6). A base do manipulador é fixada a um suporte com rodas para que ele possa se mover sobre os trilhos. O primeiro trilho leva o robô da escotilha até próximo à lâmina e o segundo, perpendicular ao primeiro, permite que o robô se desloque lateralmente ao longo desta. Como os trilhos também devem entrar na turbina através



Figura 1.5: Turbina da Usina Hidrelétrica de Jirau [2].

da escotilha, foi necessário adotar uma estrutura modular para que pequenas partes deles pudessem ser içadas e montadas no interior da turbina. Cada módulo é feito de alumínio, por ser um metal leve o suficiente para ser içado e resistente a corrosão provocada pelos gases e pelo pó liberados durante o processo (cerca de 40% das partículas metálicas são perdidas durante a aplicação do revestimento e se espalham pela turbina). A estrutura modular também possibilita a reconfiguração dos trilhos ao simplesmente desencaixar ou encaixar mais módulos a estes. Os trilhos são fixados às paredes da turbina por ímãs, valendo-se do fato de que estas são feitas de metais ferromagnéticos.

1.1.5 Planejamento de Trajetória para o Manipulador

O espaço de trabalho de um manipulador de médio porte não é amplo o suficiente para cobrir toda a lâmina caso a sua base seja mantida fixa, então cada lâmina foi dividida em setores (como uma grade) que cabem nesse espaço e cada um desses setores passa pelo processo de *hard coating*. Quando um setor é concluído, o manipulador é movido pelo segundo trilho até atingir uma posição tal que o próximo setor a passar pelo processo caiba no espaço de trabalho.

Cada setor deve ser revestido por uma camada regular de material para assegurar que as lâminas jamais entrem em contato com a água. Uma camada irregular, com maior depósito de material em algumas regiões da lâmina do que em outras, tornaria sua superfície ondulada e afetaria o fluxo de água que atravessa a turbina [11]. Para otimizar a qualidade do revestimento, o movimento desejado para a pistola deve

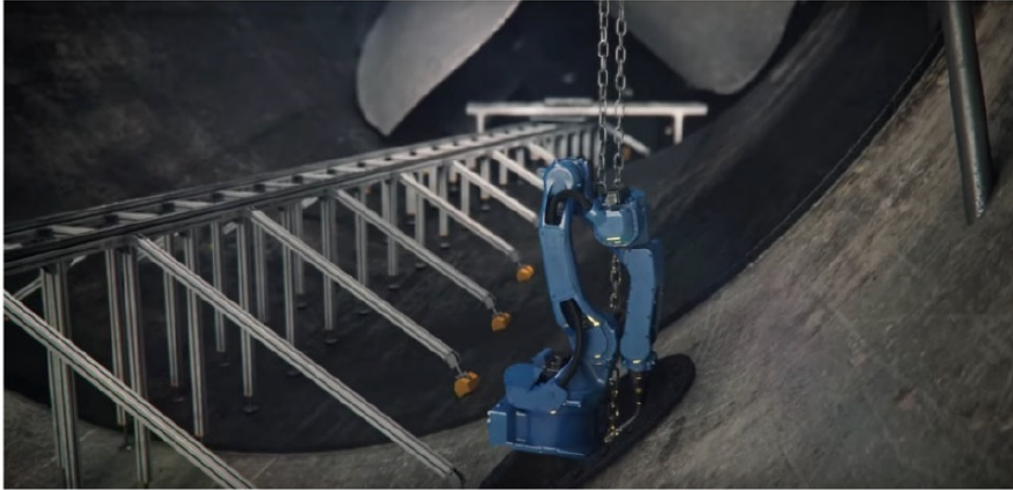


Figura 1.6: Sistema de Trilhos no Interior da Turbina [1].

satisfazer as seguintes condições:

1. A trajetória desejada é pré-computada através de um algoritmo de planejamento *offline* de modo que cubra toda a superfície da lâmina.
2. A pistola deve ser mantida a uma distância de $210 - 240 \text{ mm}$ e manter um ângulo de $90^\circ \pm 30^\circ$ com respeito à superfície da lâmina a todo instante.
3. A pistola deve se mover a uma velocidade desejada constante de 40 m/min ao longo de toda a superfície da lâmina. A pistola para momentaneamente durante as mudanças de direção que ocorrem durante a trajetória, o que acarreta em acúmulo de material. Por esse motivo, tais mudanças de direção devem ocorrer apenas quando a pistola estiver sobre placas de sacrifício (placas sobre regiões da lâmina que não devem ser revestidas).

Como mencionado na Condição 1, a trajetória desejada deve ser obtida através de um algoritmo de cobertura, um caso particular de planejamento de trajetória em que, dada uma superfície, deve-se encontrar uma trajetória para o robô (no caso de um manipulador, deve-se encontrar uma trajetória para o seu efetuador) tal que ele passe por todos os pontos da superfície uma única vez, sem sobreposições ou repetições de caminhos, de forma contínua e sequencial e evitando todos os obstáculos. Uma revisão de métodos clássicos em cobertura é encontrada em [12].

Em [13], é descrito o método utilizado para gerar as trajetórias discretas que o manipulador deve executar no espaço das juntas de modo que a trajetória da pistola no espaço de trabalho satisfaça as três condições acima para cobrir cada setor. Essa trajetória é dada como uma sequência de linhas horizontais com espaçamento de 3 mm e é calculada utilizando um modelo do interior da turbina levantado a partir de dados obtidos por um *laser scanner* 3D. Além das condições para a trajetória



Figura 1.7: Yaskawa Motoman MH12.

da pistola, é preciso considerar os modelos cinemático e dinâmico do manipulador utilizado para verificar se a trajetória no espaço das juntas não passará por nenhuma singularidade cinemática, se os limites de deslocamento, velocidade, aceleração e torque de cada junta são respeitados e se não ocorrem colisões internas (entre dois elos do robô) ou externas (entre um elo do robô e o ambiente). Cada trajetória obtida consiste em uma sequência de pontos em que cada ponto é dado pelos vetores de deslocamento, velocidade e aceleração das juntas do manipulador, além do instante em que esses valores devem ocorrer.

Os dados do *laser scanner* também são utilizados para calibrar o sistema, ou seja, localizar as posições do manipulador e das lâminas em relação ao ambiente no interior da turbina, já que estas podem mudar cada vez que o processo de *hard coating* é realizado.

1.1.6 Seleção do Manipulador

Com base em todas as restrições de acessibilidade da turbina, especificações necessárias para o processo de *hard coating* e as condições para planejamento de trajetória descritos acima, o manipulador escolhido para o projeto foi o modelo industrial Motoman MH12 da fabricante Yaskawa (Figura 1.7), um braço antropomórfico com punho esférico de médio porte com 6 juntas de revolução.

1.2 Objetivo

Antes da realização do processo de *hard coating*, é preciso utilizar o manipulador para recuperar e preparar as partes já danificadas da superfície de cada lâmina. Para isso é necessário executar uma lei de controle para que a ferramenta acoplada ao efetuador do manipulador percorra a superfície enquanto garante que a força de contato exercida seja mantida num valor estipulado, para evitar danos tanto à lâmina quanto à ferramenta e ao manipulador.

O objetivo dessa dissertação é propor uma lei de controle híbrido em cascata baseado em passividade que consiste em duas malhas de controle aninhadas. Na malha interna, é utilizado um algoritmo de dinâmica inversa no espaço das juntas que faz o manipulador se comportar de forma cinemática. Na malha externa, é utilizado um controle cinemático híbrido de posição/força no espaço operacional para que o efetuador siga uma trajetória desejada sobre uma superfície complacente (deformável) desconhecida enquanto exerce uma força de contato desejada na direção ortogonal a esta a todo instante. Um controle cinemático de orientação também é utilizado para que o efetuador sempre se mantenha alinhado com a direção ortogonal à superfície.

O controle por passividade é combinado com a malha de força do controle híbrido com o objetivo de evitar a perda de estabilidade que ocorre na implementação deste devido a não-colocações presentes no sensor de força. Não-colocações são características não modeladas de um sistema (nesse caso, o sensor) como, por exemplo, sua dinâmica, além de atraso, ruído, discretização e quantização do sinal medido. O controle por passividade aumenta a impedância do sistema em malha fechada, tornando-o mais robusto em relação a essas não-colocações.

Em robôs industriais como o utilizado no Projeto EMMA, normalmente não se tem acesso direto aos torques, e sim às velocidades dos motores. Para controlar um robô industrial, portanto, pode-se utilizar apenas a malha externa do controle em cascata proposto nessa dissertação para enviar sinais de velocidade.

1.3 Controle de Força

O controle de força (ou controle de interação) entre o manipulador e o ambiente é essencial para a execução de diversas tarefas nas quais o seu efetuador deve manusear objetos ou realizar uma trajetória enquanto mantém contato com uma superfície. Os métodos de controle de força são classificados como passivos ou ativos.

Nos métodos passivos, a trajetória do efetuador é modificada pelas forças de contato com o ambiente devido à complacência natural do manipulador. Na indústria, ainda são utilizados métodos que consistem basicamente no controle de posição de

um efetuador mecanicamente complacente acoplado ao manipulador rígido. O mais conhecido é aquele no qual o efetuador é conectado a um dispositivo chamado de Centro Remoto de Complacência (RCC, do nome em inglês *Remote Center of Compliance*), cuja complacência é projetada e otimizada para cada tarefa específica. Essa técnica foi proposta em [14], mas ainda é amplamente utilizada por ser simples e barata, já que não exige sensores de força e torque.

Nos métodos ativos, a complacência do manipulador é obtida através do projeto de um sistema de controle em malha fechada. Essa abordagem normalmente exige a medição ou a estimativa das forças de contato, que então são realimentadas para a lei de controle responsável por modificar ou gerar em tempo real a trajetória do efetuador. Métodos ativos podem ser classificados como diretos ou indiretos. Nos indiretos, não há uma malha de controle de força explícita, e sim uma malha de controle de posição ou velocidade que provoca alteração da força, enquanto que nos métodos diretos essa malha de força existe (há medição de força) e, portanto, pode-se determinar o valor desejado para esta grandeza [15].

1.3.1 Controle de Impedância

Dentre os métodos indiretos o mais comum é o controle de impedância, no qual o movimento do efetuador devido à interação é relacionado à força de contato através de uma impedância mecânica com parâmetros ajustáveis, que são a rigidez (que afeta o deslocamento) e o amortecimento (que afeta a velocidade) do sistema. A ideia original desse modelo de impedância para controle de interação foi proposta em [16]. Um caso particular de controle de impedância é o controle de rigidez [17], no qual apenas a relação entre o deslocamento do efetuador e a força de contato no regime estacionário é controlada.

Um importante tópico de pesquisa recente é o uso dessa técnica em conjunto com robôs leves equipados com atuadores de rigidez variável (VSA, do nome em inglês *Variable Stiffness Actuator*) [18, 19], cujo objetivo é aumentar a segurança dos humanos em aplicações nas quais eles devam compartilhar o espaço de trabalho com os robôs e permitir a interação física com estes [20]. A introdução de elementos flexíveis (juntas, elos e atuadores) possibilita uma movimentação mais natural para os robôs e reduz o impacto sofrido pelo humano caso ocorra uma colisão. Esse mecanismo de segurança, porém, torna o controle do robô mais complexo, já que as técnicas clássicas baseadas na premissa de que este é composto por corpos rígidos não são mais válidas. Além disso, robôs flexíveis são inerentemente subatuados.

Estimativa da Impedância do Efetuador

Para o controle de robôs flexíveis, pode-se substituir o controle de força baseado em sensores por um controle de impedância do efetuador no espaço operacional, menos sujeito a erros provocados pelo atraso de medição e ruídos, por exemplo. Para isso, é necessário um algoritmo capaz de estimar essa impedância. Assumindo que esta possa ser descrita por um modelo linear, a estimativa pode ser realizada através de métodos básicos de identificação *off-line*, como aquele apresentado em [21], que explora a linearidade do sistema em relação ao regressor de parâmetros desconhecidos, ou por observadores de estado não-lineares *online*, como as técnicas baseadas em filtros de Kalman estendidos apresentadas em [22].

A generalização desses métodos para o caso em que a impedância deve ser considerada não-linear ou variante no tempo é mais complexa. Inicialmente, pode-se assumir que uma descrição paramétrica do atuador (considerado uma mola não-linear) está disponível. Para esse caso, [23] propõe um observador paramétrico de rigidez, no qual a estimativa da força da mola é obtida pela combinação de um filtro de Kalman cinemático modificado para estimar a velocidade angular das juntas e de um filtro de primeira ordem, que então é aproximada por uma série de potência cujos coeficientes são estimados por mínimos quadrados. A rigidez é obtida por diferenciação da série de potência. Os resultados experimentais obtidos por este método foram satisfatórios, embora ele seja sensível à escolha dos parâmetros. [24] e [25] apresentam variações desse método baseadas em álgebra diferencial e funções moduladoras, respectivamente, que aprimoram a robustez e o tempo de convergência ao evitar a diferenciação.

Um método não-paramétrico é proposto em [26], no qual a estimativa da rigidez é continuamente atualizada através de uma lei baseada na predição do torque dos elos. É provado que a estimativa de fato converge para um valor próximo do real, dada uma tolerância de erro.

Uma vez que uma estimativa da impedância tenha sido obtida, o controle no espaço operacional pode ser realizado e seus parâmetros devem ser sintonizados de tal forma que o comportamento desejado seja alcançado pelo efetuador.

Controle de Pose e Impedância

Em [27], foi verificado que para realizar o controle da pose e da rigidez do efetuador simultaneamente seria necessário utilizar um manipulador com, no mínimo, 14 graus de liberdade (DOFs, do nome em inglês *degrees of freedom*). Isso quer dizer que para a maioria das configurações de manipuladores normalmente utilizados não é possível escolher uma matriz de rigidez arbitrária, mesmo explorando técnicas de espaço nulo do jacobiano no caso de robôs redundantes.

Para superar essas restrições e aprimorar o desempenho do rastreamento de rigidez, [28] propõe que a rigidez passiva do robô seja combinada com um controlador ativo que estende o intervalo de rigidez alcançável e torna os elementos elásticos capazes de absorver impactos. Um algoritmo de otimização é utilizado para primeiro obter a rigidez passiva mais próxima possível da desejada e então calcular a rigidez ativa que minimiza o resíduo.

Métodos de controle independente de posição e rigidez podem ser utilizados para que manipuladores executem tarefas que envolvam interação com o ambiente. Como robôs com atuadores de rigidez variável permitem variar a posição e a rigidez das juntas mecanicamente, pode-se selecionar os sinais de entrada que controlarão cada uma dessas variáveis. Dependendo das configurações das juntas, essas entradas podem ser dadas por atuadores distintos, como em [29], ou por um conjunto de atuadores acoplados, como em [30]. O objetivo primário dessa estratégia de controle é incorporar o comportamento desejado para a impedância do efetuador a nível das juntas. Objetivos secundários úteis que podem ser obtidos na presença de perturbações são a supressão de vibrações e a minimização de deflexões dos elos.

Alguns métodos exploram o conhecimento do modelo do sistema, tais como [31] e [32], nos quais são utilizadas linearizações por realimentação para obter um sistema em malha fechada de forma mais simples. É possível obter uma cadeia de integradores desacoplados, caso o sistema em malha aberta seja inversível. Esse modelo desacoplado permite um rastreamento preciso tanto de posição quanto de rigidez.

Em [33], é apresentado outro controle baseado no conhecimento do sistema cujo objetivo é obter três modelos dinâmicos independentes de ordem reduzida para os componentes do manipulador: a cadeia de elos, os atuadores que controlam a posição e os que controlam a rigidez. Uma estrutura de controle em cascata é proposta de tal forma que esses subsistemas possam ser controlados de forma independente. O controle é teoricamente simples, podendo ser provado por análise de perturbação singular, e garante flexibilidade ao projeto dos ganhos do controlador de cada subsistema, mas por outro lado não há garantia de robustez diante de incertezas no modelo.

Controle de Impedância por Passividade

Algumas técnicas que não exigem conhecimento do modelo do sistema são baseadas no conceito de modelagem de energia (*energy shaping*), comum em controle de passividade. Em [34], o controle age sobre a posição de cada atuador e usa uma transformação não-linear para controlar o deslocamento e a rigidez da respectiva junta de forma independente. Essa técnica é válida para uma grande classe genérica de sistemas de Euler-Lagrange sub-atuados, incluindo robôs de impedância variável. A ação de controle é calculada de tal forma a obter valores desejados para as energias

cinética e potencial do manipulador, garantindo a passividade do sistema.

Um controle de impedância por passividade é apresentado em [35], no qual uma malha interna de torque é introduzida para reduzir a inércia do atuador, o que resulta em um comportamento similar à compensação de gravidade e permite a introdução de uma rigidez desejada para os elos, imitando assim o controle de impedância para robôs rígidos.

Amortecimento Variável

Além da rigidez, também é possível introduzir um amortecimento variável através do controle de impedância. Uma técnica simples por *gain scheduling* é apresentada em [36]. Subproblemas lineares locais são identificados e um regulador linear quadrático é projetado para controlar cada um deles. Como o modelo dinâmico do robô é não-linear, a posição dos polos do controlador devem depender do estado do sistema. Em [37], é proposto um controle por realimentação de estados que usa decomposição modal baseada em autovalores.

1.3.2 Controle Híbrido

Métodos de controle direto exigem o conhecimento do modelo da tarefa de interação. Além disso, o movimento e a força de contato desejados para o efetuador devem ser especificados de forma consistente em relação às restrições impostas pelo ambiente no qual se dá a tarefa. Um dos principais métodos dessa categoria é o controle híbrido, descrito originalmente em [38], no qual a força de contato é controlada nas direções restringidas e a posição ou velocidade do efetuador é controlada nas demais direções. Normalmente é possível introduzir um sistema de coordenadas ortonormal que permite a especificação da tarefa em termos de restrições naturais e artificiais agindo ao longo dos seus três eixos. Baseado nessa decomposição, o controle híbrido permite o controle de força e movimento do efetuador em dois subespaços complementares independentes [39]. A inclusão do modelo dinâmico do manipulador na formulação do controle híbrido foi apresentada em [40].

Robustez em Relação às Incertezas

Alguns métodos desenvolvidos para lidar com incertezas na geometria do ambiente são o controle de força com esquema de movimento preditivo [41] e o controle paralelo de força/movimento [42], baseado no conceito de dominância do controle de força sobre o controle de movimento, através do uso de um termo integral na lei de controle de força. Recentemente, esse método foi adaptado em [43] para manipuladores redundantes de dois braços. Um regulador de força/movimento paralelo também foi desenvolvido em [44], no qual a ação integral também foi utilizada. De fato,

o uso da integral do erro para eliminar erros de estado estacionário é usado em diversos trabalhos e sua prova de estabilidade foi apresentada em [45], enquanto que a robustez em relação a atrasos na medição de força foi analisada em [46] e [47].

A necessidade de sensores para medição de força pode ser contornada como descrito em [48], em que observadores de perturbação são utilizados para estimar a força de contato. Outros métodos para obter essa estimativa são apresentados em [49] e [50–52], em que são utilizados o erro de controle de posição e os torques dos atuadores, respectivamente.

Perda de Contato e Impacto

As estratégias de controle costumam ser projetadas a partir da premissa de que o efetuator já está em contato com o ambiente no instante inicial e que este nunca é perdido. Fenômenos de impacto decorrentes da transição entre os estados em que não há contato e em que há, porém, são comuns em aplicações reais. Em [53], são apresentados modelos dinâmicos que explicam o comportamento instável do controle de força durante a perda de contato com o ambiente e em [54] e [55] são realizados experimentos que comprovam a instabilidade quando o contato é perdido. Em [56–58], leis de controle descontínuas são propostas para lidar com a transição entre os estados.

1.4 Abordagem por Passividade no Domínio do Tempo (TDPA)

O método de controle por passividade utilizado nesse trabalho é chamado de Abordagem por Passividade no Domínio do Tempo (TDPA, do nome em inglês *Time-Domain Passivity Approach*). Foi proposto originalmente em [59] para controlar um sistema de interface háptica com o objetivo de garantir a estabilidade do contato com uma parede virtual sob uma ampla variedade de condições operacionais. A parede é modelada como um sistema de 1 porta em que as variáveis de potência são a velocidade do operador do dispositivo háptico e a força sentida por ele. Um observador de passividade (PO, do nome em inglês *Passivity Observer*) discreto é desenvolvido para calcular a energia total que entra e sai do sistema por essa porta a cada instante de amostragem e, caso a diferença entre essas energias se torne menor que zero (caso o sistema gere energia e perca passividade), um controlador de passividade (PC, do nome em inglês *Passivity Controller*) discreto entra em ação para injetar amortecimento suficiente no sistema (sendo, portanto, um controle de impedância) para dissipar apenas o excedente de energia no instante de amostragem seguinte, passivando-o. Esse método não requer a modelagem dos elementos que

armazenam energia no sistema e, portanto, pode ser implementado caso apenas as suas entradas e saídas sejam conhecidas. Esse controle assume que a velocidade do robô é constante durante cada período de amostragem, mas essa premissa é relaxada em [60].

Embora o contato realmente seja estabilizado, o sinal de controle do PC chaveia em alta frequência. Isso ocorre por causa do limite fixo nulo usado pelo PO para determinar a perda de passividade. Esse valor fixo pode produzir grandes mudanças no sinal de controle, já que toda a energia gerada deve ser dissipada em um único instante de amostragem, e o valor alto de sinal de controle tende a excitar um modo interno do sistema. Uma solução para esse problema é apresentada em [61], em que é proposto um limite variante no tempo para o valor de energia a partir do qual o PO acusa a perda de passividade. Dessa forma, a energia do sistema deve seguir uma referência, ao invés de se manter no valor fixo nulo usado anteriormente. Isso faz com que a ação do PC seja melhor distribuída ao longo do tempo e, conseqüentemente, o sinal de controle se torna mais suave. Essa referência de energia pode ser obtida com ou sem o modelo do sistema.

Em [62], o TDPA é utilizado para aumentar o intervalo de impedância que pode ser obtido por controle ativo em sistemas hápticos por admitância. Esses sistemas são usados em aplicações que exigem interação com ambientes virtuais de alta impedância e o seu principal critério de desempenho é o limite inferior da impedância que pode ser obtida sem que ocorra instabilidade. O controle permite que seja alcançado um valor de inércia 10 vezes menor do que seria possível sem o TDPA.

1.4.1 TDPA para Sistemas de Teleoperação Bilateral

Em [63], esse método é adaptado para uso em sistemas de teleoperação bilateral em que o operador humano comanda, através do mestre, que o efetuador do escravo entre em contato estável com uma parede. O controle bilateral é modelado como um sistema de 2 portas cujas variáveis de potência são as forças e velocidades que o operador envia ao mestre e as que surgem da interação entre o escravo e a parede. O PO descrito em [59] é estendido para sistemas de 2 portas e um PC é implementado para cada porta. Regras são estabelecidas para determinar como deve ser realizada a distribuição de energia dissipada entre os dois PCs caso o sistema perca passividade.

O contato, porém, ainda era instável para sistemas com atraso de comunicação, pois o PO não podia integrar a potência em cada porta no mesmo instante de amostragem. Em [64], o controlador bilateral, o escravo e o ambiente são modelados como um único sistema de 1 porta no qual são introduzidos o PC e o PO. Foi descoberto, porém, que a energia interna do sistema não podia ser regulada. Além disso, se o ambiente fosse ativo, a energia não poderia ser transmitida para o operador. Em

[65], o sistema é modelado como dois sistemas de 1 porta e um PC é introduzido em cada um. Cada sistema foi passivado, mas o PC do mestre cortava todo o fluxo de energia ativa fornecido pelo operador, de modo que o escravo não se movia. [66] propôs um método similar com a introdução de um algoritmo limitador de energia. Em [67], o canal de comunicação entre o mestre e o escravo, que é a fonte de atraso variante no tempo, é tratado como um sistema de 2 portas, uma Rede de Potência de Atraso (TDPN, do nome em inglês *Time Delay Power Network*), sendo a única parte do sistema que precisa ser passivada. Foi provado e demonstrado experimentalmente que o erro de posição entre os efetadores do mestre e do escravo é estável.

Em [68], é proposta uma extensão do sistema de teleoperação anterior para o caso em que um operador usa dois mestres para manipular um objeto de forma cooperativa através de um escravo e um ponto virtual de *gripping*. O método foi testado para uma tarefa de encaixe de peças, mas o controle pode ser adaptado para outras tarefas pois o sistema é dividido em uma série de subsistemas modulares.

Em [69], é proposto um controle robusto em relação a atrasos, perda de dados e *jitter* para um sistema de teleoperação em que o mestre está na Terra e o escravo está na Estação Espacial Internacional. Para obter o modelo do sistema de controle, é adotada uma analogia com circuitos elétricos, como proposto em [70]. O canal de comunicação com atraso é modelado por TDPN, como em [67] e passivado pela introdução de PO/PC, como feito anteriormente.

Uma série de experimentos é apresentada em [71] para comparar o desempenho de sistemas de teleoperação baseados em TDPA com aqueles baseados em Transformação por Variáveis de Onda (WVT, do nome em inglês *Wave-Variable Transformation*), outro método de controle por passividade [72, 73].

1.4.2 TDPA para Controle de Força

Em [3], é proposto um controle de força por TDPA em conjunto com uma outra lei, possivelmente um controle híbrido, para estabilizar o contato. É realizada uma analogia com circuitos elétricos e o controle é então tratado como um sistema de 2 portas, sendo que um PO é introduzido para monitorar a energia do sistema em malha fechada com o controle original. Caso o sistema perca passividade devido a perturbações, atrasos ou ruídos, o PC entra em ação até que a passividade seja recuperada. A ação do PC equivale a um aumento da impedância do manipulador, o que evita a instabilidade.

Um problema do PO proposto é que, caso o sistema permaneça passivo por um longo período, a energia positiva acumulada por ele se tornará muito alta, de modo que, quando ocorrer um fator desestabilizador, levará um tempo para que a energia

total monitorada se torne negativa e que o PO acuse a perda de passividade. [74] propõe dois POs alternativos que detectam a perda de passividade mais rapidamente. É provado que se esses dois POs acusam perda de passividade, então o PO original também acusa.

1.5 Estrutura do Trabalho

Neste Capítulo 1, são apresentados os objetivos e motivações desta dissertação, além de uma revisão bibliográfica sobre os temas abordados: controle de impedância, controle híbrido e TDPA.

No Capítulo 2, são apresentados os conceitos de cinemática direta e diferencial para manipuladores robóticos necessários para a realização do controle.

No Capítulo 3, são apresentados os conceitos relacionados à interação entre o efetuador do manipulador e o ambiente com o qual este deve manter contato. Também é apresentada e provada a lei de controle em cascata utilizada nesse trabalho.

No Capítulo 4, são apresentados os conceitos de passividade para sistemas não-lineares genéricos.

No Capítulo 5, é apresentado de forma mais detalhada o controle de impedância por TDPA descrito na Seção 1.4. Também é apresentada uma adaptação dessa técnica para realizar o controle cinemático híbrido por passividade.

No Capítulo 6, são apresentados os resultados das simulações e dos experimentos realizados para verificar a eficácia do esquema de controle híbrido em cascata baseado em passividade proposto nesse trabalho.

No Capítulo 7, são apresentadas as conclusões obtidas nesse trabalho e propostas de trabalhos futuros.

Capítulo 2

Cinemática de um Manipulador Robótico

Neste capítulo, são apresentados os conceitos e definições necessários para a modelagem cinemática de um manipulador robótico. A obtenção desse modelo é fundamental para realizar o controle de posição e orientação do manipulador.

Do ponto de vista mecânico, um manipulador pode ser visto como uma sequência de corpos rígidos, chamados de elos, conectados uns aos outros por juntas que permitem o deslocamento relativo entre elos adjacentes. Existem dois tipos básicos de juntas: as prismáticas, que provocam deslocamento translacional; e as de revolução, que provocam deslocamento angular [75].

Um dos elos nas extremidades do manipulador é fixo em relação à base enquanto o outro é livre para se deslocar no espaço. Normalmente, uma ferramenta é acoplada ao elo livre para que o manipulador possa realizar uma determinada tarefa. Como não há juntas entre o elo e a ferramenta, esta pode ser considerada uma extensão do elo. A ferramenta é chamada genericamente de efetuador.

A cinemática do manipulador trata do movimento dos seus elos desconsiderando as forças e torques que causam esse movimento. É uma análise baseada na sua geometria, que depende basicamente da quantidade e dos tipos de juntas utilizadas e dos comprimentos dos elos. Já a dinâmica do manipulador trata das forças e torques que produzem a aceleração dos elos ao atuar sobre as massas destes. O modelo dinâmico é uma descrição mais completa, mas também mais complexa, do manipulador.

O objetivo do controle de um manipulador é fazer com que o efetuador execute um movimento desejado no seu espaço de trabalho. Para isso, é necessário descrever a pose (posição e orientação) deste em função dos deslocamentos das juntas. Em muitas aplicações reais de controle de manipuladores robóticos, (na indústria, por exemplo), o modelo cinemático é preciso o suficiente para a realização do controle, caso as reduções dos motores das juntas sejam altas e as velocidades desejadas

sejam baixas. Nesse caso, diz-se que o controle é cinemático e o sinal de controle é a velocidade das juntas. De fato, o manipulador industrial utilizado para o Projeto EMMA somente pode ser controlado através de comandos de velocidade das juntas.

2.1 Pose de um Corpo Rígido

A pose do efetuador depende da pose de cada um dos demais elos. É preciso, portanto, descrever os conceitos necessários para definir a pose de um corpo rígido.

2.1.1 Posição do Corpo Rígido

Seja um sistema de coordenadas ortonormal $\bar{E}_b = [\vec{x}_b \ \vec{y}_b \ \vec{z}_b]$, considerado inercial. Para obter a pose de um corpo rígido, é introduzido um sistema de coordenadas $\bar{E}_1 = [\vec{x}_1 \ \vec{y}_1 \ \vec{z}_1]$ solidário ao corpo. A posição do corpo \vec{p}_1 é dada pela posição da origem de \bar{E}_1 em relação a \bar{E}_b , ou seja,

$$\vec{p}_1 = p_{1x}\vec{x}_b + p_{1y}\vec{y}_b + p_{1z}\vec{z}_b, \quad (2.1)$$

sendo $p_{1x}, p_{1y}, p_{1z} \in \mathbb{R}$ as coordenadas de \vec{p}_1 em \vec{x}_b, \vec{y}_b e \vec{z}_b respectivamente. \vec{p}_1 pode ser escrito de forma compacta como $\vec{p}_1 = \bar{E}_b p_1$, em que $p_1 = [p_{1x} \ p_{1y} \ p_{1z}]^T \in \mathbb{R}^3$.

2.1.2 Orientação do Corpo Rígido

A orientação do corpo rígido em relação a \bar{E}_b equivale à orientação de \bar{E}_1 em relação a \bar{E}_b , ou seja, é preciso escrever os vetores da base de \bar{E}_1 nas coordenadas \bar{E}_b . Para isso, \vec{x}_1, \vec{y}_1 e \vec{z}_1 são projetados em \vec{x}_b, \vec{y}_b e \vec{z}_b para que sejam obtidos

$$(\vec{x}_1)_b = \bar{E}_b^* \vec{x}_1, \quad (\vec{y}_1)_b = \bar{E}_b^* \vec{y}_1, \quad (\vec{z}_1)_b = \bar{E}_b^* \vec{z}_1, \quad (2.2)$$

em que

$$\bar{E}_b^* = \begin{bmatrix} \vec{x}_b \cdot \\ \vec{y}_b \cdot \\ \vec{z}_b \cdot \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

é o operador de matriz adjunta e a notação $(\vec{x}_1)_b$ indica que o vetor \vec{x}_1 é escrito nas coordenadas \bar{E}_b . O mesmo vale para $(\vec{y}_1)_b$ e $(\vec{z}_1)_b$.

Matriz de Rotação

A orientação de \bar{E}_1 em relação a \bar{E}_b pode ser representada pela matriz de rotação definida como

$$R_{b1} = \begin{bmatrix} (\vec{x}_1)_b & (\vec{y}_1)_b & (\vec{z}_1)_b \end{bmatrix} = \bar{E}_b^* \bar{E}_1. \quad (2.4)$$

Por representarem as bases de um sistema de coordenadas ortonormal, as colunas de uma matriz de rotação são mutualmente ortogonais entre si e possuem norma unitária. Uma consequência desse fato é que $R_{b1}^T = R_{b1}^{-1} = R_{1b}$ e $\det(R_{b1}) = 1$. Matrizes que possuem essas duas propriedades pertencem ao Grupo Especial Ortonormal de dimensão 3 ($SO(3)$). Pode-se provar que R_{b1} é matriz de rotação se e somente se $R_{b1} \in SO(3)$ [76].

A matriz de rotação permite que um vetor dado nas coordenadas de um sistema seja escrito em outro. Dado um vetor $\vec{v} \in \mathbb{R}^3$, tem-se que

$$(\vec{v})_b = R_{b1}(\vec{v})_1. \quad (2.5)$$

Também pode-se realizar uma composição entre matrizes de rotação para obter outra matriz de rotação. Dado um segundo sistema de coordenadas $\bar{E}_2 = [\bar{x}_2 \ \bar{y}_2 \ \bar{z}_2]$, tem-se que

$$R_{b2} = \begin{bmatrix} (\bar{x}_2)_b & (\bar{y}_2)_b & (\bar{z}_2)_b \end{bmatrix} = R_{b1}R_{12}. \quad (2.6)$$

Uma forma compacta de escrever a pose do corpo é utilizar a transformação homogênea $T_{b1} \in SE(4)$, definida como

$$T_{b1} = \begin{bmatrix} R_{b1} & (\vec{p}_{b1})_b \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}. \quad (2.7)$$

$SE(4)$ é o Grupo Especial Euclidiano de dimensão 4.

Também pode-se realizar a composição de matrizes de transformação homogênea

$$T_{b2} = T_{b1}T_{12}. \quad (2.8)$$

Um problema da utilização da matriz de rotação na implementação de algoritmos de controle é que ela não é computacionalmente eficiente. O menor número de parâmetros necessários para representar a orientação de um corpo rígido no \mathbb{R}^3 é três, e a matriz de rotação possui nove parâmetros sujeitos às seis restrições de ortonormalidade das suas colunas, o que significa que um programa que implemente uma lei de controle desperdiça tempo de processamento e memória ao calcular informações redundantes nas matrizes de rotação.

Entre as representações mínimas de orientação mais conhecidas, podem ser destacados os ângulos de Euler e a representação *roll-pitch-yaw*. Contudo, é possível provar que para toda representação mínima ocorrem singularidades [77], valores de R para os quais existem infinitos valores correspondentes da representação mínima utilizada.

Quaternion Unitário

Uma representação comumente utilizada em controle é o quaternion unitário. Essa representação não-mínima é livre de singularidades e computacionalmente eficiente.

Um quaternion unitário $q \in \mathbb{R}^4$ é dado por

$$q = \begin{bmatrix} q_0 & q_1 & q_2 & q_3 \end{bmatrix}^T = \begin{bmatrix} q_s & q_v^T \end{bmatrix}^T, \quad (2.9)$$

sendo $q_s = q_0 \in \mathbb{R}$ a sua parte escalar, $q_v = \begin{bmatrix} q_1 & q_2 & q_3 \end{bmatrix}^T \in \mathbb{R}^3$ a sua parte vetorial e a restrição de norma unitária é dada por

$$q_0^2 + q_1^2 + q_2^2 + q_3^2 = 1. \quad (2.10)$$

O produto entre dois quaternions q_a e q_b é definido como

$$q_a * q_b = \begin{bmatrix} q_{as}q_{bs} - q_{av}^T q_{bv} \\ q_{as}q_{bv} + q_{bs}q_{av} + \hat{q}_{av}q_{bv} \end{bmatrix}, \quad (2.11)$$

onde a notação $\hat{q}_{av}q_{bv}$ representa o produto vetorial $q_{av} \times q_{bv}$ e o operador

$$\hat{q}_v = \begin{bmatrix} 0 & -q_3 & q_2 \\ q_3 & 0 & -q_1 \\ -q_2 & q_1 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

é uma matriz antissimétrica.

O inverso de q é $q^{-1} = \begin{bmatrix} q_s & -q_v^T \end{bmatrix}^T$, tal que

$$q * q^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T. \quad (2.13)$$

Dada a matriz de rotação

$$R = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} \end{bmatrix}, \quad (2.14)$$

o quaternion equivalente pode ser obtido a partir da expressão [78]

$$q = \frac{1}{2\sqrt{\text{tr}(R) + 1}} \begin{bmatrix} \text{tr}(R) + 1 \\ r_{32} - r_{23} \\ r_{13} - r_{31} \\ r_{21} - r_{12} \end{bmatrix}, \quad (2.15)$$

em que $\text{tr}(R) = r_{11} + r_{22} + r_{33}$ é o traço de R .

Como a raiz quadrada em (2.15) pode ser positiva ou negativa, para uma orientação qualquer representada pelo quaternion q , o quaternion $-q$ representa a mesma orientação [79].

Dadas as coordenadas de $\vec{v} \in \mathbb{R}^3$ em \bar{E}_1 , suas coordenadas em \bar{E}_b podem ser obtidas a partir da relação

$$(\bar{v})_b = q_{b1} * (\bar{v})_1 * q_{b1}^{-1}, \quad (2.16)$$

em que $\bar{v} = \begin{bmatrix} 0 & \vec{v}^T \end{bmatrix}^T$.

Considerando (2.5) e (2.16), tem-se

$$(\vec{v})_b = R_{b1}(\vec{v})_1 \iff (\bar{v})_b = q_{b1} * (\bar{v})_1 * q_{b1}^{-1}. \quad (2.17)$$

A composição de quaternions unitários pode ser realizada para que seja obtida a relação entre dois sistemas de coordenadas, ou seja,

$$q_{b2} = q_{b1} * q_{12}. \quad (2.18)$$

Considerando (2.6) e (2.18), tem-se

$$R_{b2} = R_{b1}R_{12} \iff q_{b2} = q_{b1} * q_{12}. \quad (2.19)$$

Além disso,

$$R_{b1}^{-1} = R_{1b} \iff q_{b1}^{-1} = q_{1b}. \quad (2.20)$$

2.2 Cinemática Direta de um Manipulador

Como o manipulador é uma seqüência de elos conectados pelas juntas, a pose do efetuador pode ser calculada a partir das poses dos demais elos, que dependem dos deslocamentos das juntas. Assumindo que cada uma das n juntas do manipulador é prismática ou de revolução e, portanto, possui apenas um grau de liberdade para se deslocar, o grau de liberdade da i -ésima junta é definido como θ_i e o vetor que contém os graus de liberdade de todas as juntas é definido como $\theta = \begin{bmatrix} \theta_1 & \dots & \theta_n \end{bmatrix}^T \in \mathbb{R}^n$.

A cinemática direta do manipulador é a função $k: \mathbb{R}^n \rightarrow \mathbb{R}^{3+m}$ tal que, a partir de θ , pode-se obter a pose do efetuador $x = \begin{bmatrix} \vec{p}^T & \phi^T \end{bmatrix}^T \in \mathbb{R}^{3+m}$, sendo $\vec{p} \in \mathbb{R}^3$ a posição e $\phi \in \mathbb{R}^m$ a representação de orientação utilizada, ou seja,

$$x = k(\theta). \quad (2.21)$$

A cinemática direta do manipulador pode ser calculada com base na sua geometria, mas para manipuladores com estruturas mais complexas e com um grande número de juntas, os cálculos necessários se tornam longos e difíceis. Por esse motivo, deve-se utilizar um algoritmo sistemático para obter a cinemática direta. Pode-se calcular iterativamente a pose de um elo em relação ao sistema de coordenadas solidário ao elo anterior, que é função apenas da junta que os conecta, e combinar esse valor com os das iterações anteriores para a obtenção da pose do elo em relação ao sistema inercial. Ao fim da última iteração, tem-se a pose do efetuador.

Em um manipulador com n juntas, existem $n + 1$ elos numerados de 0 a n e é associado um sistema de coordenadas \bar{E}_i a cada um deles. Para $i = \{1, \dots, n\}$, se a junta i for prismática, $\vec{p}_{i-1,i}$ (o deslocamento entre \bar{E}_i , que é solidário ao elo i , e \bar{E}_{i-1} , solidário ao elo $i - 1$) depende apenas de θ_i e $\phi_{i-1,i}$ (a representação da orientação entre \bar{E}_i e \bar{E}_{i-1}) é constante. Se a junta i for de revolução, tanto $\vec{p}_{i-1,i}$ quanto $\phi_{i-1,i}$ dependem de θ_i .

Se a representação de orientação utilizada for a matriz de rotação, a cinemática direta pode ser obtida através da composição das matrizes de transformação homogênea entre todos os pares de elos adjacentes. Para ambos os tipos de juntas, $T_{i-1,i}(\theta_i)$ depende do deslocamento da junta i , então

$$T_{0n}(\theta) = T_{01}(\theta_1)T_{12}(\theta_2) \dots T_{n-1,n}(\theta_n). \quad (2.22)$$

Além disso, note que T_{b0} e T_{ne} são constantes já que o elo 0 é fixo em relação à base e foi assumido que o efetuador faz parte do elo n . Dessa forma, a cinemática direta é expressa por

$$T_{be}(\theta) = T_{b0}T_{0n}(\theta)T_{ne} = \begin{bmatrix} R(\theta) & p(\theta) \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}. \quad (2.23)$$

2.2.1 Convenção de Denavit-Hartenberg

Os sistemas de coordenadas \bar{E}_i podem ser escolhidos arbitrariamente, contanto que sejam solidários aos seus respectivos elos. Contudo, a escolha sistemática dessas coordenadas simplifica a obtenção da cinemática direta e reduz o esforço computacional para a implementação de algoritmos de controle. Para esse fim, diversas convenções para a obtenção dos sistemas de coordenadas foram desenvolvidas. Uma das mais conhecidas, e que é utilizada nesse trabalho, é a Convenção de Denavit-Hartenberg [80]. O algoritmo para obter os sistemas de coordenadas é mostrado no Algoritmo 1.

Algorithm 1 Convenção de Denavit-Hartenberg.

procedure

1. Para $i = \{0, \dots, n - 1\}$, definir \vec{z}_i no eixo de rotação/translação da junta $i + 1$.
 2. Escolher a origem O_0 do sistema \bar{E}_0 ao longo da reta definida por \vec{z}_0 . \vec{x}_0 é escolhido arbitrariamente no plano ortogonal a \vec{z}_0 .
 3. Para $i = \{1, \dots, n - 1\}$, colocar a origem O_i do sistema \bar{E}_i onde a normal comum entre \vec{z}_i e \vec{z}_{i-1} , c_i , intercepta \vec{z}_i :
 - (a) Se \vec{z}_i e \vec{z}_{i-1} se interceptam, não existe c_i . Nesse caso, coloca-se O_i no ponto de interseção.
 - (b) Se \vec{z}_i e \vec{z}_{i-1} são paralelas, existem infinitas normais comuns. Nesse caso, coloca-se O_i na junta $i + 1$.
 4. Para $i = \{1, \dots, n - 1\}$, definir \vec{x}_i ao longo de c_i . Se não existe c_i , define-se \vec{x}_i ao longo da normal ao plano gerado por \vec{z}_1 e \vec{z}_{i-1} . O sentido é arbitrário.
 5. Para $i = n$, alinhar \vec{z}_n com \vec{z}_{n-1} . \vec{x}_n é escolhido de acordo com o Passo 4.
 6. Para $i = \{0, \dots, n\}$, \vec{y}_i é definido pela regra da mão direita a partir de \vec{x}_i e \vec{z}_i .
 7. Para $i = \{1, \dots, n\}$, calcular os quatro parâmetros de Denavit-Hartenberg para cada elo i :
 - (a) a_i : distância entre \vec{z}_{i-1} e \vec{z}_i ao longo de \vec{x}_i .
 - (b) α_i : ângulo entre \vec{z}_{i-1} e \vec{z}_i ao longo de \vec{x}_i .
 - (c) d_i : distância entre \vec{x}_{i-1} e \vec{x}_i ao longo de \vec{z}_{i-1} . Se a junta i é prismática, d_i é variável.
 - (d) θ_i : ângulo entre \vec{x}_{i-1} e \vec{x}_i ao longo de \vec{z}_{i-1} . Se a junta é de revolução, θ_i é variável.
-

2.2.2 Cinemática Direta por Quaternion Unitário

Um método para o cálculo da cinemática direta no qual o quaternion unitário $q = q_{be}$ é obtido diretamente a partir dos parâmetros de Denavit-Hartenberg, sem a necessidade de converter a matriz de rotação $R = R_{be}$ através de (2.15), é proposto em [81] e dado pelo Algoritmo 2. Este é o método utilizado nas simulações do Capítulo 6.

Algorithm 2 Cinemática Direta por Quaternion Unitário.

procedure

1. Entradas: $(\vec{p}_{ne})_n$, q_{ne} e parâmetros DH dos elos.
2. Condições iniciais:

$$\bar{p} = [0 \ 0 \ 0 \ 0]^T, \quad q = [1 \ 0 \ 0 \ 0]^T. \quad (2.24)$$

3. Para cada $i = \{1, \dots, n\}$:

$$(\vec{p}_{i-1,i})_{i-1} = \begin{bmatrix} a_i \cos(\theta_i) \\ a_i \sin(\theta_i) \\ d_i \end{bmatrix}, \quad (2.25)$$

$$\bar{p}_i = \begin{bmatrix} 0 \\ (\vec{p}_{i-1,i})_{i-1} \end{bmatrix}, \quad (2.26)$$

$$\bar{p} = \bar{p} + q * \bar{p}_i * q^{-1}, \quad (2.27)$$

$$q_{i-1,i} = \begin{bmatrix} \cos(\frac{\theta_i}{2}) \cos(\frac{\alpha_i}{2}) \\ \cos(\frac{\theta_i}{2}) \sin(\frac{\alpha_i}{2}) \\ \sin(\frac{\theta_i}{2}) \sin(\frac{\alpha_i}{2}) \\ \sin(\frac{\theta_i}{2}) \cos(\frac{\alpha_i}{2}) \end{bmatrix}, \quad (2.28)$$

$$q = q * q_{i-1,i}. \quad (2.29)$$

4. Para o sistema de coordenadas do efetuador:

$$\bar{p}_e = [0 \ (\vec{p}_{ne})_n]^T, \quad (2.30)$$

$$\bar{p} = \bar{p} + q * \bar{p}_e * q^{-1}, \quad (2.31)$$

$$p = \bar{p}_v, \quad (2.32)$$

$$q = q * q_{ne}. \quad (2.33)$$

2.3 Cinemática Diferencial de um Manipulador

A cinemática diferencial é a relação entre as velocidades das juntas e as velocidades linear e angular do efetuador. Essa relação depende da configuração do manipulador, mas é linear em relação às velocidades.

A velocidade do efetuador pode ser obtida geometricamente a partir do jacobiano geométrico. Alternativamente, pode-se realizar a diferenciação da equação da cinemática direta para obter as derivadas de posição e de orientação do efetuador em função das velocidades das juntas e do jacobiano analítico. Em geral, os jacobianos analítico e geométrico não são iguais, mas há uma relação entre eles.

2.3.1 Jacobiano Geométrico

O objetivo é obter a relação entre a velocidade das juntas $\dot{\theta} = [\dot{\theta}_1 \ \dots \ \dot{\theta}_n]^T \in \mathbb{R}^n$ e as velocidades linear $\dot{\vec{p}}$ e angular $\vec{\omega}$ do efetuador. As relações são dadas por

$$\dot{\vec{p}} = J_P(\theta)\dot{\theta}, \quad (2.34)$$

$$\vec{\omega} = J_O(\theta)\dot{\theta}, \quad (2.35)$$

em que $J_P(\theta) \in \mathbb{R}^{3 \times n}$ é o jacobiano geométrico de posição e $J_O(\theta) \in \mathbb{R}^{3 \times n}$ é o jacobiano geométrico de orientação. As duas equações podem ser combinadas, resultando em

$$\begin{bmatrix} \dot{\vec{p}} \\ \vec{\omega} \end{bmatrix} = J(\theta)\dot{\theta}, \quad (2.36)$$

em que $J(\theta) = \begin{bmatrix} J_P^T(\theta) & J_O^T(\theta) \end{bmatrix}^T \in \mathbb{R}^{6 \times n}$ é o jacobiano geométrico.

Para obter essa matriz, deve-se calcular a contribuição da velocidade de cada junta para a velocidade do efetuador, o que possibilita o cálculo de $J(\theta)$ coluna a coluna, sendo $J_i = \begin{bmatrix} J_{P_i}^T & J_{O_i}^T \end{bmatrix}^T$ a i -ésima coluna.

Utilizando os sistemas de coordenadas definidos pela Convenção de Denavit-Hartenberg tem-se que, se a i -ésima junta for de revolução

$$\vec{\omega}_i = \vec{z}_{i-1} \dot{\theta}_i, \quad (2.37)$$

$$\vec{v}_i = \omega_i \times \vec{p}_{i-1,e} = \vec{z}_{i-1} \times \vec{p}_{i-1,e} \dot{\theta}_i, \quad (2.38)$$

sendo \vec{v}_i e $\vec{\omega}_i$ as contribuições dessa junta para as velocidades linear e angular do efetuador, respectivamente. \vec{z}_{i-1} é o vetor unitário no eixo de rotação da junta e $\vec{p}_{i-1,e}$ é a distância da origem de \bar{E}_{i-1} até a origem de \bar{E}_e . Logo,

$$J_i = \begin{bmatrix} \vec{z}_{i-1} \times \vec{p}_{i-1,e} \\ \vec{z}_{i-1} \end{bmatrix}. \quad (2.39)$$

Se a i -ésima junta for prismática, tem-se

$$\vec{\omega}_i = \vec{0}, \quad (2.40)$$

$$\vec{v}_i = \vec{z}_{i-1} \dot{\theta}_i, \quad (2.41)$$

sendo \vec{z}_{i-1} o vetor unitário do eixo de translação da junta. Logo,

$$J_i = \begin{bmatrix} \vec{z}_{i-1} \\ \vec{0} \end{bmatrix}. \quad (2.42)$$

O jacobiano é

$$J(\theta) = \begin{bmatrix} J_1 & \dots & J_n \end{bmatrix}. \quad (2.43)$$

Note que essa matriz depende do sistema de coordenadas utilizado. Por exemplo, se todas as juntas do manipulador forem de revolução,

$$(J)_b = \begin{bmatrix} (\vec{z}_0)_b \times (\vec{p}_{0e})_b & \dots & (\vec{z}_{n-1})_b \times (\vec{p}_{n-1,e})_b \\ (\vec{z}_0)_b & \dots & (\vec{z}_{n-1})_b \end{bmatrix}. \quad (2.44)$$

De (2.5), a relação entre as velocidades do efetuador em dois sistemas de coordenadas é dada por

$$\begin{bmatrix} (\dot{\vec{p}})_e \\ (\vec{\omega})_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{eb} & 0_{3 \times 3} \\ 0_{3 \times 3} & R_{eb} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} (\dot{\vec{p}})_b \\ (\vec{\omega})_b \end{bmatrix}, \quad (2.45)$$

e substituindo (2.36) em (2.45)

$$\begin{bmatrix} (\dot{\vec{p}})_e \\ (\vec{\omega})_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{eb} & 0_{3 \times 3} \\ 0_{3 \times 3} & R_{eb} \end{bmatrix} (J)_b \dot{\theta}. \quad (2.46)$$

Logo, a mudança de sistema de coordenadas do jacobiano é dada por

$$(J)_e = \begin{bmatrix} R_{eb} & 0_{3 \times 3} \\ 0_{3 \times 3} & R_{eb} \end{bmatrix} (J)_b. \quad (2.47)$$

Para dois sistemas de coordenadas \bar{E}_1 e \bar{E}_2 solidários ao mesmo corpo rígido, tem-se que

$$\vec{\omega}_2 = \vec{\omega}_1, \quad (2.48)$$

$$\dot{\vec{p}}_2 = \dot{\vec{p}}_1 + \vec{\omega}_1 \times \vec{p}_{12}, \quad (2.49)$$

em que \vec{p}_{12} é o vetor entre as origens de \bar{E}_1 e \bar{E}_2 . As duas equações podem ser escritas em forma compacta como

$$\begin{bmatrix} \dot{\vec{p}}_2 \\ \vec{\omega}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_{3 \times 3} & -\hat{p}_{12} \\ 0_{3 \times 3} & I_{3 \times 3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\vec{p}}_1 \\ \vec{\omega}_1 \end{bmatrix}. \quad (2.50)$$

2.3.2 Singularidades Cinemáticas

Singularidades cinemáticas são valores de θ para os quais o jacobiano geométrico não tem posto completo. Identificar as singularidades cinemáticas de um manipulador é essencial para aplicações de controle, pois estas representam configurações para as quais a sua mobilidade é reduzida, ou seja, não é possível impor um movimento arbitrário ao efetuador porque este perde um ou mais graus de liberdade. Em uma estratégia de controle cinemático no espaço operacional, uma trajetória desejada é escolhida para a pose do efetuador e a lei de controle utilizada deve incluir a inversa do jacobiano geométrico para que o sinal de velocidade do efetuador obtido no espaço operacional seja convertido para o espaço das juntas, de acordo com (2.36), onde estão os motores que atuam sobre o manipulador. Nas configurações singulares, porém, a inversa não existe, então o sinal de controle das juntas é indefinido.

Em situações reais, não deve ser permitido sequer que o manipulador passe por configurações próximas às singularidades. Nesses casos, embora a inversa do jacobiano exista, pequenas velocidades desejadas para o efetuador resultam em velocidades muito altas nas juntas, que eventualmente atingirão a velocidade máxima que os motores podem desenvolver. Conseqüentemente, haverá erros de execução na trajetória do efetuador.

Caso o manipulador seja redundante (um manipulador no qual o número de juntas é maior do que o número de DOFs do efetuador que devem ser controlados), a cada pose do efetuador correspondem infinitas configurações das juntas, então é possível projetar uma lei de controle que contorne a vizinhança das singularidades sem que a execução da trajetória desejada seja prejudicada. Para manipuladores não-redundantes, porém, cada pose do efetuador corresponde a uma única configuração no espaço das juntas. Nesse caso, não é possível contornar as singularidades e é preciso escolher a trajetória do efetuador de tal forma que o manipulador nunca atinja uma configuração próxima a estas.

2.3.3 Jacobiano Analítico

Outra forma de obter a relação entre a velocidade das juntas e a do efetuador é derivando a equação de cinemática direta (2.21) no tempo. Nesse caso, tem-se

$$\dot{x} = \begin{bmatrix} \dot{p} \\ \dot{\phi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \vec{p}}{\partial \theta} \\ \frac{\partial \phi}{\partial \theta} \end{bmatrix} \dot{\theta}, \quad (2.51)$$

em que

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial \vec{p}}{\partial \theta} \\ \frac{\partial \phi}{\partial \theta} \end{bmatrix} = \frac{\partial k}{\partial \theta}. \quad (2.52)$$

A expressão

$$\dot{\vec{p}} = \frac{\partial \vec{p}}{\partial \theta} \dot{\theta} \quad (2.53)$$

é similar à (2.34), logo

$$J_P(\theta) = \frac{\partial \vec{p}}{\partial \theta}. \quad (2.54)$$

Por outro lado, a expressão

$$\dot{\phi} = \frac{\partial \phi}{\partial \theta} \dot{\theta} \quad (2.55)$$

não equivale à (2.35) porque $\dot{\phi} \neq \vec{\omega}$.

Define-se $J_\phi(\theta) = \frac{\partial \phi}{\partial \theta}$ e

$$J_A(\theta) = \begin{bmatrix} J_P(\theta) \\ J_\phi(\theta) \end{bmatrix} = \frac{\partial k}{\partial \theta} \quad (2.56)$$

como o jacobiano analítico.

2.3.4 Jacobiano de Representação

Embora $\dot{\phi} \neq \vec{\omega}$, é possível encontrar uma relação entre eles, que tem a forma

$$\dot{\phi} = J_R(\phi) \vec{\omega}, \quad (2.57)$$

em que $J_R(\phi) \in \mathbb{R}^{m \times 3}$ é o jacobiano de representação. Note que essa matriz não depende de θ . De fato, ela nem sequer depende da estrutura do manipulador, apenas da representação utilizada para a orientação do efetuador. Para que essa matriz seja quadrada e, portanto, tenha inversa, é necessário utilizar uma representação mínima, para a qual $m = 3$. Como escrito na Seção 2.1.2, porém, é possível provar que para toda representação mínima ocorrem singularidades, ou seja, valores de ϕ para os quais $\det(J_R(\phi)) = 0$. Logo, $J_R(\phi)^{-1}$ não existe para um conjunto de orientações do efetuador. Para qualquer ϕ , os pontos para os quais $J_R(\phi)$ é singular são chamados de singularidades de representação.

Também foi escrito na Seção 2.1.2 que o quaternion unitário é uma representação livre de singularidades de representação. Para o quaternion unitário, pode-se mostrar que [82]

$$J_R(q) = \frac{E(q)}{2}, \quad (2.58)$$

sendo

$$E(q) = \begin{bmatrix} -q_v^T \\ q_s I - \hat{q}_v \end{bmatrix}. \quad (2.59)$$

Essa matriz não possui singularidades.

2.3.5 Relação entre os Jacobianos

De (2.54) concluímos que os jacobianos analítico e geométrico de posição são iguais. De (2.35) e (2.57) tem-se

$$\dot{\phi} = J_R(\phi)J_O(\theta)\dot{\theta}. \quad (2.60)$$

Definindo

$$T_R(\phi) = \begin{bmatrix} I_{3 \times 3} & 0_{3 \times 3} \\ 0_{m \times 3} & J_R(\phi) \end{bmatrix}, \quad (2.61)$$

tem-se a relação entre os jacobianos analítico e geométrico

$$J_A(\theta) = T_R(\phi)J(\theta). \quad (2.62)$$

2.4 Braço Antropomórfico com Punho Esférico

Os conceitos, definições e métodos para cálculo das cinemáticas direta e diferencial contidos nesse capítulo são genéricos, podendo ser aplicados a manipuladores robóticos com qualquer estrutura. Algumas estruturas, porém, são mais comuns em aplicações reais de robótica, como em ambientes industriais. Entre elas estão o braço antropomórfico e o punho esférico. O manipulador industrial Yaskawa Motoman MH12 (Figura 1.7) possui seis juntas de revolução e é uma combinação dessas duas estruturas. Nesta seção, algumas de suas particularidades são descritas.

2.4.1 Modelo Cinemático do Motoman MH12

É utilizada a convenção de Denavit-Hartenberg para determinar os sistemas de coordenadas de cada elo. A Figura 2.1 mostra o manipulador em sua configuração zero, ou seja, $\theta = \vec{0}_{6 \times 1}$. A Tabela 2.1 mostra os parâmetros DH para cada elo. Considera-se que $\bar{E}_b \equiv \bar{E}_0$ e $\bar{E}_e \equiv \bar{E}_6$.

Elo i	θ_i	$d_i(mm)$	$a_i(mm)$	$\alpha_i(rad)$	$offset(rad)$
1	θ_1	450	155	$-\pi/2$	0
2	θ_2	0	614	π	$\pi/2$
3	θ_3	0	200	$-\pi/2$	0
4	θ_4	-640	0	$\pi/2$	0
5	θ_5	0	0	$-\pi/2$	0
6	θ_6	-100	0	0	0

Tabela 2.1: Parâmetros de Denavit-Hartenberg para o Motoman MH12.

A principal característica desse manipulador é o desacoplamento entre a posição e a orientação do punho, que coincide com O_4 e O_5 , as origens dos sistemas \bar{E}_4 e \bar{E}_5 na Figura 2.1.

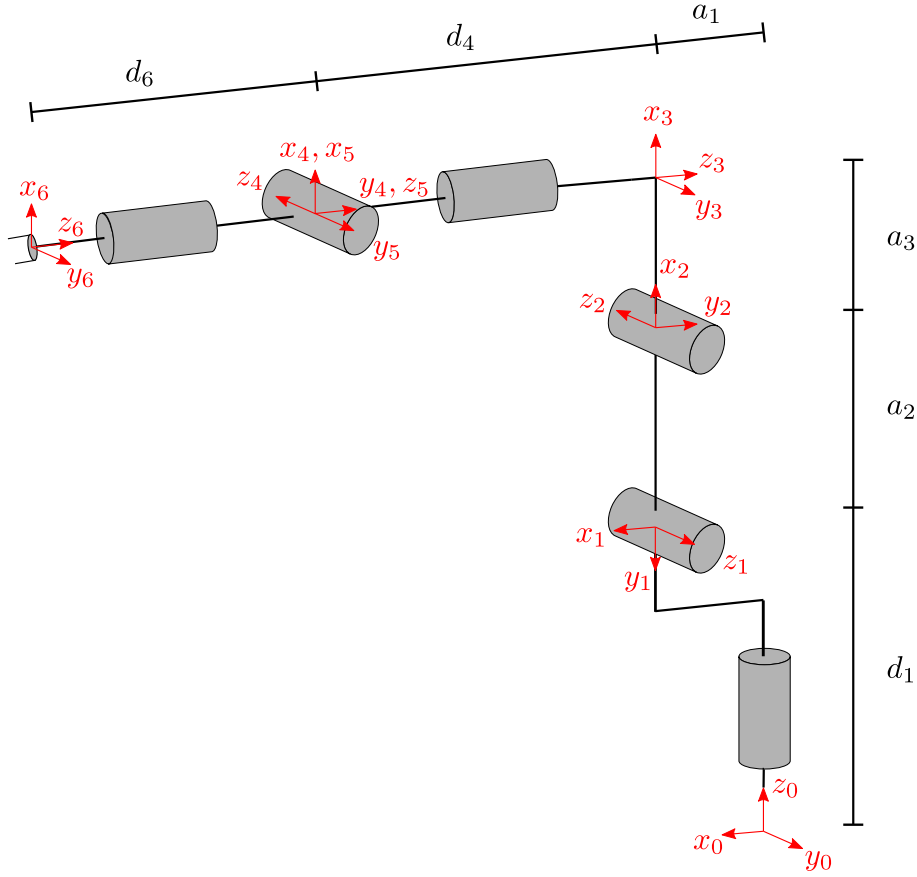


Figura 2.1: Convenção de Denavit-Hartenberg para o Motoman MH12.

Considere um sistema de coordenadas \bar{E}_w solidário ao efetuador, assim como \bar{E}_6 , mas cuja origem O_w está sobre o punho, tal que $O_w \equiv O_4 \equiv O_5$ e $R_{6w} = I$, sendo I a matriz identidade (\bar{E}_6 e \bar{E}_w sempre estão alinhados).

Note que a posição de O_w depende exclusivamente das juntas 1, 2 e 3, que definem o braço antropomórfico. Uma vez que a posição de O_w tenha sido determinada por essas três juntas, a orientação desejada pode ser obtida deslocando as juntas 4, 5 e 6, que definem o punho esférico. A posição e a orientação do punho são ditas desacopladas porque podem ser controladas por conjuntos independentes de juntas.

Quanto à cinemática diferencial, de (2.43) tem-se

$$J_w(\theta) = \begin{bmatrix} J_1 & J_2 & J_3 & J_4 & J_5 & J_6 \end{bmatrix}, \quad (2.63)$$

sendo $J_w(\theta)$ o jacobiano geométrico de O_w . Como todas as juntas são de revolução,

$$J_i = \begin{bmatrix} \vec{z}_{i-1} \times \vec{p}_{i-1,w} \\ \vec{z}_{i-1} \end{bmatrix}, \quad (2.64)$$

de acordo com (2.39).

Note que $\vec{p}_{4w} = \vec{p}_{5w} = \vec{0}$ e que $\vec{z}_3 \times \vec{p}_{3w} = \vec{0}$, pois \vec{z}_3 e \vec{p}_{3w} são colineares. Com

isso, $J_w(\theta)$ pode ser decomposto em

$$J_w(\theta) = \begin{bmatrix} J_{11} & 0_{3 \times 3} \\ J_{21} & J_{22} \end{bmatrix}. \quad (2.65)$$

A equação (2.65) mostra que a velocidade linear do punho depende apenas das velocidades das três primeiras juntas e que, uma vez que essas tenham sido determinadas, a velocidade angular pode ser obtida a partir das velocidades das juntas 4, 5 e 6.

2.4.2 Singularidades Cinemáticas do Motoman MH12

Como $J_w(\theta)$ é diagonal por blocos, o seu conjunto de singularidades cinemáticas é a união dos conjuntos de singularidades de J_{11} (singularidades da posição do punho) e J_{22} (singularidades da orientação do punho).

Para $J_{11} = \begin{bmatrix} \vec{z}_0 \times \vec{p}_{0w} & \vec{z}_1 \times \vec{p}_{1w} & \vec{z}_2 \times \vec{p}_{2w} \end{bmatrix}$, verifica-se que a primeira coluna é zerada se \vec{z}_0 e \vec{p}_{0w} forem colineares, ou seja, se o punho está sobre o eixo de rotação da primeira junta.

Não é possível zerar a segunda e a terceira colunas, pois $\vec{z}_1 = -\vec{z}_2$ é sempre ortogonal a \vec{p}_{1w} e a \vec{p}_{2w} . É possível, porém, que \vec{p}_{1w} e \vec{p}_{2w} sejam colineares. Com isso, a segunda e a terceira colunas serão múltiplas uma da outra e J_{11} também perde posto. Isso ocorre quando o punho e as juntas 2 e 3 estão alinhados.

Para $J_{22} = \begin{bmatrix} \vec{z}_0 & \vec{z}_1 & \vec{z}_2 \end{bmatrix}$, as colunas são sempre vetores unitários e não podem ser zeradas. \vec{z}_4 é sempre ortogonal a \vec{z}_3 e \vec{z}_5 , então não pode ser escrito como combinação linear desses vetores. É possível, porém, que \vec{z}_3 e \vec{z}_5 sejam colineares. Isso ocorre quando o punho está completamente esticado ou dobrado, ou seja, $\theta_5 = 0$ ou $\theta_5 = \pi$.

Como o objetivo é controlar a pose do efetuador, é preciso encontrar as singularidades de O_e , a origem de \bar{E}_e . Contudo, como \bar{E}_w e \bar{E}_e são solidários ao mesmo corpo rígido, a relação entre seus jacobianos é dada por (2.50), então

$$J(\theta) = \begin{bmatrix} I_{3 \times 3} & -\hat{p}_{we} \\ 0_{3 \times 3} & I_{3 \times 3} \end{bmatrix} J_w(\theta). \quad (2.66)$$

Como a matriz que relaciona os dois jacobianos é sempre não-singular, as singularidades do efetuador são as mesmas que as do punho.

Capítulo 3

Controle Híbrido em Cascata

Para tarefas nas quais ocorre interação entre o manipulador e o ambiente, este impõe restrições geométricas ao espaço de trabalho do efetuador que reduzem o seu número de graus de liberdade. Quando o efetuador se move em uma direção que viola alguma das restrições, o ambiente reage aplicando forças de contato que se opõem ao seu movimento nas direções restritas [83].

Para diversas tarefas comuns no ambiente industrial, tais como polimento, fixação, perfuração, corte, usinagem e montagem de peças [84], a força de contato com o ambiente também precisa ser controlada para que não haja danos nem ao ambiente em questão e nem ao manipulador.

Em teoria, o controle de posição é suficiente para controlar essa força de contato, mas exigiria um modelo cinemático e dinâmico detalhado do manipulador, e também o conhecimento preciso da geometria do ambiente e de suas características mecânicas, tais como a rigidez e o amortecimento. É difícil obter essas informações com precisão em situações práticas. Além disso, as incertezas paramétricas e os ruídos de medição dos sensores necessários para obter a pose do efetuador prejudicariam o desempenho desse controle.

Um exemplo de tarefa que envolve interação é aquele no qual o ambiente é uma superfície sobre a qual o efetuador deve executar uma trajetória desejada de posição enquanto exerce uma força de contato desejada no eixo ortogonal à esta. Essa é a tarefa considerada nesse trabalho.

O controle híbrido consiste na realização do controle de força nas direções que sofrem restrições do ambiente e do controle de posição nas demais direções. Nesse capítulo, é proposta e provada uma lei de controle híbrido em cascata para interação com uma superfície complacente desconhecida baseada naquela apresentada em [85, 86], na qual foram acrescentados termos integrais para os controles de posição e de força, e na qual o controle de força é realizado no sistema de coordenadas da superfície ao invés do sistema inercial. O uso desse sistema de coordenadas facilita a combinação dessa lei com o controle por passividade proposto no Capítulo 5.

3.1 Controle de Força

Os métodos de controle de força podem ser classificados de acordo com a variável que está sendo controlada.

Nos métodos indiretos, este é realizado através do controle de posição do efetuador nas direções em que ocorrem restrições, ou seja, tem-se uma malha fechada de posição, não de força. A referência dada é o deslocamento de posição do efetuador (sua penetração na superfície) que resulta na força desejada. Entre esses métodos, destaca-se o controle de rigidez [17], que consiste em diminuir a rigidez mecânica do efetuador nas direções restringidas e aumentá-la nas demais. Esse método é projetado para atingir um comportamento estático de força de contato [83]. Caso seja necessário atingir um comportamento dinâmico desejado, tem-se o controle de impedância [16], que é uma generalização do controle de rigidez no qual a lei de controle afeta tanto a rigidez quanto o amortecimento do efetuador. Com isso, pode-se escolher as características do regime transitório da força de contato (sobrepasso, frequência natural e tempo de assentamento).

Nos métodos diretos, tem-se uma malha fechada de força. Esses métodos são utilizados em aplicações que exijam maior precisão do controle de força de contato. Para a implementação desses métodos, é necessária a presença de um sensor de força acoplado ao efetuador para que o erro entre as forças desejada e real seja calculado com precisão. Entre os métodos diretos estão o controle híbrido [38], no qual a força é controlada nas direções restringidas e a posição é controlada nas demais; e o controle paralelo [87], no qual força e posição são controlados em todas as direções.

O controle híbrido é baseado no conceito de subespaços ortogonais complementares de posição e força [39]. Alguns questionamentos sobre a validade do conceito de complemento ortogonal na teoria de controle híbrido, particularmente com respeito à dependência da escolha de unidades e inconsistência dimensional são discutidas em [88]. Entretanto, o esquema de controle híbrido proposto neste trabalho é livre de tais problemas uma vez que [86]:

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

Com base nesses dois pontos, a posição e a força de contato podem ser tratadas separadamente e os seus controladores não são afetados por interferência mútua.

3.2 Movimento Restrito do Efetuador

Uma superfície complacente em seu estado não-deformado é dada por todos os pontos $p_{sup} \in \mathbb{R}^3$ que satisfazem a equação

$$h(p_{sup}) = 0, \quad (3.1)$$

para alguma função suave $h : \mathbb{R}^3 \rightarrow \mathbb{R}$.

O vetor ortogonal ao plano tangente à superfície em p_{sup} é dado pelo gradiente

$$J_h(p_{sup}) = \frac{\partial h}{\partial p_{sup}}. \quad (3.2)$$

O primeiro passo para o controle de força é modelar a força de contato. O modelo mais simples consiste em utilizar a Lei de Hooke, considerando que a deformação sofrida pela superfície devido à interação do efetuador equivale à compressão de uma mola e que a sua rigidez equivale à constante elástica dessa mola.

Para medir a deformação causada pelo efetuador na superfície, é introduzido o ponto de contato p_c . Este ponto pertence ao modelo não-deformado da superfície e é tal que a deformação $p - p_c$ é ortogonal ao plano tangente a esta em p_c , sendo p a posição do efetuador expressa em \bar{E}_b . O ponto de contato, portanto, é definido como a solução do sistema de equações

$$p - p_c = \alpha J_h(p_c), \quad (3.3)$$

$$h(p_c) = 0, \quad (3.4)$$

para algum $\alpha \in \mathbb{R}$. A equação (3.3) indica que a deformação é colinear ao gradiente da superfície, já que ambos são ortogonais ao plano tangente em p_c . A equação (3.4) indica que p_c sempre pertence ao modelo sem deformação da superfície e, portanto, deve satisfazer (3.1). Note que p_c depende de p .

Derivando (3.4) no tempo, tem-se

$$J_h(p_c)^T \dot{p}_c = 0, \quad (3.5)$$

o que mostra que a velocidade de p_c é ortogonal a $J_h(p_c)$. Logo, \dot{p}_c pertence ao plano tangente a todo instante.

3.2.1 Força de Contato

Assumindo que não há atrito entre o efetuador e a superfície, a força de contato é sempre ortogonal a esta. As restrições de posição geradas pela superfície são

unilaterais. Isso significa que o contato ocorre apenas em um dos sentidos da direção ortogonal à superfície, aquele no qual o efetuador a penetra. Quando o efetuador se move no sentido oposto e deixa de tocá-la, a força de contato cessa. A ocorrência do contato pode ser verificada pelo sinal de α em (3.3). $J_h(p_c)$ sempre aponta para fora da superfície e o contato ocorre apenas se $p - p_c$ está no sentido oposto, portanto α deve ser negativo.

O modelo da força de contato do efetuador sobre a superfície é

$$F_c = \begin{cases} K_s(p - p_c), & \text{se } \alpha < 0, \\ 0, & \text{caso contrário,} \end{cases} \quad (3.6)$$

onde $K_s \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ é a matriz de rigidez da superfície, dada como $K_s = k_s I$ para $k_s \in \mathbb{R}^+$ e sendo I a matriz identidade.

Essa equação expressa a força em \bar{E}_b , mas para a realização do controle é útil introduzir o sistema de coordenadas da superfície $\bar{E}_s = [\bar{x}_s \ \bar{y}_s \ \bar{z}_s]$, cuja origem é p_c , o que faz deste um sistema não-inercial. \bar{z}_s é definido como o vetor unitário no eixo ortogonal à superfície, apontando para dentro desta. \bar{x}_s e \bar{y}_s podem ser escolhidos arbitrariamente de modo que \bar{E}_s seja um sistema ortonormal, logo esses dois vetores geram o plano tangente à superfície em p_c .

Quando esse sistema é utilizado para expressar a força e a posição do efetuador, apenas suas componentes em \bar{z}_s podem ser não-nulas. Logo, o problema de controle de força é reduzido para 1 DOF. A força expressa em \bar{E}_s é dada por

$$F_{cs} = \begin{cases} K_s p_s, & \text{se } p_{sz} > 0, \\ 0, & \text{caso contrário,} \end{cases} \quad (3.7)$$

em que $F_{cs} = [0 \ 0 \ F_{csz}]^T$ e $p_s = [0 \ 0 \ p_{sz}]^T$ são a força e a posição do efetuador, respectivamente.

As equações (3.6) e (3.7) revelam uma característica fundamental da interação entre o manipulador e a superfície: não é possível impor valores arbitrários de posição e força do efetuador simultaneamente na mesma direção. No eixo ortogonal, essas duas grandezas estão relacionadas por essas equações. No plano tangente, não há contato e a força nessas direções é sempre nula. As referências para essas duas grandezas devem ser compatíveis com tais restrições.

3.2.2 Matrizes de Projeção e Estimativa de \bar{E}_s

A matriz de seleção $S = \bar{z}_s \bar{z}_s^T$ projeta um vetor no eixo ortogonal dado por \bar{z}_s e é essencial para o controle híbrido. Note que o valor dessa matriz depende do sistema de coordenadas em que \bar{z}_s é expresso: em \bar{E}_s , $(\bar{z}_s)_s = [0 \ 0 \ 1]^T$ e $S = \text{diag}(0, 0, 1)$

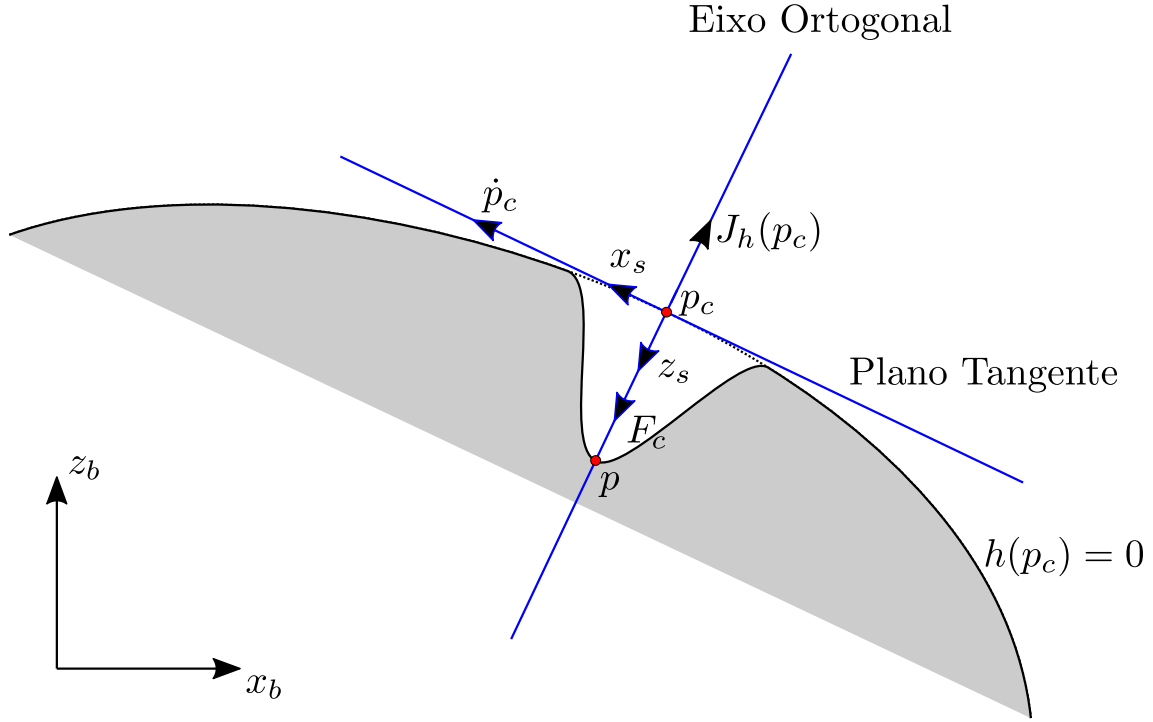


Figura 3.1: Contato entre o Efetuador e a Superfície Complacente.

são constantes; enquanto que em \bar{E}_b , $(\vec{z}_s)_b = R_{bs}(\vec{z}_s)_s$ e $S_b = R_{bs}SR_{bs}^T$ são variantes no tempo. Note também que a matriz $I - S$ é a matriz de projeção no plano tangente à superfície. A direção do eixo ortogonal depende do ponto de contato para qualquer superfície que não seja um plano e as matrizes S e $I - S$ podem ser utilizadas para obter vetores de velocidade e força que satisfaçam as suas restrições. Essas matrizes separam os vetores em suas componentes nos dois subespaços ortogonais complementares (o eixo ortogonal e o plano tangente).

Assumindo que a superfície é desconhecida, \vec{z}_s não pode ser calculada a partir de $J_h(p_c)$, mas a força medida F'_c obtida pelo sensor de força acoplado ao efetuador pode ser utilizada para estimar esse vetor como

$$\vec{z}_s = \frac{F'_c}{\|F'_c\|}. \quad (3.8)$$

\vec{x}_s é definido a partir da projeção de \vec{x}_e no plano tangente, que é obtido por cinemática direta a partir das medições dos *encoders* das juntas, como

$$\vec{x}_s = \frac{[I - S_b]\vec{x}_e}{\|[I - S_b]\vec{x}_e\|}, \quad (3.9)$$

e, pela Regra da Mão Direita,

$$\vec{y}_s = \hat{z}_s \vec{x}_s. \quad (3.10)$$

A Figura 3.1 ilustra os conceitos apresentados nessa seção.

3.3 Controle Cinemático Híbrido de Posição / Força e de Orientação

Inicialmente, considere que a dinâmica do manipulador é desprezível. Logo, este pode ser controlado diretamente a partir das velocidades das juntas, ou seja, pode-se obter uma lei de controle cinemático u tal que $\dot{\theta} = u$. O modelo cinemático do manipulador em \bar{E}_b é dado por (2.36) e a força de contato em \bar{E}_s é dada por (3.7).

Um sinal de controle $v_k = \begin{bmatrix} v_h^T & v_o^T \end{bmatrix}^T \in \mathbb{R}^6$ pode ser obtido no espaço operacional, em que $v_h, v_o \in \mathbb{R}^3$ são, respectivamente, os sinais de velocidade linear e angular do efetuador. Para um manipulador não-redundante e que nunca alcança uma configuração singular, este sinal pode ser convertido para o espaço das juntas através da lei

$$u = J(\theta)^{-1}v_k. \quad (3.11)$$

A cinemática da malha fechada por (2.36) e (3.11) é

$$\begin{bmatrix} \dot{p} \\ \omega \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_h \\ v_o \end{bmatrix}, \quad (3.12)$$

que é o modelo cinemático do efetuador no espaço operacional. Logo, v_h e v_o podem ser projetados para que o efetuador atinja valores desejados de posição, força e orientação, sendo que v_h é o controle cinemático híbrido e v_o é o controle cinemático de orientação.

O controle híbrido é decomposto em

$$v_h = v_{h,p} + v_{h,f}, \quad (3.13)$$

que são os sinais de controle desacoplados de posição e força.

Dadas as referências de posição do efetuador $p_d(t)$, expressa em \bar{E}_b , e de força de contato $F_{ds}(t)$, expressa em \bar{E}_s , os respectivos erros de rastreamento são definidos como

$$e_p(t) = p_d(t) - p(t), \quad e_{fs}(t) = F_{ds}(t) - F_{cs}(t). \quad (3.14)$$

Como escrito na seção anterior, não é possível escolher referências arbitrárias para essas duas variáveis, pois elas devem estar relacionadas por (3.6) e (3.7) no eixo ortogonal e as componentes de F_{ds} no plano tangente devem ser nulas. Contudo, como a superfície é desconhecida, não é possível projetar essas referências de forma que elas sejam compatíveis e, portanto, os erros (3.14) não necessariamente tendem para zero.

Como um exemplo simples, considere uma superfície planar com rigidez $k_s = 1000 \text{ N/m}$. Para uma referência de força de contato de 1 N , o efetuador teria que

penetrar 1mm na superfície. Qualquer referência de posição tal que sua componente no eixo ortogonal não resulte nessa deformação provocará um erro de posição não-nulo. De fato, uma componente de referência de posição no eixo ortogonal nem sequer faz sentido. Da mesma forma, se a referência de força tiver componentes não-nulas nas direções que geram o plano, o erro de força também será não-nulo. Expressar a referência de força em \bar{E}_s resolve esse problema, pois é sabido que apenas a componente em \bar{z}_s é não-nula.

Por esse motivo, são definidos os erros de posição no plano tangente $e_{p||}$ e de força no eixo ortogonal $e_{fs\perp}$

$$e_{p||} = [I - S_b]e_p, \quad e_{fs\perp} = S e_{fs}, \quad (3.15)$$

e $v_{h,p}$ e $v_{h,f}$ devem ser projetados de modo que $e_{p||} \rightarrow 0$ e $e_{f\perp} \rightarrow 0$. Os controles desacoplados são dados por

$$v_{h,p} = [I - S_b]v_p, \quad (3.16)$$

$$v_{h,f} = R_{bs}v_{fs}. \quad (3.17)$$

Note que o controle de posição é realizado em \bar{E}_b enquanto que o de força é realizado em \bar{E}_s , sistema no qual a referência de força é mais naturalmente descrita, e posteriormente convertido para \bar{E}_b para que os dois sinais possam ser somados.

Para v_p e v_{fs} , podem ser considerados controladores proporcionais (P) ou proporcionais + integrais (PI).

Os controladores P são similares aos apresentados em [85, 86], exceto pelo controle de força ser dado em \bar{E}_s , e são dados por

$$v_p = \dot{p}_d + [K_{P_p} - \hat{\omega}_{bs}]e_p, \quad (3.18)$$

$$v_{fs} = K_s^{-1}[\dot{F}_{ds} + K_{P_f}e_{fs}], \quad (3.19)$$

em que $K_{P_p}, K_{P_f} \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ são os ganhos proporcionais dos controladores, sendo $K_{P_p} = k_{P_p}I, K_{P_f} = k_{P_f}I$ e $k_{P_p}, k_{P_f} \in \mathbb{R}^+$.

Os controladores PI propostos são dados por

$$v_p = \dot{p}_d + [K_{P_p} - \hat{\omega}_{bs}]e_p + I_{ep}, \quad (3.20)$$

$$\dot{I}_{ep} = K_{I_p}e_p + \hat{\omega}_{bs}I_{ep}, \quad (3.21)$$

$$v_{fs} = K_s^{-1}[\dot{F}_{ds} + K_{P_f}e_{fs} + I_{efs}], \quad (3.22)$$

$$\dot{I}_{efs} = K_{I_f}e_{fs}, \quad (3.23)$$

em que $K_{P_p}, K_{P_f} \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ são os ganhos proporcionais e $K_{I_p}, K_{I_f} \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ são os ga-

nhos integrais dos controladores, sendo $K_{P_p} = k_{P_p}I, K_{P_f} = k_{P_f}I, K_{I_p} = k_{I_p}I, K_{I_f} = k_{I_f}I$ e $k_{P_p}, k_{P_f}, k_{I_p}, k_{I_f} \in \mathbb{R}^+$.

Os termos que incluem a velocidade angular ω_{bs} , de \bar{E}_s em relação a \bar{E}_b , nos controladores de posição são necessários para compensar a curvatura da superfície.

Para o controle de orientação, dada uma referência de quaternion unitário q_d e de velocidade angular ω_d , o quaternion que representa o erro de orientação é

$$e_q = q_d * q^{-1}, \quad (3.24)$$

e o objetivo é que $e_q(t) \rightarrow [\pm 1 \ 0 \ 0 \ 0]^T$.

O controle cinemático de orientação é dado por

$$v_o = \omega_d - K_o e_{qv}, \quad (3.25)$$

em que $K_o \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$, sendo $K_o = k_o I, k_o \in \mathbb{R}^+$ o ganho do controle.

As duas subseções a seguir provam a estabilidade do esquema de controle cinemático para os controladores P e PI.

3.3.1 Prova de Estabilidade para o Controle Cinemático Híbrido e de Orientação (Controlador P)

Nessa seção, é provado que o modelo cinemático do efetuador, dado por (3.12), e do contato, dado por (3.6), em malha fechada com o controle dado pelas equações (3.13), (3.16), (3.17), (3.18), (3.19) e (3.25) resulta em um sistema assintoticamente estável.

As derivadas de S_b, e_p e $e_{p||}$ são

$$\dot{S}_b = \hat{\omega}_{bs} S_b - S_b \hat{\omega}_{bs}, \quad (3.26)$$

$$\dot{e}_p = \dot{p}_d - v_h, \quad (3.27)$$

$$\dot{e}_{p||} = \hat{\omega}_{bs} e_{p||} + [I - S_b][\dot{p}_d - v_h - \hat{\omega}_{bs} e_p]. \quad (3.28)$$

A derivada do erro de força em \bar{E}_b , considerando (3.12) e (3.6), é

$$\dot{e}_f = \dot{F}_d - \dot{F}_c = \dot{F}_d - K_s v_h + K_s \dot{p}_c, \quad (3.29)$$

e para o erro de força no eixo ortogonal $e_{f\perp} = S_b e_f$, a derivada é

$$\dot{e}_{f\perp} = \dot{S}_b e_f + S_b \dot{e}_f, \quad (3.30)$$

$$\dot{e}_{f\perp} = \hat{\omega}_{bs} e_{f\perp} + S_b [\dot{F}_d - K_s v_h + K_s \dot{p}_c - \hat{\omega}_{bs} e_f]. \quad (3.31)$$

Assumindo que não há atrito entre o efetuador e a superfície tem-se que $S_b \hat{\omega}_{bs} e_f = 0$, e de (3.5) tem-se que $S_b \dot{p}_c = 0$, logo

$$\dot{e}_{f\perp} = \hat{\omega}_{bs} e_{f\perp} + S_b [\dot{F}_d - K_s v_h]. \quad (3.32)$$

Para a orientação, a derivada do erro de quaternion e_q é dada por [89]

$$\dot{e}_q = \frac{E(e_q)}{2} e_\omega, \quad (3.33)$$

em que $E(e_q)$ é definida em (2.59) e $e_\omega = \omega - \omega_d$ é o erro de velocidade angular. Essa equação resulta em

$$\dot{e}_{qs} = -\frac{e_{qv}^T}{2} [v_o - \omega_d], \quad (3.34)$$

$$\dot{e}_{qv} = \frac{e_{qs} I - \hat{e}_{qv}}{2} [v_o - \omega_d]. \quad (3.35)$$

As equações (3.28), (3.32), (3.34) e (3.35) representam a cinemática dos erros de posição, força e orientação em malha aberta.

Antes de fechar a malha com a lei de controle, note que o controle de força em \bar{E}_s dado por (3.17) e (3.19) pode ser expresso em \bar{E}_b se suas entradas forem expressas nesse sistema. Para isso, tem-se que

$$F_{ds} = R_{bs}^T F_d \rightarrow \dot{F}_{ds} = R_{bs}^T [\dot{F}_d - \hat{\omega}_{bs} F_d], \quad (3.36)$$

$$e_{fs} = R_{bs}^T e_f. \quad (3.37)$$

Como não há atrito entre a superfície e o efetuador, tem-se que $v_{fs} = S v_{fs}$. Além disso, $S_b \hat{\omega}_{bs} F_d = 0$ então

$$v_{h,f} = R_{bs} S v_{fs} = R_{bs} S R_{bs}^T K_s^{-1} [\dot{F}_d - \hat{\omega}_{bs} F_d + K_{P_f} e_f], \quad (3.38)$$

$$v_{h,f} = S_b K_s^{-1} [\dot{F}_d + K_{P_f} e_f], \quad (3.39)$$

que pode ser decomposto em

$$v_{h,f} = S_b v_f, \quad (3.40)$$

$$v_f = K_s^{-1} [\dot{F}_d + K_{P_f} e_f], \quad (3.41)$$

e, portanto, (3.40) e (3.41) são equivalentes a (3.17) e (3.19). Essa forma do controle de força no sistema inercial é considerada para a análise de estabilidade.

Introduzindo os controles v_h e v_o nas equações (3.28), (3.32), (3.34) e (3.35) e considerando a propriedade de idempotência das matrizes de projeção, ou seja, $S_b S_b = S_b$, tem-se

$$\dot{e}_{p\parallel} = [\hat{\omega}_{bs} - K_{P_p}] e_{p\parallel}, \quad (3.42)$$

$$\dot{e}_{f\perp} = [\hat{\omega}_{bs} - K_{P_f}]e_{f\perp}, \quad (3.43)$$

$$\dot{e}_{qs} = \frac{e_{qv}^T}{2} K_o e_{qv}, \quad (3.44)$$

$$\dot{e}_{qv} = \frac{-e_{qs} K_o e_{qv}}{2}. \quad (3.45)$$

A função candidata a Lyapunov é

$$2V(x) = e_{p\parallel}^T e_{p\parallel} + e_{f\perp}^T e_{f\perp} + [e_{qs} - 1]^2 + e_{qv}^T e_{qv}, \quad (3.46)$$

em que $x = \begin{bmatrix} e_{p\parallel}^T & e_{f\perp}^T & e_q^T \end{bmatrix}^T$ é o estado do sistema.

Sua derivada é

$$\dot{V}(x) = e_{p\parallel}^T \dot{e}_{p\parallel} + e_{f\perp}^T \dot{e}_{f\perp} + 2[e_{qs} - 1]\dot{e}_{qs} + 2e_{qv}^T \dot{e}_{qv}, \quad (3.47)$$

e com as derivadas dos erros (3.42), (3.43), (3.44) e (3.45)

$$\dot{V}(x) = e_{p\parallel}^T [\hat{\omega}_{bs} - K_{P_p}] e_{p\parallel} + e_{f\perp}^T [\hat{\omega}_{bs} - K_{P_f}] e_{f\perp} + [e_{qs} - 1] e_{qv}^T K_o e_{qv} - e_{qv}^T e_{qs} K_o e_{qv}. \quad (3.48)$$

Como $\hat{\omega}_{bs}$ é antissimétrica, sua forma quadrática é nula, então

$$\dot{V}(x) = -e_{p\parallel}^T K_{P_p} e_{p\parallel} - e_{f\perp}^T K_{P_f} e_{f\perp} - e_{qv}^T K_o e_{qv} \leq 0. \quad (3.49)$$

$\dot{V}(x)$ é semi-definida negativa, então pode-se afirmar apenas que o ponto de equilíbrio $x_1^* = \begin{bmatrix} \vec{0}_{1 \times 6} & 1 & \vec{0}_{1 \times 3} \end{bmatrix}^T$ é estável, mas o Princípio da Invariância de LaSalle ainda pode ser utilizado para verificar a estabilidade assintótica.

Para $\dot{V}(x) \equiv 0$, tem-se que $e_{p\parallel} \equiv e_{f\perp} \equiv e_{qv} \equiv 0$, que implica em $\dot{e}_{p\parallel} \equiv \dot{e}_{f\perp} \equiv \dot{e}_{qv} \equiv \dot{e}_{qs} \equiv 0$ em (3.42), (3.43), (3.44) e (3.45) e $e_{qs} \equiv \pm 1$ pela restrição de norma unitária do quaternion.

Logo, $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{p\parallel} = \lim_{t \rightarrow \infty} e_{f\perp} = \lim_{t \rightarrow \infty} e_{qv} = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qs} = \pm 1$. Além disso, a função de Lyapunov é radialmente ilimitada, então x_1^* é quase globalmente assintoticamente estável.

O termo "quase globalmente" indica que o domínio de atração é todo o espaço de estados, exceto por um conjunto de medida nula [89], que é dado pelo outro ponto de equilíbrio $x_2^* = \begin{bmatrix} \vec{0}_{1 \times 6} & -1 & \vec{0}_{1 \times 3} \end{bmatrix}^T$. Contudo, os quaternions unitários dados por $e_{qs} = \pm 1$ representam a mesma orientação, logo x_1^* e x_2^* são equivalentes.

3.3.2 Prova de Estabilidade para o Controle Cinemático Híbrido e de Orientação (Controlador PI)

Nessa seção, é provado que o modelo cinemático do efetuador, dado por (3.12), e do contato, dado por (3.6), em malha fechada com o controle dado pelas equações (3.13), (3.16), (3.17), (3.20), (3.21), (3.22), (3.23) e (3.25) resulta em um sistema assintoticamente estável.

As equações (3.28), (3.32), (3.34) e (3.35) representam a cinemática dos erros de posição, força e orientação em malha aberta.

Antes de fechar a malha com a lei de controle, note que o controle de força em \bar{E}_s dado por (3.17), (3.22) e (3.23) pode ser expresso em \bar{E}_b se suas entradas forem expressas nesse sistema. Para isso, além de (3.36) e (3.37), define-se I_{ef} como

$$I_{ef} = R_{bs}I_{efs}, \quad (3.50)$$

cuja derivada é

$$\dot{I}_{ef} = \hat{\omega}_{bs}R_{bs}I_{efs} + R_{bs}\dot{I}_{efs}, \quad (3.51)$$

$$\dot{I}_{ef} = \hat{\omega}_{bs}I_{ef} + K_{I_f}e_f. \quad (3.52)$$

Como não há atrito entre a superfície e o efetuador, tem-se que $v_{fs} = Sv_{fs}$ e $S_b\hat{\omega}_{bs}F_d = 0$, portanto o controle é dado por

$$v_{h,f} = R_{bs}Sv_{fs} = R_{bs}SR_{bs}^TK_s^{-1}[\dot{F}_d - \hat{\omega}_{bs}F_d + K_{P_f}e_f + I_{ef}], \quad (3.53)$$

$$v_{h,f} = S_bK_s^{-1}[\dot{F}_d + K_{P_f}e_f + I_{ef}], \quad (3.54)$$

que pode ser decomposto em

$$v_{h,f} = S_bv_f, \quad (3.55)$$

$$v_f = K_s^{-1}[\dot{F}_d + K_{P_f}e_f + I_{ef}], \quad (3.56)$$

e, portanto, (3.55), (3.56) e (3.52) são equivalentes a (3.17), (3.22) e (3.23). Essa forma do controle de força no sistema inercial é considerada para a análise de estabilidade.

Define-se

$$I_{ep||} = [I - S_b]I_{ep}, \quad I_{ef\perp} = S_bI_{ep}, \quad (3.57)$$

cujas derivadas são

$$\dot{I}_{ep||} = \hat{\omega}_{bs}I_{ep||} + [I - S_b][\dot{I}_{ep} - \hat{\omega}_{bs}I_{ep}], \quad (3.58)$$

$$\dot{I}_{ef\perp} = \hat{\omega}_{bs}I_{ef\perp} + S_b[\dot{I}_{ef} - \hat{\omega}_{bs}I_{ef}]. \quad (3.59)$$

Introduzindo os controles v_h e v_o nas equações (3.28), (3.32), (3.34), (3.35), (3.58) e (3.59), tem-se

$$\dot{e}_{p||} = [\hat{\omega}_{bs} - K_{P_p}]e_{p||} - I_{ep||}, \quad (3.60)$$

$$\dot{e}_{f\perp} = [\hat{\omega}_{bs} - K_{P_f}]e_{f\perp} - I_{ef\perp}, \quad (3.61)$$

$$\dot{e}_{qs} = \frac{e_{qv}^T}{2} K_o e_{qv}, \quad (3.62)$$

$$\dot{e}_{qv} = \frac{-e_{qs} K_o e_{qv}}{2}, \quad (3.63)$$

$$\dot{I}_{ep||} = \hat{\omega}_{bs} I_{ep||} + K_{I_p} e_{p||}, \quad (3.64)$$

$$\dot{I}_{ef\perp} = \hat{\omega}_{bs} I_{ef\perp} + K_{I_f} e_{f\perp}. \quad (3.65)$$

Os termos da função candidata a Lyapunov para essas duas integrais são

$$2K_{I_p} V_{I_p} = I_{ep||}^T I_{ep||}, \quad 2K_{I_f} V_{I_f} = I_{ef\perp}^T I_{ef\perp}, \quad (3.66)$$

cujas derivadas são

$$\dot{V}_{I_p} = I_{ep||}^T e_p, \quad \dot{V}_{I_f} = I_{ef\perp}^T e_f. \quad (3.67)$$

A função candidata a Lyapunov é

$$2V(x) = e_{p||}^T e_{p||} + e_{f\perp}^T e_{f\perp} + 2V_{I_p} + 2V_{I_f} + [e_{qs} - 1]^2 + e_{qv}^T e_{qv}, \quad (3.68)$$

em que $x = \begin{bmatrix} e_{p||}^T & I_{ep||}^T & e_{f\perp}^T & I_{ef\perp}^T & e_q^T \end{bmatrix}^T$ é o estado do sistema.

Sua derivada é

$$\dot{V}(x) = e_{p||}^T \dot{e}_{p||} + e_{f\perp}^T \dot{e}_{f\perp} + \dot{V}_{I_p} + \dot{V}_{I_f} + 2[e_{qs} - 1]\dot{e}_{qs} + 2e_{qv}^T \dot{e}_{qv}, \quad (3.69)$$

e com as derivadas (3.60), (3.61), (3.62), (3.63) e (3.67)

$$\dot{V}(x) = -e_{p||}^T K_{P_p} e_{p||} - e_{f\perp}^T K_{P_f} e_{f\perp} - e_{qv}^T K_o e_{qv} \leq 0. \quad (3.70)$$

$\dot{V}(x)$ é semi-definida negativa, então pode-se afirmar apenas que o ponto de equilíbrio $x_1^* = \begin{bmatrix} \vec{0}_{1 \times 12} & 1 & \vec{0}_{1 \times 3} \end{bmatrix}^T$ é estável, mas o Princípio da Invariância de LaSalle ainda pode ser utilizado para verificar a estabilidade assintótica.

Para $\dot{V}(x) \equiv 0$ tem-se que $e_{p||} \equiv e_{f\perp} \equiv e_{qv} \equiv 0$, que implica em $\dot{e}_{p||} \equiv \dot{e}_{f\perp} \equiv \dot{e}_{qv} \equiv \dot{e}_{qs} \equiv 0$ e $e_{qs} \equiv \pm 1$ pela restrição de norma unitária do quaternion. Por (3.60) e (3.61), tem-se que $I_{ep||} \equiv I_{ef\perp} \equiv 0$ e por (3.64) e (3.65), tem-se que $\dot{I}_{ep||} \equiv \dot{I}_{ef\perp} \equiv 0$.

Logo, $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{p||} = \lim_{t \rightarrow \infty} e_{f\perp} = \lim_{t \rightarrow \infty} I_{ep||} = \lim_{t \rightarrow \infty} I_{ef\perp} = \lim_{t \rightarrow \infty} e_{qv} = 0$ e $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qs} = \pm 1$. Além disso, a função de Lyapunov é radialmente ilimitada, então x_1^* é quase globalmente assintoticamente estável, exceto pelo conjunto de medida

nula dado por $x_2^* = \begin{bmatrix} \vec{0}_{1 \times 12} & -1 & \vec{0}_{1 \times 3} \end{bmatrix}^T$, que é equivalente a x_1^* .

3.4 Controle Híbrido em Cascata

Caso a dinâmica do manipulador não seja desprezível, como por exemplo quando as reduções das juntas são baixas ou quando a tarefa exige que o manipulador se mova em alta velocidade, o sinal de controle deve ser transmitido a nível dos torques nas juntas. Nessa seção, é apresentada uma estratégia de controle em cascata [90] que possibilita o uso do controle cinemático híbrido mesmo quando a dinâmica do manipulador não é desprezível.

O modelo dinâmico do manipulador no espaço das juntas e sujeito à interação com a superfície é dado por

$$M(\theta)\ddot{\theta} + C(\theta, \dot{\theta})\dot{\theta} + G(\theta) = \tau - \tau_c(\theta), \quad (3.71)$$

em que $M(\theta) \in \mathbb{R}^{n \times n}$ é a matriz de inércia tal que $M(\theta) = M(\theta)^T > 0$, $C(\theta, \dot{\theta})\dot{\theta} \in \mathbb{R}^n$ é o termo que contém as forças centrífugas e de Coriolis, $G(\theta) \in \mathbb{R}^n$ é o termo que contém as forças gravitacionais, $\tau \in \mathbb{R}^n$ é sinal de torque nas juntas e $\tau_c(\theta) = J_p(\theta)^T F_c$ é o torque nas juntas produzido pela força de contato.

O controlador de dinâmica inversa [91] é dado por

$$\tau = M(\theta)\ddot{\theta}_r + C(\theta, \dot{\theta})\dot{\theta}_r + G(\theta) - K_d\sigma + \tau_c(\theta), \quad (3.72)$$

em que $K_d \in \mathbb{R}^{n \times n}$ é o ganho do controlador e

$$\dot{\theta}_r = \dot{\theta}_d - \Lambda\tilde{\theta}, \quad \tilde{\theta} = \theta - \theta_d, \quad \sigma = \dot{\tilde{\theta}} + \Lambda\tilde{\theta}, \quad (3.73)$$

sendo $\theta_d \in \mathbb{R}^n$ a trajetória de referência das juntas e $\Lambda = \lambda I, \lambda > 0$.

Combinando as definições em (3.73), tem-se que

$$\sigma = \dot{\theta} - \dot{\theta}_r, \quad (3.74)$$

e σ pode ser visto como um erro de velocidade das juntas e $\dot{\theta}_r$ como uma referência de velocidade.

A dinâmica do erro da malha fechada por (3.71), (3.72) e (3.74) é

$$M(\theta)\dot{\sigma} + [C(\theta, \dot{\theta}) + K_d]\sigma = 0, \quad (3.75)$$

e é demonstrado por passividade no Capítulo 4 que a origem do estado $\begin{bmatrix} \tilde{\theta}^T & \sigma^T \end{bmatrix}^T$ é globalmente assintoticamente estável.

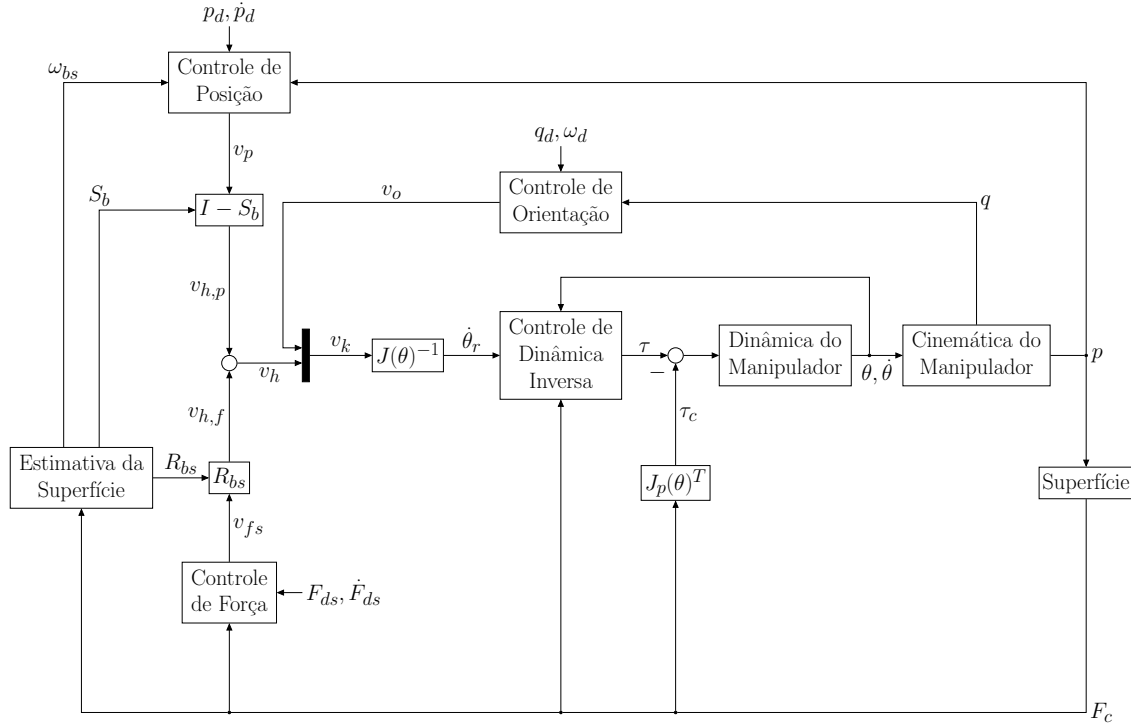


Figura 3.2: Diagrama do Controle Híbrido em Cascata.

Para o controle híbrido, porém, uma referência de trajetória das juntas é inviável, principalmente quando a superfície é desconhecida. É mais natural descrever o problema no espaço operacional como feito nas seções anteriores e determinar a posição e força desejadas para o efetuador. Por esse motivo, para o controle em cascata, σ é definido diretamente como em (3.74) e $\dot{\theta}_r$ é um sinal externo de velocidade. Como σ tende para zero, tem-se $\dot{\theta} \approx \dot{\theta}_r$ após um transiente, ou seja, o manipulador passa a se comportar de forma cinemática, podendo receber um sinal de velocidade das juntas. Quanto maior o valor do ganho K_d , menor será o transiente, ao custo de um maior sinal de torque nas juntas.

O controle em cascata consiste no controle de dinâmica inversa na malha interna e no controle cinemático híbrido e de orientação na malha externa, sendo

$$\dot{\theta}_r = J(\theta)^{-1}v_k. \quad (3.76)$$

A Figura 3.2 mostra o diagrama de blocos do controle em cascata.

Capítulo 4

Passividade

Neste capítulo, são apresentados os conceitos e definições fundamentais sobre passividade para sistemas não-lineares genéricos. Estes são necessários para compreender o controle de passividade apresentado no Capítulo 5.

4.1 Modelo do Sistema Não-Linear

Considere um sistema não-linear H descrito por

$$H : \begin{cases} \dot{x}(t) = f(x(t), u(t)), \\ y(t) = h(x(t), u(t)), \end{cases} \quad (4.1)$$

em que $x(t) \in X \subseteq \mathbb{R}^n$ é o estado do sistema, $u(t) \in U \subseteq \mathbb{R}^m$ é o sinal de entrada, sendo U o espaço dos sinais cuja energia é limitada para todo intervalo limitado de tempo, $y(t) \in Y \subseteq \mathbb{R}^m$ é o sinal de saída, $f : \mathbb{R}^n \times \mathbb{R}^m \rightarrow \mathbb{R}^n$ é localmente Lipschitz, $h : \mathbb{R}^n \times \mathbb{R}^m \rightarrow \mathbb{R}^m$ é contínua e $f(0, 0) = 0, h(0, 0) = 0$, ou seja, a origem do estado do sistema não-forçado deve ser um ponto de equilíbrio e a saída do sistema não-forçado deve ser nula na origem.

Sistemas lineares invariantes no tempo dados por

$$\begin{cases} \dot{x}(t) = Ax(t) + Bu(t), \\ y(t) = Cx(t) + Du(t), \end{cases} \quad (4.2)$$

são um caso particular de (4.1), assim como não-linearidades estáticas do tipo

$$y(t) = g(u(t)), \quad (4.3)$$

em que o espaço de estados é vazio.

4.2 Dissipatividade e Passividade

De acordo com a Lei de Conservação de Energia, o balanço de energia em um sistema é dado por

$$E_f(t) = E_a(t) + E_d(t), \quad (4.4)$$

em que $E_f(t)$ é a energia fornecida para o sistema por fontes externas (outros sistemas), $E_a(t)$ é a energia armazenada no sistema e $E_d(t)$ é a energia dissipada pelo sistema. Por definição, se $E_f(t) > 0$ as fontes fornecem energia para o sistema e se $E_f(t) < 0$ as fontes extraem deste energia igual a $|E_f(t)|$. Da mesma forma, se $E_d(t) > 0$ o sistema dissipa energia e se $E_d(t) < 0$ este gera energia igual a $|E_d(t)|$. Logo, de toda a energia fornecida para um sistema por fontes externas, uma parte é armazenada e a outra o abandona.

Para o sistema H dado por (4.1), seja $w(u(t), y(t))$ uma função $w : \mathbb{R}^m \times \mathbb{R}^m \rightarrow \mathbb{R}$ chamada de taxa de fornecimento, que é localmente integrável, ou seja, que satisfaz $\int_{t_0}^{t_1} |w(u(t), y(t))| dt < \infty$ para todo $t_0 < t_1$.

As definições de dissipatividade e passividade não são uniformes na literatura [92]. As definições abaixo são apresentadas em [93]. Outras definições podem ser encontradas, por exemplo, em [94] e [95].

Definição 4.2.1. Dissipatividade:

O sistema H é dissipativo com respeito a $w(u(t), y(t))$ se existe uma função $V(x(t))$ semidefinida positiva tal que

$$\int_0^t w(u(\tau), y(\tau)) d\tau \geq V(x(t)) - V(x(0)), \quad (4.5)$$

para todo $x(t) \in X$, $u(t) \in U$ e $t \geq 0$. A função $V(x(t))$ é chamada de função de armazenamento do sistema.

Definição 4.2.2. Passividade:

O sistema H é passivo se é dissipativo com respeito a $w(u(t), y(t)) = u(t)^T y(t)$.

Pelas duas definições, verifica-se que a passividade é um caso particular de dissipatividade quando a taxa de fornecimento é uma função bilinear da entrada e da saída [96].

Em termos da equação (4.4),

$$E_f(t) = \int_0^t w(u(\tau), y(\tau)) d\tau, \quad E_a(t) = V(x(t)). \quad (4.6)$$

Dessa forma, um sistema é dissipativo, ou passivo, se e somente se este jamais gera energia, ou seja, se

$$E_d(t) \geq 0, \quad (4.7)$$

para todo $t \geq 0$.

A função de armazenamento $V(x(t))$ depende apenas do estado em que o sistema se encontra em dado instante, não da trajetória que ele percorreu no espaço de estados até esse instante. Se essa função for continuamente diferenciável no tempo, o conceito de dissipatividade pode ser definido alternativamente em forma de potência, dada pela desigualdade

$$w(u(t), y(t)) \geq \dot{V}(x(t)) \quad (4.8)$$

ao invés de (4.5).

A partir da forma de potência da definição de dissipatividade, pode-se definir passividade como em [97].

Definição 4.2.3. Tipos de Passividade:

O sistema H é passivo se existe $V(x(t))$ tal que

$$u(t)^T y(t) \geq \dot{V}(t) \quad (4.9)$$

para todo $x(t) \in X$, $u(t) \in U$ e $t \geq 0$.

Além disso, H é dito:

- sem perda, se

$$u^T y \equiv \dot{V}, \quad (4.10)$$

- estritamente passivo por entrada, se

$$u^T y \geq \dot{V} + u^T \phi(u), \quad (4.11)$$

para alguma função $\phi(u)$ tal que $u^T \phi(u)$ seja definida positiva.

- estritamente passivo por saída, se

$$u^T y \geq \dot{V} + y^T \rho(y), \quad (4.12)$$

para alguma função $\rho(y)$ tal que $y^T \rho(y)$ seja definida positiva.

- estritamente passivo, se

$$u^T y \geq \dot{V} + \psi(x), \quad (4.13)$$

para alguma função $\psi(x)$ definida positiva.

Para sistemas físicos reais, a taxa de fornecimento $u(t)^T y(t)$ pode ser vista como a potência externa que entra no sistema. Conseqüentemente, $E_f(t) = \int_0^t u(\tau)^T y(\tau) d\tau$ é a energia total fornecida pela fonte no intervalo $[0, t]$. Por exemplo, para um sistema mecânico essa relação é dada por uma entrada de força $f(t)$ e uma saída de

velocidade $v(t)$ (ou vice-versa), e a potência fornecida é $f(t)^T v(t)$. Para um circuito elétrico, tem-se uma fonte externa que gera o sinal de entrada de tensão $v(t)$ (ou de corrente $i(t)$) e a saída do circuito é a corrente $i(t)$ (ou a tensão $v(t)$). A potência fornecida pela fonte é $v(t)^T i(t)$.

4.3 Passividade e Estabilidade de Lyapunov

Do critério de Lyapunov, sabe-se que se for possível encontrar uma função definida positiva $V(x)$ tal que $\dot{V}(x)$ seja semidefinida (definida) negativa para um dado sistema não-forçado, então a origem do espaço de estados desse sistema é um ponto de equilíbrio estável (assintoticamente estável) [98].

Pela equação (4.9), verifica-se que há uma relação entre passividade e o critério de Lyapunov. Lyapunov é um método para avaliar a estabilidade interna do sistema, então se for considerado que o sistema dado por (4.1) é passivo com uma função de armazenamento definida positiva (pela definição, a função de armazenamento precisa ser apenas semidefinida positiva) e que $u \equiv 0$, a passividade do sistema forçado implica na estabilidade da origem do sistema não-forçado dado por

$$\begin{cases} \dot{x} = f(x(t), 0), \\ y = h(x(t), 0), \end{cases} \quad (4.14)$$

e a sua função de armazenamento é uma função de Lyapunov para o sistema não-forçado. Da mesma forma, se o sistema forçado é estritamente passivo (equação (4.13)), a origem do sistema não-forçado é assintoticamente estável. Além disso, se o sistema é estritamente passivo por saída (equação (4.12)) e possui a propriedade de detectabilidade do estado zero (ZSD, do nome em inglês *zero-state detectability*) então a origem também é assintoticamente estável. Essa propriedade significa que se $u(t) \equiv y(t) \equiv 0$, então $x(t) \rightarrow 0$.

Se a função de armazenamento for radialmente ilimitada, então a origem do sistema não-forçado é globalmente estável.

Caso a função de armazenamento seja apenas semidefinida positiva, então a propriedade ZSD também é necessária para garantir a estabilidade da origem [99, 100].

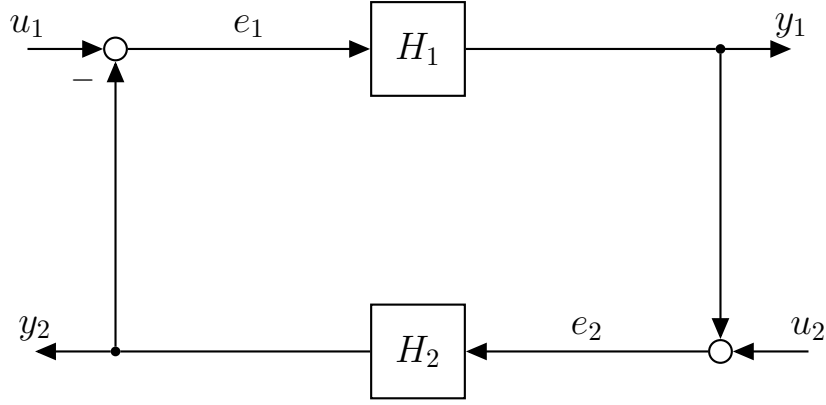


Figura 4.1: Dois Sistemas Conectados por Realimentação.

4.4 Sistemas Realimentados

Considere dois sistemas H_1 e H_2 conectados por realimentação, como na Figura 4.1. Os dois são descritos por (4.1) em malha aberta, ou seja,

$$H_i : \begin{cases} \dot{x}_i(t) = f_i(x_i(t), e_i(t)), \\ y_i(t) = h_i(x_i(t), e_i(t)), \end{cases} \quad (4.15)$$

para $i = \{1, 2\}$.

A conexão entre os sistemas é dada por

$$e_1 = u_1 - h_2(x_2, e_2), \quad (4.16)$$

$$e_2 = u_2 + h_1(x_1, e_1). \quad (4.17)$$

O sistema H é a malha fechada entre H_1 e H_2 . Mesmo que H_1 e H_2 satisfaçam a condição de serem localmente Lipschitz, e conseqüentemente tenham solução única para a equação de estado para todo x_i e e_i , a malha fechada não necessariamente será localmente Lipschitz e a unicidade da sua solução não pode ser garantida. Nesse caso, H não tem um modelo de estados bem-definido. Uma condição suficiente para garantir a unicidade da solução é que h_i não dependa de e_i [97].

Assumindo que a malha fechada tenha um modelo de estados bem-definido, H também é dado por (4.1), em que

$$x = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix}, \quad u = \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{bmatrix}, \quad y = \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \end{bmatrix}. \quad (4.18)$$

Se os sistemas H_1 e H_2 forem passivos, então existem $V_1(x_1)$ e $V_2(x_2)$ tais que

$$e_1^T y_1 \geq \dot{V}_1(x_1), \quad e_2^T y_2 \geq \dot{V}_2(x_2). \quad (4.19)$$

Das conexões por realimentação (4.16) e (4.17), tem-se

$$e_1^T y_1 + e_2^T y_2 = (u_1 - y_2)^T y_1 + (u_2 + y_1)^T y_2 = u_1^T y_1 + u_2^T y_2. \quad (4.20)$$

De (4.18) e (4.19), tem-se

$$u^T y \geq \dot{V}_1(x_1) + \dot{V}_2(x_2). \quad (4.21)$$

Então se $V(x) = V_1(x_1) + V_2(x_2)$ for escolhida como função de armazenamento, verifica-se que a malha fechada também é passiva

$$u^T y \geq \dot{V}(x). \quad (4.22)$$

O resultado fundamental obtido é que a conexão por realimentação entre dois sistemas passivos também é passiva e, conseqüentemente, estável.

4.5 Passividade da Interação entre o Manipulador e a Superfície

Como um exemplo simples de análise de passividade, considere o modelo dinâmico do manipulador em contato com a superfície, dado por (3.71). A sua função de armazenamento é

$$V(\theta, \dot{\theta}) = K(\theta, \dot{\theta}) + P(\theta) + L(\theta), \quad (4.23)$$

em que $K(\theta, \dot{\theta})$ é a energia cinética e $P(\theta)$ é a energia potencial gravitacional armazenadas nos elos do manipulador e $L(\theta)$ é a energia potencial elástica armazenada na superfície complacente. A energia cinética é dada por

$$K(\theta, \dot{\theta}) = \frac{\dot{\theta}^T M(\theta) \dot{\theta}}{2}, \quad (4.24)$$

e as energias potenciais são obtidas a partir de suas forças correspondentes de tal forma que

$$G(\theta) = \frac{\partial P(\theta)}{\partial \theta}, \quad \tau_c(\theta) = \frac{\partial L(\theta)}{\partial \theta}. \quad (4.25)$$

Note que a força de contato é uma força elástica.

Derivando $V(\theta, \dot{\theta})$ no tempo e utilizando a propriedade do modelo dinâmico de que $\dot{\theta}^T [\dot{M}(\theta) - 2C(\theta, \dot{\theta})] \dot{\theta} = 0$, tem-se que

$$\dot{\theta}^T \tau = \dot{V}(\theta, \dot{\theta}), \quad (4.26)$$

que demonstra que a interação entre o manipulador e a superfície é um sistema sem

perda de τ para $\dot{\theta}$, de acordo com (4.10), em que $\dot{\theta}^T \tau$ é a potência fornecida e a potência dissipada é sempre nula.

Como o sistema é passivo com função de armazenamento definida positiva, se $\tau \equiv 0$ então o ponto de equilíbrio desse sistema é estável.

Note que o modelo (3.71) não inclui o atrito das juntas. Por esse motivo, não há dissipação de energia. Se for incluído um termo de atrito $F(\dot{\theta})$ no lado esquerdo da equação, a derivação da função de armazenamento resulta em

$$\dot{\theta}^T \tau = \dot{V}(\theta, \dot{\theta}) + \dot{\theta}^T F(\dot{\theta}), \quad (4.27)$$

que demonstra que a interação é um sistema estritamente passivo por saída de τ para $\dot{\theta}$, de acordo com (4.12), no qual o termo dependente do atrito $\dot{\theta}^T F(\dot{\theta})$ é a potência dissipada pelo sistema. Além disso, como o sistema é ZSD, para $\tau \equiv 0$ tem-se que o ponto de equilíbrio é assintoticamente estável.

4.6 Passividade do Controle de Dinâmica Inversa

Outro exemplo do uso analítico da passividade é a prova de estabilidade do controlador de dinâmica inversa dado por (3.72) e (3.73).

Assumindo que há um torque de perturbação externo τ_{ext} no sistema em malha fechada dado por (3.75), a dinâmica do erro passa a ser um sistema com entrada

$$M(\theta)\dot{\sigma} + [C(\theta, \dot{\theta}) + K_d]\sigma = \tau_{ext}. \quad (4.28)$$

A função de armazenamento para esse sistema é

$$V(\sigma) = \frac{\sigma^T M(\theta)\sigma}{2}. \quad (4.29)$$

Derivando essa função no tempo e utilizando a propriedade $\sigma^T [\dot{M}(\theta) - 2C(\theta, \dot{\theta})]\sigma = 0$, tem-se que

$$\tau_{ext}^T \sigma = \dot{V}(\sigma) + \sigma^T K_d \sigma. \quad (4.30)$$

O estado desse sistema, porém, inclui o erro de deslocamento das juntas $\tilde{\theta}$, além do erro de velocidade σ , portanto o sistema é estritamente passivo por saída de τ_{ext} para σ . Como esse sistema é ZSD, pode-se afirmar que a origem do estado $\begin{bmatrix} \tilde{\theta}^T & \sigma^T \end{bmatrix}^T$ é assintoticamente estável quando $\tau_{ext} = 0$, embora a função de armazenamento seja semidefinida positiva.

Capítulo 5

Controle por Passividade

Neste capítulo, é proposto um controle de impedância por passividade que age em conjunto com a malha de força do controle híbrido proposto no Capítulo 3 para torná-lo robusto na presença de não-colocações do sensor de força acoplado ao efetuador e do canal de controle.

Primeiramente, é descrito o método apresentado em [3] e [74], que utiliza o modelo dinâmico do manipulador para realizar o controle explícito de força por passividade, no qual o controle proposto nesse trabalho é baseado. Em seguida, são explicadas as alterações necessárias para o caso cinemático e como ele se encaixa nos controladores P e PI.

5.1 Controle Explícito de Força por Passividade

Diversos métodos de controle direto de força empregam um esquema em cascata, no qual há uma malha interna de posição cuja referência é o sinal de controle da malha externa de força. No controle explícito, por outro lado, o efetuador é tratado como uma fonte pura de força, independentemente da sua posição e velocidade, não havendo uma malha interna. As vantagens desse método são uma reação mais rápida às incertezas do ambiente e um controle de interação mais preciso.

A estabilidade da interação na presença de não-colocações é um problema comum a todos os métodos de controle de força, mas o controle explícito é particularmente vulnerável devido à ausência dessa malha interna de posição. Entre as principais causas de instabilidade em implementações desse controle, pode-se mencionar a dinâmica não-modelada dos sensores e efeitos de amostragem e quantização das medições, além da filtragem, atrasos de comunicação e os limites de largura de banda dos atuadores.

Em [3], um método de controle explícito baseado em uma combinação da Abordagem por Passividade no Domínio do Tempo (TDPA, do nome em inglês *Time-Domain Passivity Approach*) e métodos adaptativos é apresentada. O controle

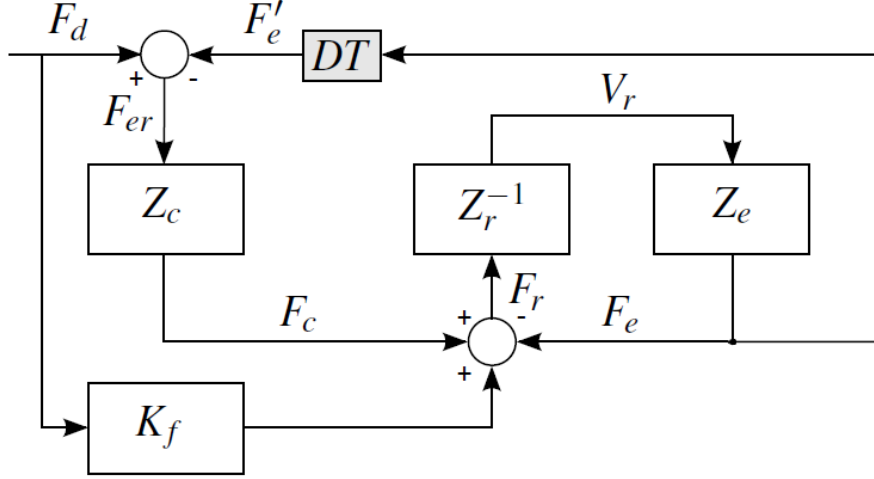


Figura 5.1: Controle Explícito de Força [3].

explícito é realizado para o modelo dinâmico do efetuador no espaço operacional. A Figura 5.1 ilustra a malha de controle, em que F_{er} é o erro de força entre a referência F_d e a força medida pelo sensor F'_e . $Z_c(s) = \frac{F_c(s)}{F_{er}(s)} = K_p + \frac{K_i}{s} + K_d s$ é o controlador PID cujo sinal de controle é F_c . Esse sinal é somado a um termo preditivo $K_f F_d$, em que K_f é uma constante. $Z_r(s) = \frac{F_r(s)}{V_r(s)} = sM_r + B_r$ é a impedância do robô, modelado como um sistema massa - amortecedor de 1 DOF, sendo F_r o sinal de controle do PID somado ao termo preditivo e V_r a velocidade do robô. $Z_e(s) = \frac{F_e(s)}{V_r(s)} = \frac{K_w}{s} + B_w$ é a impedância do ambiente, modelado como um sistema mola - amortecedor, e F_e é a força de contato real. O bloco DT representa todas as incertezas de medição que podem surgir, incluindo efeitos de discretização, quantização, filtragem e atraso, além das flexibilidades das juntas e elos.

5.1.1 Análise de Energia

Como visto no Capítulo 4, a análise da passividade de um sistema depende do cálculo da função de armazenamento, que por sua vez depende de um modelo preciso do sistema. Para a interação entre um manipulador e um ambiente não-estruturado, por exemplo, essa análise se torna inviável.

É possível, porém, realizar uma avaliação experimental da passividade da interação dada uma entrada de força f e uma saída de velocidade v (ou vice-versa).

Pelas Definições 4.2.1 e 4.2.2, o sistema é passivo se

$$\int_0^t f(\tau)^T v(\tau) d\tau \geq V(x(t)) - V(x(0)) \quad (5.1)$$

para todo $t \geq 0$.

Assumindo que $V(x(t)) \leq V(x(0))$ para todo $t \geq 0$, pode-se obter a condição

mais restritiva

$$\int_0^t f(\tau)^T v(\tau) d\tau \geq 0, \quad (5.2)$$

que é a condição experimental de passividade adotada para o TDPA. Essa condição é uma forma mais conservadora de garantir a passividade (condição suficiente, mas não necessária para satisfazer (5.1)).

Definindo

$$E^{in}(t) = \begin{cases} \int_0^t f(\tau)^T v(\tau) d\tau, & \text{se } f(\tau)^T v(\tau) > 0, \\ 0, & \text{caso contrário,} \end{cases} \quad (5.3)$$

como a energia que entra no sistema e

$$E^{out}(t) = \begin{cases} -\int_0^t f(\tau)^T v(\tau) d\tau, & \text{se } f(\tau)^T v(\tau) < 0, \\ 0, & \text{caso contrário,} \end{cases} \quad (5.4)$$

como a energia que sai do sistema, a condição experimental de passividade (5.2) pode ser reescrita como

$$E^{in}(t) - E^{out}(t) \geq 0, \quad (5.5)$$

para todo $t \geq 0$.

5.1.2 Representação do Controle Explícito de Força como uma Rede de Sistemas de Portas

O controle por TDPA consiste em um observador de passividade (PO) que verifica se a condição (5.5) é violada para o controle de força explícito e, quando isso ocorre, o controlador de passividade (PC) introduz um amortecimento adicional no sistema para dissipar a energia gerada.

Para identificar os pares de entrada - saída que devem ser monitorados pelo observador, o diagrama de blocos do controle de força é primeiro convertido em um circuito elétrico equivalente. Para essa conversão, é utilizada a analogia mecânica-elétrica segundo a qual forças equivalem a tensões e velocidades equivalem a correntes [70]. A Figura 5.2 mostra esse circuito, no qual o PID equivale à uma combinação paralela RLC (malha da esquerda) e à uma transimpedância (malha do meio) tal que

$$K_p = \frac{R_c}{R_p}, \quad K_i = \frac{R_c}{L_i}, \quad K_d = R_c C_d. \quad (5.6)$$

O passo seguinte é separar a malha de controle de força em subsistemas representados por sistemas de portas [101]. Ainda na Figura 5.2, cada bloco tracejado é um desses subsistemas, que corresponde a um sistema de 1 ou 2 portas. Cada porta é um par de terminais à qual é atribuída uma variável de fluxo, que entra por um

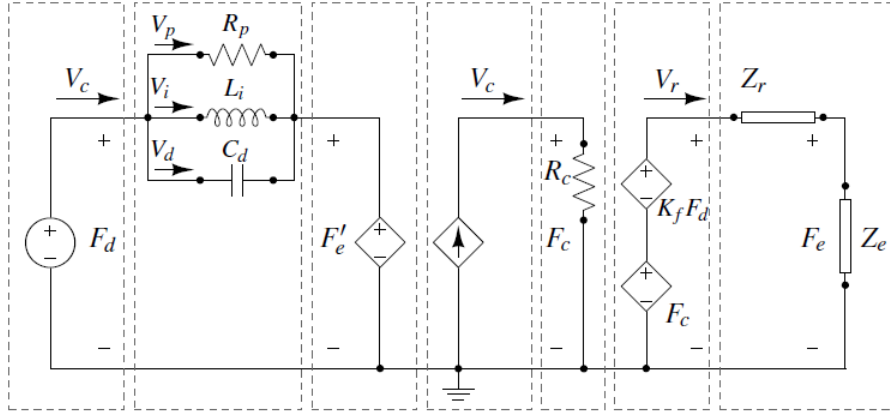


Figura 5.2: Circuito Equivalente ao Controle Explícito de Força [3].

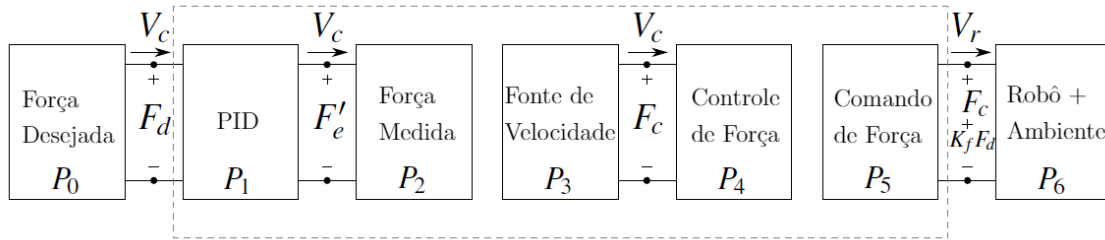


Figura 5.3: Representação por Rede de Sistemas de Portas do Controle Explícito de Força (adaptado de [3]).

dos terminais e sai pelo outro, e uma variável de esforço, que mede a diferença de potencial entre os dois terminais. Para um circuito elétrico, a variável de fluxo é uma corrente e a de esforço é uma tensão. O produto entre essas variáveis resulta na potência fornecida para o sistema através da porta e, portanto, essas variáveis podem ser utilizadas para determinar a passividade de cada subsistema.

A Figura 5.3 ilustra a conexão entre os subsistemas derivados a partir do circuito elétrico. P_0 é a fonte de tensão que representa a referência de força e, consequentemente, é um sistema ativo. P_6 é a parte física do sistema (o robô e o ambiente), que normalmente é passiva. Logo, a parte da malha fechada que pode perder passividade é composta pelos subsistemas de P_1 a P_5 , que representam o controlador. Esses sistemas são tratados como um só (P_{1-5}) na Figura 5.4.

O objetivo, portanto, é passar apenas o controlador. As variáveis de potência das duas portas são, respectivamente, (F_d, V_c) e (F_{cmd}, V_r) , em que $F_{cmd} = F_c + K_f F_d$ é a soma do sinal de controle do PID e do termo preditivo. A corrente V_c não tem interpretação mecânica (não representa nenhuma velocidade relacionada ao robô), mas seu valor é conhecido.

A condição de passividade (5.5) pode ser reescrita como

$$E_{1-5}^{in} \geq E_{1-5}^{out}, \quad (5.7)$$

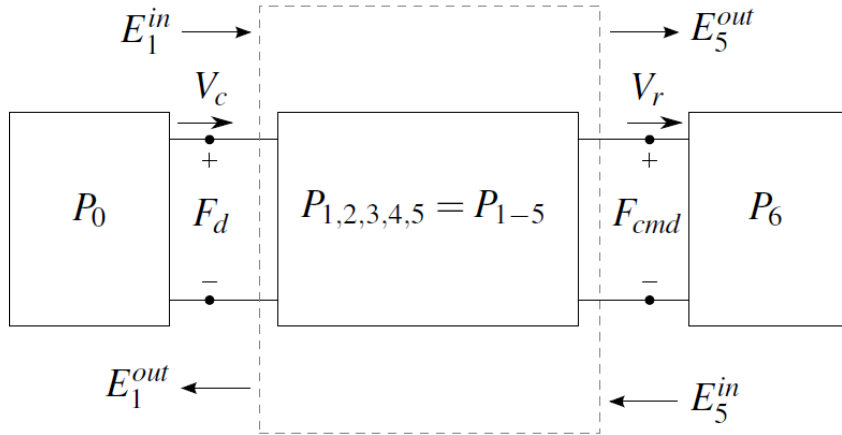


Figura 5.4: Representação Reduzida para a Rede de Sistemas de Portas do Controle Explícito de Força [3].

que equivale a

$$E_1^{in} + E_5^{in} \geq E_1^{out} + E_5^{out}. \quad (5.8)$$

Se essa energia total do sistema for considerada, a passividade em uma direção (por exemplo, a energia que flui de P_1 para P_5) pode mascarar a atividade na outra direção (de P_5 para P_1), o que pode provocar instabilidade. Por esse motivo, são consideradas as condições de passividade em cada direção individualmente, ou seja,

$$E_1^{in} - E_5^{out} \geq 0, \quad (5.9)$$

$$E_5^{in} - E_1^{out} \geq 0, \quad (5.10)$$

e ambas devem ser respeitadas. Embora essa escolha seja mais conservadora (satisfazer (5.9) e (5.10) é condição suficiente, mas não necessária para garantir a passividade), ela evita problemas de acúmulo de energia no sistema que podem causar comportamento indesejado [3].

5.1.3 Controle Explícito de Força baseado em TDPA

Quando o PO verifica que (5.9) ou (5.10) é violada, o PC deve entrar em ação para dissipar o mínimo de energia necessário para que a condição violada volte a ser satisfeita. Para isso, esse controlador consiste em termos com ganhos adaptativos acrescentados à lei de controle explícito original. Esses ganhos devem depender do valor da energia observada.

Em [3], o circuito da Figura 5.2 é utilizado para projetar controles discretos nos quais esses termos adaptativos são obtidos de quatro formas diferentes, assumindo que o PC é um resistor variável que pode ser introduzido em diferentes partes do

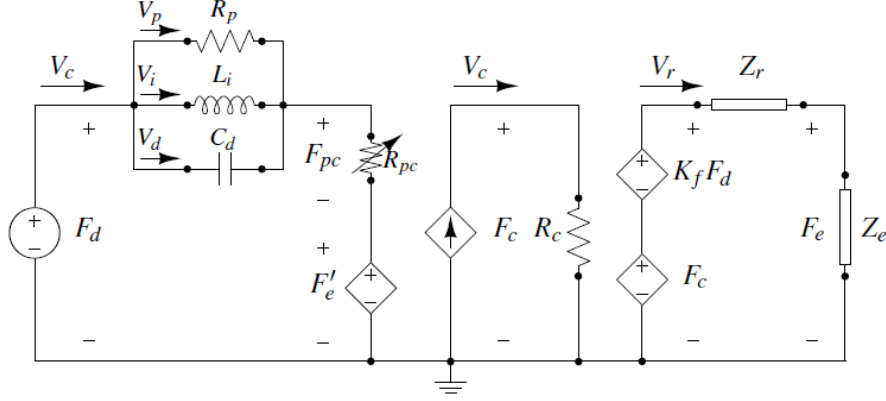


Figura 5.5: Controle Adaptativo por Passividade [3].

circuito. Na Figura 5.5, é apresentada a ilustração de uma dessas formas. O ganho adaptativo é o resistor R_{pc} introduzido em série com a combinação paralela RLC. Esse resistor altera o valor da força realimentada F'_e .

Durante o contato com uma superfície rígida, o movimento do robô é impedido e a sua velocidade é reduzida. Consequentemente, a potência fornecida através da porta (F_{cmd}, V_r) é muito baixa. Se o robô for empurrado para trás devido ao impacto com a superfície, a velocidade e o sinal de controle de força estarão em sentidos opostos, portanto a energia fornecida é negativa. Isso ocorre porque, como o controlador é discreto, leva um período de amostragem para que este reaja ao impacto. Se a força de impacto for maior do que a referência (o que normalmente ocorre), o valor de V_c estará em sentido oposto à referência e a potência fornecida através da porta (F_d, V_c) será negativa. Se a energia de saída em P_1 for maior que a energia de entrada em P_5 , o sistema se torna ativo (perde passividade). Ao limitar F'_e ou V_c de tal forma que E_1^{out} seja sempre menor ou igual a E_5^{in} , a passividade da malha fechada é garantida.

Considerando a direção de P_5 para P_1 , a energia observada no instante n , $E_{obs}(n)$, é dada por

$$E_{obs}(n) = E_5^{in}(n) - E_1^{out}(n) + R_{pc}(n-1)V_c(n-1)^2\Delta T, \quad (5.11)$$

em que ΔT é o período de amostragem do PC.

R_{pc} é calculado de modo que toda a energia gerada pelo sistema seja dissipada em um único período de amostragem

$$R_{pc}(n) = \begin{cases} -\frac{E_{obs}(n)}{\Delta T V_c^2(n)}, & \text{se } E_{obs}(n) < 0, \\ 0, & \text{caso contrário.} \end{cases} \quad (5.12)$$

Com essa resistência adicional, a força realimentada para o controlador passa a

ser $F_e' + F_{pc}$, em que

$$F_{pc}(n) = V_c(n)R_{pc}(n). \quad (5.13)$$

Note que o objetivo do controle por passividade não é garantir o rastreamento da força desejada. Esse método é utilizado para evitar perda de contato entre o efetuador e a superfície, que pode ocorrer quando o sistema se torna ativo. Quando a passividade é recuperada, esse controle deixa de agir e então o controle explícito se encarrega do rastreamento.

5.1.4 Observadores de Energia

O observador deve verificar se as condições (5.9) e (5.10) são satisfeitas. Como os controladores propostos são discretos, esses valores não podem ser calculados a partir das integrais em (5.3) e (5.4). Ao invés disso, estas devem ser discretizadas. Sendo $f(n)$ e $v(n)$ as variáveis conjugadas de potência, a energia fornecida em cada período de amostragem é

$$e_{\Delta T}(n) = f(n)^T v(n) \Delta T, \quad (5.14)$$

e o observador de energia clássico é dado por

$$E_{obs}(n) = \sum_{k=0}^n e_{\Delta T}(k). \quad (5.15)$$

Suponha que o sistema de controle está em funcionamento a algum tempo e que a referência de força está sendo rastreada corretamente. Nesse caso, o sistema é passivo e o valor de $E_{obs}(n)$ é sempre não decrescente. Se em algum momento ocorrer um fator desestabilizador, o sistema começará a gerar energia e o valor de $E_{obs}(n)$ diminuirá. O PC, porém, somente entrará em ação no instante em que $E_{obs}(n)$ se tornar negativo. Devido ao acúmulo de energia positiva observada, haverá um atraso entre a ocorrência da desestabilização e a detecção da perda de passividade. Eventualmente o observador detectará essa perda, mas até que isso ocorra o efetuador já poderá ter perdido o contato com a superfície. Idealmente, o observador deve ser capaz de detectar a desestabilização no exato momento em que esta ocorre, antes da perda de passividade.

Em [74], dois novos observadores são propostos para reduzir o acúmulo de energia e o tempo de reação do controle. Esses observadores eliminam valores antigos de energia dissipada e, com isso, limitam o valor positivo que E_{obs} pode assumir. Dessa forma, quando a desestabilização ocorre, a detecção é mais rápida.

Observador de passividade por janela

Esse observador armazena os valores de potência de um número constante de instantes de amostragem mais recentes (horizonte finito). Definindo T_{win} como o número de amostras a partir da qual a informação de potência é descartada, o observador de passividade por janela é dado por

$$E_{obs_w}(n) = \begin{cases} \sum_{k=0}^n e_{\Delta T}(k), & \text{se } n < T_{win}, \\ \sum_{k=n-T_{win}+1}^n e_{\Delta T}(k), & \text{caso contrário.} \end{cases} \quad (5.16)$$

A escolha de T_{win} é heurística. Quanto maior o valor, mais energia será acumulada e maior será o atraso de detecção. Quanto menor o valor, maior a probabilidade do observador identificar falsos positivos devido à presença de ruídos de medição do sensor de força. A sugestão dada em [74] é $T_{win} = \frac{1}{2\omega_B}$, em que ω_B é a largura de banda do controlador.

Observador de passividade reinicializável

Esse observador descarta valores antigos de acordo com um algoritmo que busca o mínimo local de $e_{\Delta T}$, para que não seja detectado nenhum falso positivo logo após o instante de reinicialização devido aos ruídos do sensor. Além disso, o valor de energia observada deve ser positivo nesse instante de mínimo local, pois apenas a energia já dissipada deve ser descartada. Esse observador é dado por

$$E_{obs_r}(n) = \sum_{k=r(n)}^n e_{\Delta T}(k), \quad (5.17)$$

em que o instante $r(n)$ no qual ocorre a reinicialização é dado pelo Algoritmo 3.

Algorithm 3 $r(n)$

procedure

if $n < 2$ **then**

return 0

if $LocalMin(e_{\Delta T}, n - 2)$ **and** $E_{obs_r}(n - 2) \geq 0$ **then**

$r(n) = n - 1$.

else

$r(n) = r(n - 1)$.

procedure LOCALMIN(F,K)

return $f(k - 2) \geq f(k - 1) \geq f(k)$ **and** $f(k) \leq f(k + 1) \leq f(k + 2)$

Pode ser provado que se o observador clássico se torna negativo em algum instante, então esses dois observadores também se tornam negativos (não necessariamente no mesmo instante em que o clássico). Logo, eles são observadores de passi-

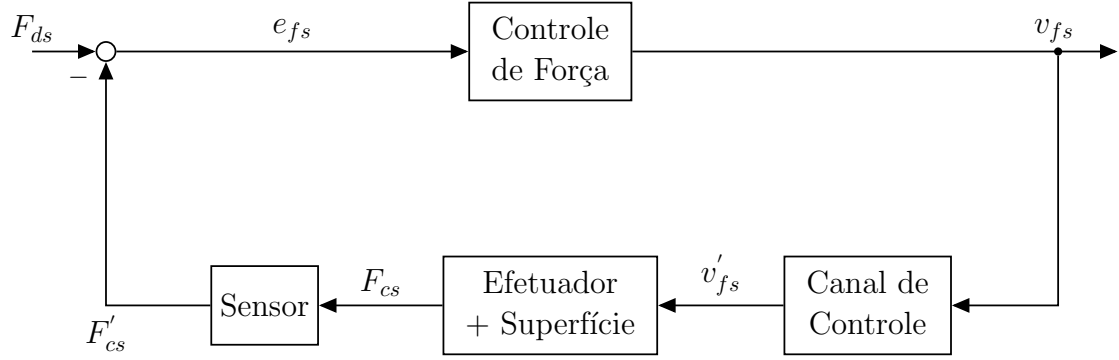


Figura 5.6: Controle Cinemático de Força.

vidade válidos [74].

5.2 Controle Cinemático por Passividade

Nesta seção, é apresentada uma adaptação do controle por TDPA para ser usada em conjunto com os controladores cinemáticos de força P e PI.

Considere apenas o movimento do efetuator no eixo ortogonal \vec{z}_s . Seu modelo cinemático, expresso em \bar{E}_s , é

$$\dot{p}_s = v_{fs}, \quad (5.18)$$

em que p_s é posição do efetuator e v_{fs} é o sinal do controle de força. O modelo da força de contato é dado por (3.7). Note que, embora todos esses vetores pertençam ao \mathbb{R}^3 , apenas as suas componentes em \vec{z}_s são não-nulas, de modo que se trata de um problema de 1 DOF.

A Figura 5.6 mostra o diagrama de blocos da malha de controle cinemático de força, em que F_{ds} é a força de contato desejada, F_{cs} é a força real e F'_{cs} é a medição de força obtida pelo sensor, assumindo que existam não-colocações neste, e_{fs} é o erro de força, v_{fs} é o sinal do controle P ou PI e v'_{fs} é a velocidade do efetuator, que não necessariamente é igual a v_{fs} , assumindo que também existam não-colocações no canal de controle.

Note que a Figura 5.6 é similar à Figura 4.1 (com $u_2 = 0$), em que H_1 corresponde ao Controle de Força e H_2 corresponde aos três blocos na realimentação. No caso ideal, ou seja, $F'_{cs} = F_{cs}$ e $v'_{fs} = v_{fs}$ (os blocos Sensor e Canal de Controle são iguais a 1), a malha de realimentação é composta apenas pelo bloco Efetuador + Superfície, dado por (5.18) e (3.7), que é passivo. Como os controladores P e PI, dados por (3.19) e por (3.22) e (3.23), também são sempre passivos em malha aberta, tem-se que a malha fechada por esses dois sistemas passivos também é passiva e, conseqüentemente, estável.

As fontes de instabilidade desse sistema, portanto, são as não-colocações intro-

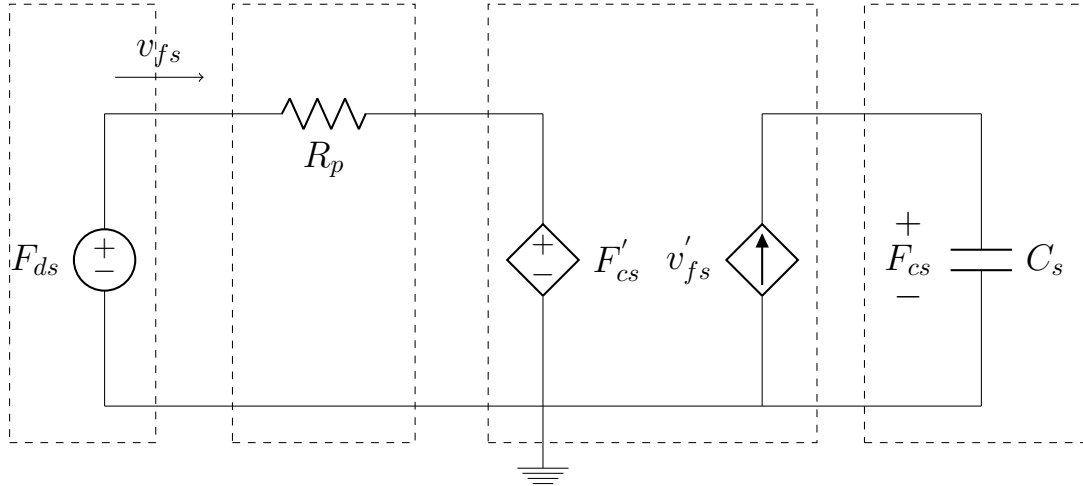


Figura 5.7: Circuito Equivalente ao Controle Cinemático P de Força.

duzidas pelo sensor e pelo canal, que podem provocar perda de passividade da malha de realimentação. O objetivo do TDPA proposto é passar a realimentação mesmo na presença destas não-colocações.

A partir desse ponto, o projeto do TDPA depende do controle utilizado. Primeiramente, será considerado o controle P e posteriormente serão descritas as alterações necessárias para o PI.

5.2.1 TDPA Cinemático para o Controlador P

A Figura 5.7 mostra o circuito elétrico equivalente ao diagrama de blocos do controle, em que $R_p = k_s/k_{P_f}$ é o resistor que representa o controlador proporcional, as fontes de tensão e corrente dependentes (losangulares) representam o sensor de força e o canal de controle, respectivamente, e o capacitor $C_s = 1/k_s$ representa o bloco Efetuador + Superfície. Cada retângulo tracejado representa uma parte do circuito que pode ser vista como um subsistema de 1 ou 2 portas.

A Figura 5.8 mostra a representação da malha fechada como uma rede de sistemas de portas. Idealmente, o TDPA deveria ser utilizado para passar apenas o bloco Canal de Comunicação, já que este é o único que pode perder passividade. Contudo, embora as duas variáveis da porta esquerda do bloco sejam conhecidas (F'_{cs}, v_{fs}), as variáveis da porta direita são desconhecidas (F_{cs}, v'_{fs}). Por esse motivo, não é possível introduzir um PO para monitorar a energia fornecida para esse bloco. É possível, porém, introduzir um PO para monitorar a energia do conjunto composto pelo Canal de Comunicação e pelo bloco Efetuador + Superfície. Para esse conjunto, a potência $F_{cs}^T v'_{fs}$ passa a ser uma transferência interna de energia entre dois subsistemas e não precisa ser monitorada. Esse conjunto é um sistema de 1 porta dada por (F'_{cs}, v_{fs}) , que é conhecida. Além disso, como o sistema Efetuador +

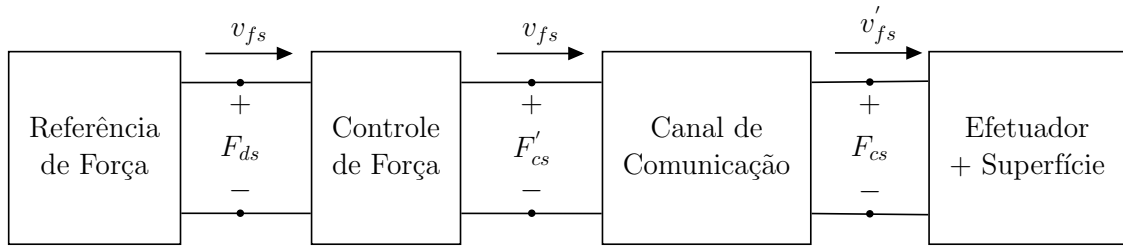


Figura 5.8: Rede de Sistemas de Portas do Controle Cinemático de Força.

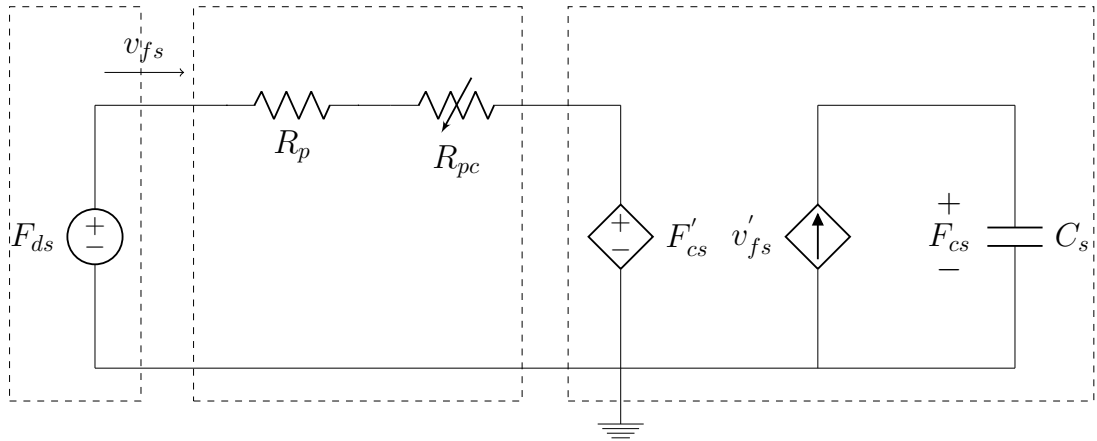


Figura 5.9: Controle Cinemático P de Força com TDPA.

Superfície é sempre passivo, se esse conjunto perder passividade em algum instante, então certamente será porque o Canal de Comunicação perdeu passividade.

A Figura 5.9 mostra o circuito elétrico após a introdução do TDPA, representado pelo resistor variável R_{pc} em série com R_p .

De acordo com (5.2), a condição utilizada para determinar a passividade da malha fechada é

$$E_{obs}(t) \geq 0, \quad (5.19)$$

sendo $E_{obs}(t)$ a energia fornecida para o sistema através da porta, ou seja,

$$E_{obs}(t) = \int_0^t v_{fs}(\tau)^T F'_{cs}(\tau) d\tau. \quad (5.20)$$

De acordo com o TDPA clássico, se o PO detectar que essa condição é violada em algum momento, o PC deve entrar em ação para aumentar a impedância do sistema e dissipar mais energia. Contudo, como explicado na Seção 5.1.4, há um atraso entre o instante em que o fator desestabilizador ocorre e o instante em que essa condição de passividade é violada. Para garantir que o PC dissipe energia assim que a instabilidade comece, a condição para a sua ativação é que potência observada

pelo PO

$$W_{obs}(t) = v_{fs}(t)^T F'_{cs}(t) \quad (5.21)$$

seja negativa, ou seja,

$$W_{obs}(t) < 0. \quad (5.22)$$

Como a potência está sendo observada, e não a energia, pode-se adotar uma técnica de TDPA contínua.

Note que essa condição de ativação do PC é suficiente, mas não necessária para garantir a passividade, de acordo com (5.19). Essa condição de ativação é, portanto, mais conservadora já que o PC impede que a energia observada sequer diminua.

Quando W_{obs} se torna negativa, o PC entra em ação para dissipar a potência gerada. O resistor R_{pc} é dado por

$$R_{pc}(t) = \begin{cases} -k_{pc} \frac{W_{obs}(t)}{\|v_{fs}(t)\|^2}, & \text{se } W_{obs}(t) < 0, \\ 0, & \text{caso contrário,} \end{cases} \quad (5.23)$$

em que $k_{pc} \in \mathbb{R}^+$ é o coeficiente que ajusta quanta potência deve ser dissipada pelo resistor. Para que toda a potência seja dissipada, deve-se colocar $k_{pc} = 1$. Contudo, como o TDPA é um método conservador para garantir a passividade, valores menores podem ser utilizados de forma que a passividade ainda seja mantida.

O efeito do TDPA sobre o controlador P é alterar o ganho proporcional de acordo com R_{pc} , ou seja, o controle se torna adaptativo. O ganho passa a ser

$$k(t) = \frac{1}{\frac{k_s}{k_{Pf}} + R_{pc}(t)}. \quad (5.24)$$

Quanto maior o valor de $R_{pc}(t)$, menor o valor de $k(t)$, o que reduz a velocidade comandada para o efetuator. Logo, o TDPA aumenta a impedância do sistema.

5.2.2 Filtro Passa-Baixas para o PC do TDPA

Um problema clássico do TDPA é que, como o PC pode ser constantemente ativado e desativado, o sinal de controle tende a chavear em alta frequência, o que não é desejável em uma implementação real do algoritmo. Além disso, como sensores de força costumam ser ruidosos, o PO pode detectar muitos falsos positivos durante o monitoramento. Esses problemas podem ser resolvidos com a introdução de um filtro passa-baixas na saída do PC, para que o valor de R_{pc} não varie drasticamente de um instante para outro. O filtro é dado por

$$G(s) = \frac{1}{\gamma_f s + 1}, \quad (5.25)$$

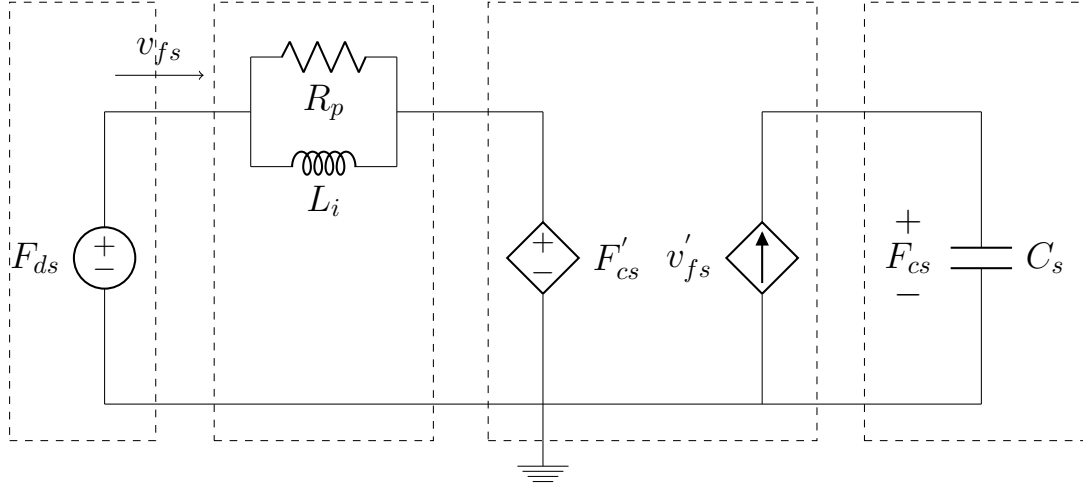


Figura 5.10: Circuito Equivalente ao Controle Cinemático PI de Força.

em que $\gamma_f > 0$ é a constante de tempo. Note que a introdução do filtro faz com que o PC não dissipe instantaneamente toda a potência gerada pelo sistema, mas o valor de γ_f pode ser escolhido de tal forma que a potência seja dissipada rapidamente e que os problemas acima ainda sejam evitados.

5.2.3 TDPA Cinemático para o Controlador PI

A sequência de passos para obter o TDPA para o controlador PI é similar, embora leve a um resultado ligeiramente diferente. A Figura 5.10 mostra o circuito equivalente ao controle. A diferença em relação ao caso anterior é a presença de um indutor $L_i = k_s/k_{I_f}$ paralelo a R_p que representa o termo integral do controlador. A Figura 5.8 também é a representação por rede de portas desse circuito e o objetivo é passar o conjunto formado pelo Canal de Comunicação e pelo sistema Efetuador + Superfície. A Figura 5.11 mostra o circuito novamente, dessa vez com o resistor R_{pc} em série com a estrutura RL em paralelo. PO e PC também são dados, respectivamente, por (5.21) e (5.23).

A diferença em relação ao caso anterior é que, enquanto o controlador P mantém a sua estrutura, apenas se tornando adaptativo, o controlador PI combinado com o TDPA se torna um controlador com estrutura diferente. A função de transferência do PI é

$$\frac{V_{fs}(s)}{E_{fs}(s)} = \frac{k_{P_f}s + k_{I_f}}{k_s s}. \quad (5.26)$$

Já a função de transferência do controlador PI + TDPA é

$$\frac{V_{fs}(s)}{E_{fs}(s)} = \frac{k_{P_f}s + k_{I_f}}{[k_{P_f}R_{PC}(s) + k_s]s + k_{I_f}R_{PC}(s)}, \quad (5.27)$$

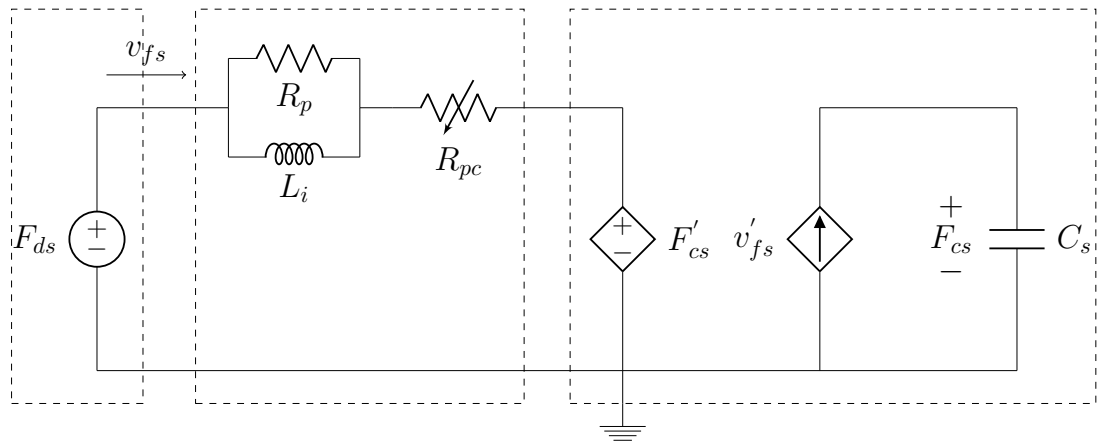


Figura 5.11: Controle Cinemático PI de Força com TDPA.

em que $R_{PC}(s)$ equivale a $R_{pc}(t)$ no domínio da frequência.

A posição do zero é fixa e igual à do PI, mas a posição do polo depende da potência observada. Assim como para o controlador P, quanto maior o valor de R_{pc} menor o sinal de velocidade comandada para o efetuator. Logo, a impedância do sistema aumenta.

Capítulo 6

Simulações e Experimentos

Para ilustrar o desempenho do controle híbrido proposto, são apresentados resultados obtidos por simulações realizadas no *software* Matlab/Simulink e experimentos.

6.1 Simulações - Braço Antropomórfico com Punho Esférico

Devido à dificuldade de se obter os parâmetros dinâmicos do manipulador Motoman MH12 utilizado no Projeto EMMA (esses dados não costumam ser divulgados pelas fabricantes de manipuladores industriais), as simulações foram realizadas considerando os parâmetros de um manipulador PUMA 560. Esse robô possui a mesma estrutura que o MH12, ou seja, é um braço antropomórfico com punho esférico. Logo, a análise realizada para o MH12 na Seção 2.4 também é válida para este robô.

O objetivo das simulações é realizar o rastreamento das referências de posição, força e orientação do efetuador enquanto este interage com uma superfície cilíndrica no eixo \vec{y}_b , dada por todos os pontos $p_{sup} = [p_{supx} \ p_{supy} \ p_{supz}]^T$ que satisfazem a equação

$$h(p_{sup}) = [p_{supx} - 1.5]^2 + p_{supz}^2 - 1 = 0, \quad (6.1)$$

em que as medidas são dadas em metros. Essa descrição da superfície, porém, não é utilizada no controle, que deve estimar o eixo ortogonal a partir das medições do sensor de força. A rigidez da superfície é $k_s = 1kN/m$. As condições iniciais das juntas são tais que o efetuador já está em contato com a superfície no instante inicial, e o contato não deve ser perdido em nenhum instante.

A referência de posição é um arco ao longo da seção circular do cilindro no plano $\vec{x}_b \times \vec{z}_b$, percorrido a uma velocidade senoidal. A referência de força é $F_{ds} = [0 \ 0 \ 100 N]^T$. A referência de orientação é tal que $\vec{z}_e = \vec{z}_s$, ou seja, o efetuador deve permanecer ortogonal à superfície a todo instante.

O fator de instabilidade nessa simulação é a introdução de atraso de medição de força. Teoricamente, esse atraso deveria desestabilizar apenas a malha de força, já que força e posição são desacopladas no controle híbrido e o controle de orientação é uma malha externa a este. Contudo, devido à premissa de que o vetor ortogonal deve ser estimado através da medição de força, o controle de orientação também se torna sensível à instabilidade de força. Já o controle de posição depende da velocidade angular ω_{bs} , que também depende dessa estimativa. Logo, o atraso de medição prejudica o desempenho de todas as malhas de controle envolvidas e por esse motivo essa não-colocação foi escolhida para testar a eficácia do TDPA.

Nas subseções a seguir, o esquema híbrido é testado para os controladores cinemáticos P e PI sob diversas condições: caso ideal (sem atraso) sem TDPA, com atraso sem TDPA, com atraso com TDPA e com atraso, TDPA e filtro. Como o TDPA é um método conservador, o coeficiente de dissipação k_{pc} pode ser diminuído de forma que o PC ainda mantenha a passividade do sistema, então esse caso também é testado.

6.1.1 Controlador P

Os ganhos do controle são $k_d = 40N.m.s/rad$, $k_{P_p} = 10s^{-1}$, $k_{P_f} = 10m/(N.s)$ e $k_o = 10rad/s$.

A Figura 6.1 mostra os gráficos para o caso ideal em que não há atraso. A Figura 6.1(a) mostra o erro de velocidade das juntas σ , que tende para zero. Note que todos os valores já estão próximos de zero em $t = 0,4s$, e é aproximadamente nesse instante que os erros de força e posição, exibidos nas Figuras 6.1(b) e (c) respectivamente, assumem um caráter cinemático (linear de primeira ordem), tendendo exponencialmente para zero. Apenas a componente em \vec{z}_s do erro de força é mostrada, já que essa é a única componente não-nula do vetor. O erro de posição também é expresso em \vec{E}_s para evidenciar que apenas as componentes da posição que geram o plano tangente à superfície são controladas, ou seja, as componentes \vec{x}_s e \vec{y}_s do erro tendem para zero, enquanto a componente \vec{z}_s tende para o valor necessário para que a referência de força seja alcançada. O erro de quaternion, mostrado na Figura 6.1(d), tende para $[-1 \ 0 \ 0 \ 0]^T$, também de acordo com o seu modelo cinemático (a partir de $0,4s$), logo a referência de orientação também é rastreada. A Figura 6.1(e) mostra a potência observada W_{obs} , que tende para zero, mas nunca se torna negativa. Consequentemente, a sua integral E_{obs} também é sempre não-negativa na Figura 6.1(f), logo o sistema não perde passividade. As Figuras 6.1(g) e (h) mostram o sinal de controle cinemático de força v_{f_s} (apenas sua componente em \vec{z}_s é exibida, pois as outras são nulas) e o torque nas juntas τ , respectivamente. Ambos os sinais são limitados.

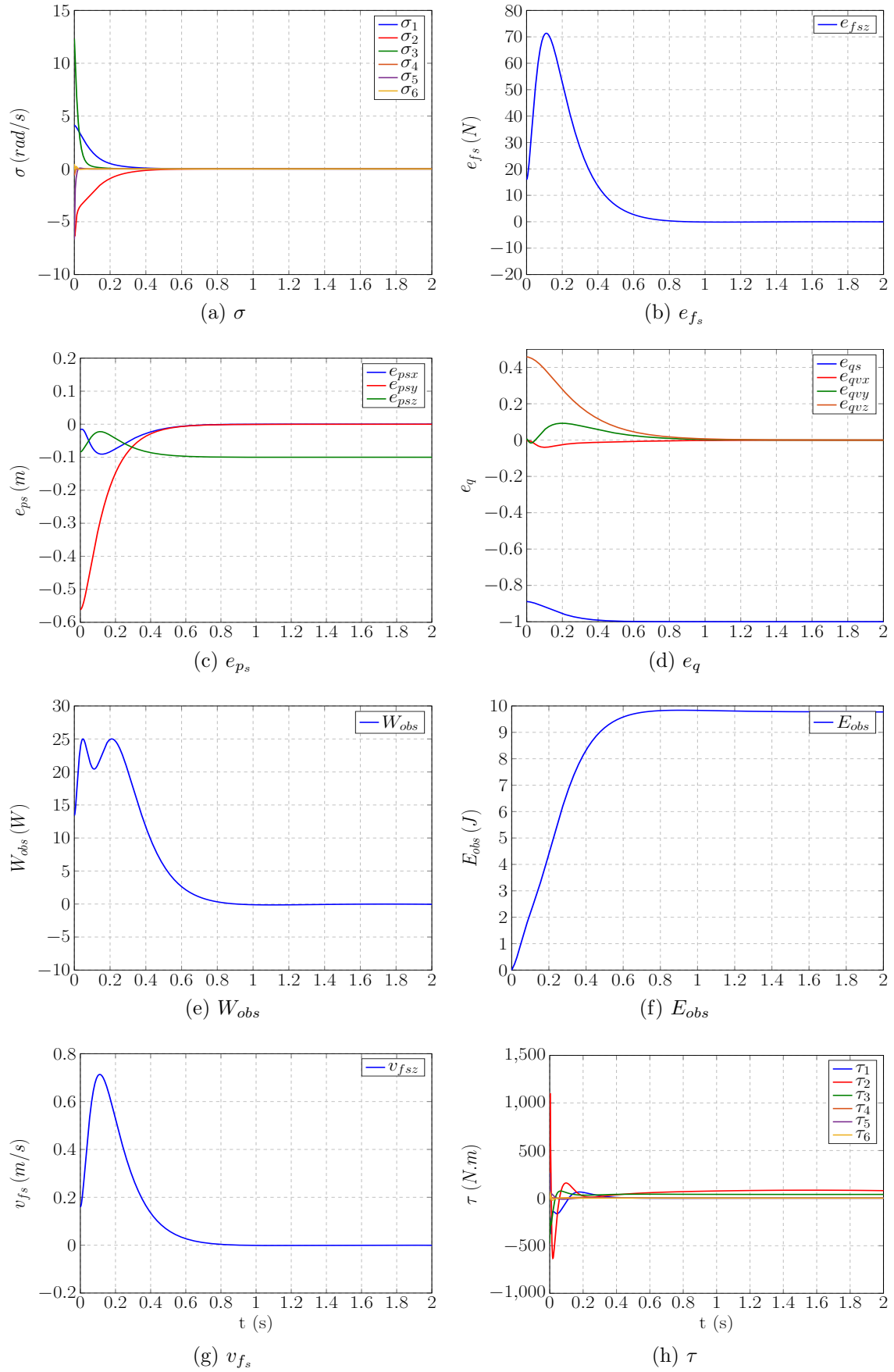


Figura 6.1: Controle Híbrido P em Cascata.

A Figura 6.2 exibe os gráficos para o caso em que um atraso de medição de $350ms$ é introduzido e o PC do TDPA não está ativo. As Figuras 6.2(a)-(d) mostram que esse atraso faz com que todos os erros aumentem de forma oscilatória, levando à perda de contato aproximadamente no instante $t = 6,5s$ quando $e_{fsz} = 100N$, de acordo com (3.14). A Figura 6.2(e) mostra que a potência observada se torna oscilatória, atingindo valores cada vez mais negativos, o que faz com que E_{obs} eventualmente atinja valores negativos na Figura 6.2(f), indicando perda de passividade do sistema. As Figuras 6.2(g) e (h) mostram o sinal de controle v_{fs} e o torque τ , que também aumentam de forma oscilatória.

A Figura 6.3 exibe os gráficos para o caso em que o mesmo atraso é introduzido, mas dessa vez o PC do TDPA está ativo com $k_{pc} = 1$. As Figuras 6.3(a)-(d) mostram que todos os erros são estabilizados e não ocorre perda de contato. Na Figura 6.3(e), assim que W_{obs} se torna negativa, o PC entra em ação para dissipar mais potência e tornar esse valor positivo novamente. A Figura 6.3(f) mostra que E_{obs} nunca se torna negativa, logo a passividade do sistema é mantida. Como a potência é observada e alterada instantaneamente, o PC provoca um chaveamento de alta frequência nos sinais de controle v_{fs} e τ , mostrados nas Figuras 6.3(g) e (h). Embora o sistema seja estabilizado, esse chaveamento em alta frequência danificaria os motores do manipulador em um experimento real.

A Figura 6.4 mostra o caso em que o filtro passa-baixas (5.25) é introduzido na saída do PC com $\gamma_f = 10^{-3}s$. As Figuras 6.4(a)-(d) mostram que todos os erros permanecem estáveis. A potência observada alcança valores negativos muito menores na Figura 6.4(e), a energia permanece positiva na Figura 6.4(f) e v_{fs} e τ são muito mais suaves nas Figuras 6.4(g) e (h).

A Figura 6.5 mostra o caso em que o PC do TDPA está ativo sob as mesmas condições que na Figura 6.3 (sem o filtro), mas com $k_{pc} = 0,1$. Os gráficos dos erros e da energia observada exibidos nas Figuras 6.5(a)-(d) e (f) são muito parecidos com os das Figuras 6.3(a)-(d) e (f), logo o sistema permanece passivo e estável, mas a frequência e a amplitude da potência observada e dos sinais de controle nas Figuras 6.5(e), (g) e (h) são muito menores que as exibidas nas Figuras 6.3(e), (g) e (h).

Quando o filtro é introduzido para esse caso, todos os gráficos são similares aos apresentados na Figura 6.4.

6.1.2 Controlador PI

Os ganhos do controle são $k_d = 40N.m.s/rad$, $k_{P_p} = 10s^{-1}$, $k_{P_f} = 10m/(N.s)$, $k_{I_p} = 10s^{-2}$, $k_{I_f} = 10m/(N.s^2)$ e $k_o = 10rad/s$.

A Figura 6.6 mostra os gráficos para o caso ideal, sem atraso. Na Figura 6.6(a), σ já está próximo de zero antes de $t = 0,5s$ e, aproximadamente a partir desse

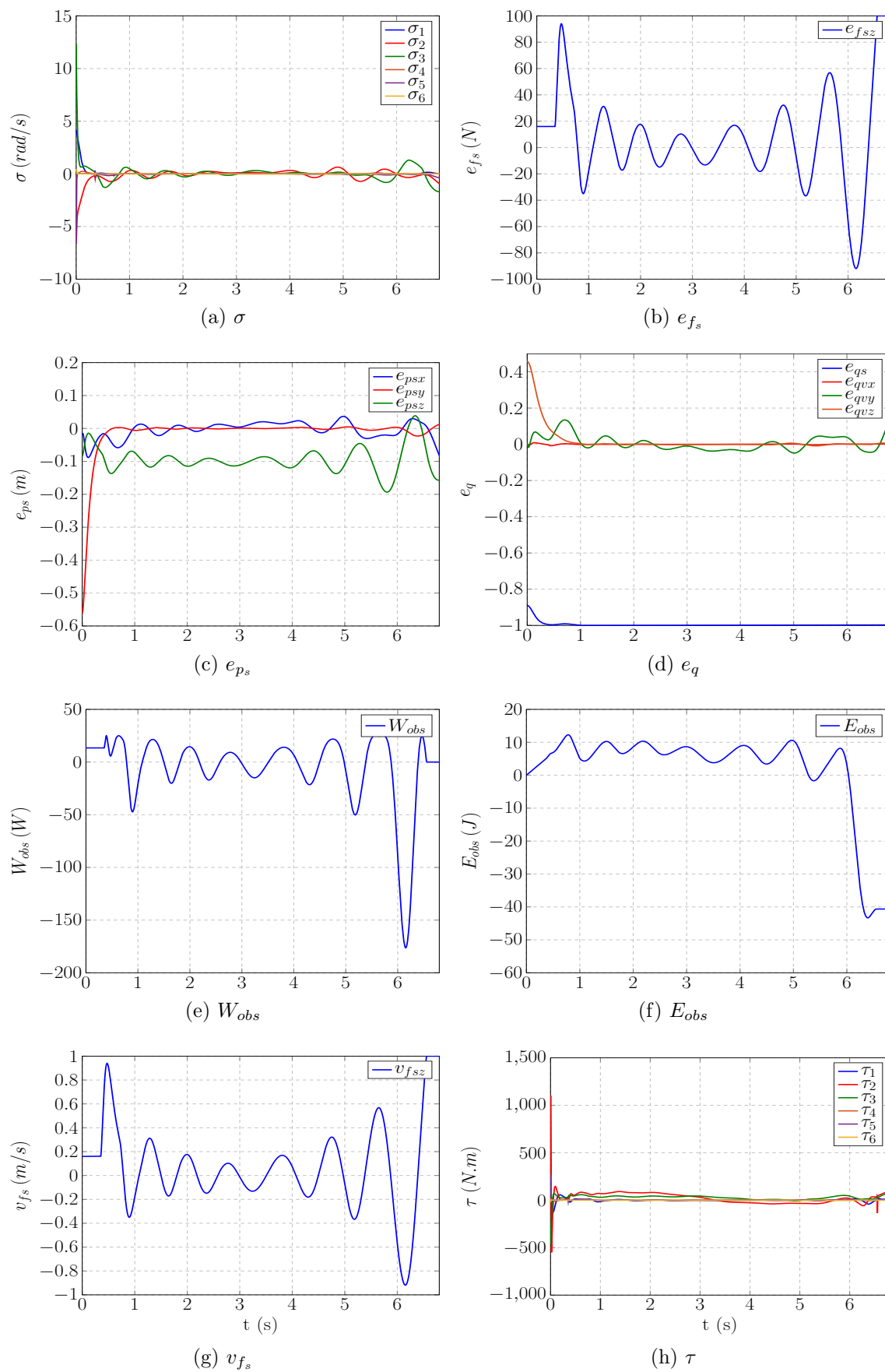


Figura 6.2: Controle Híbrido P em Cascata com Atraso e sem TDPA.

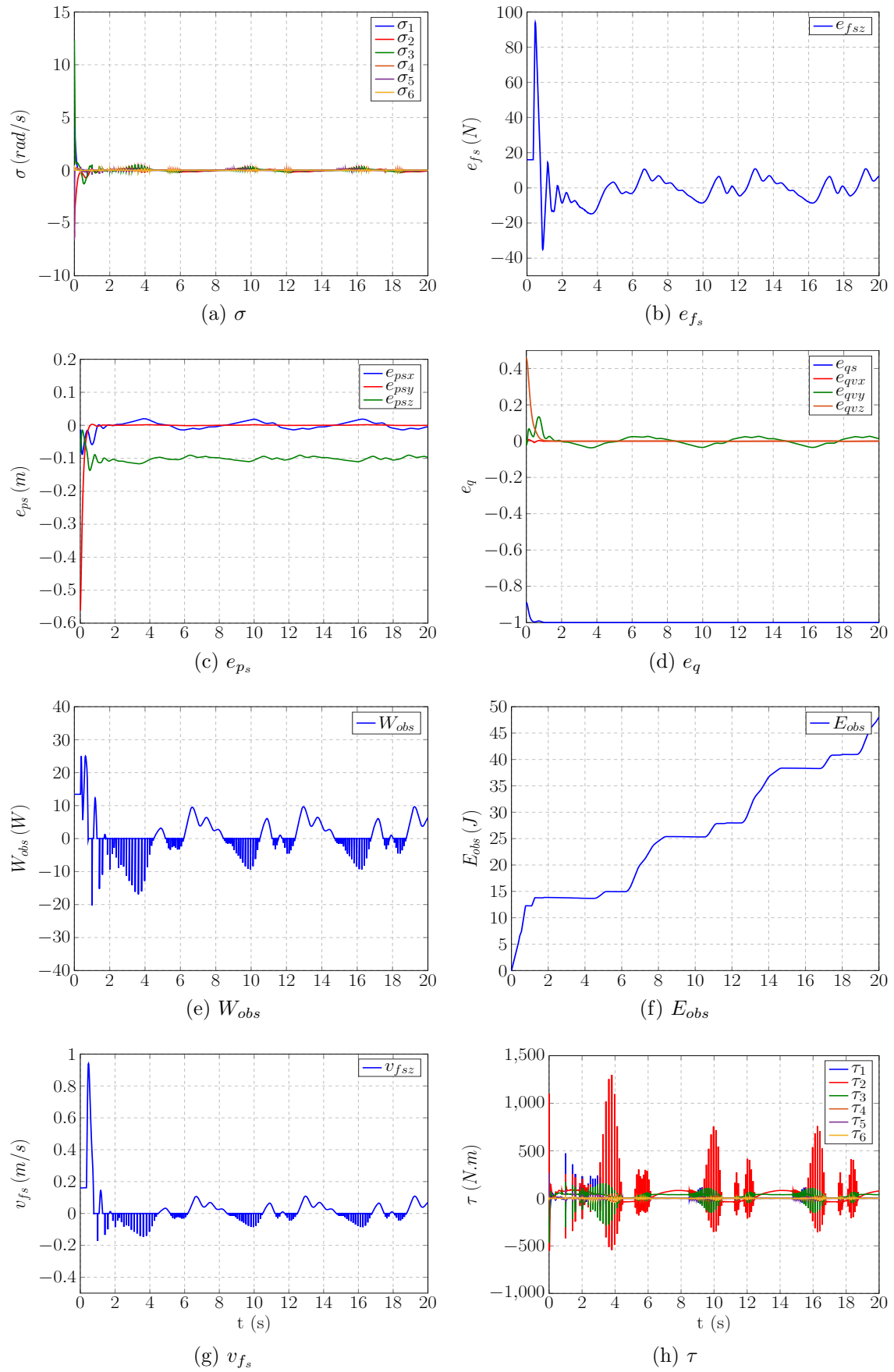


Figura 6.3: Controle Híbrido P em Cascata com Atraso e TDPA com $k_{pc} = 1$.

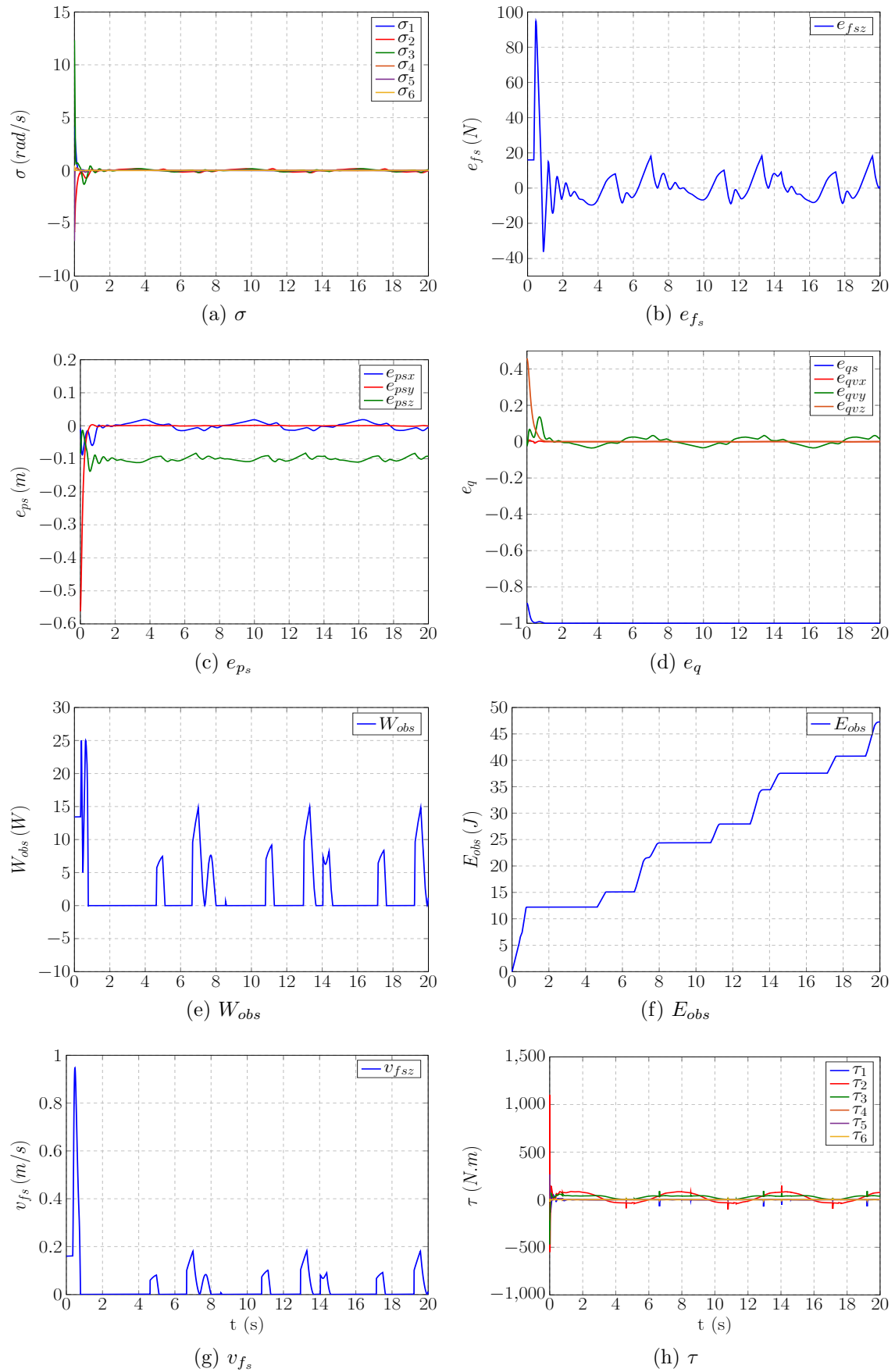


Figura 6.4: Controle Híbrido P em Cascata com Atraso, TDPA e Filtro.

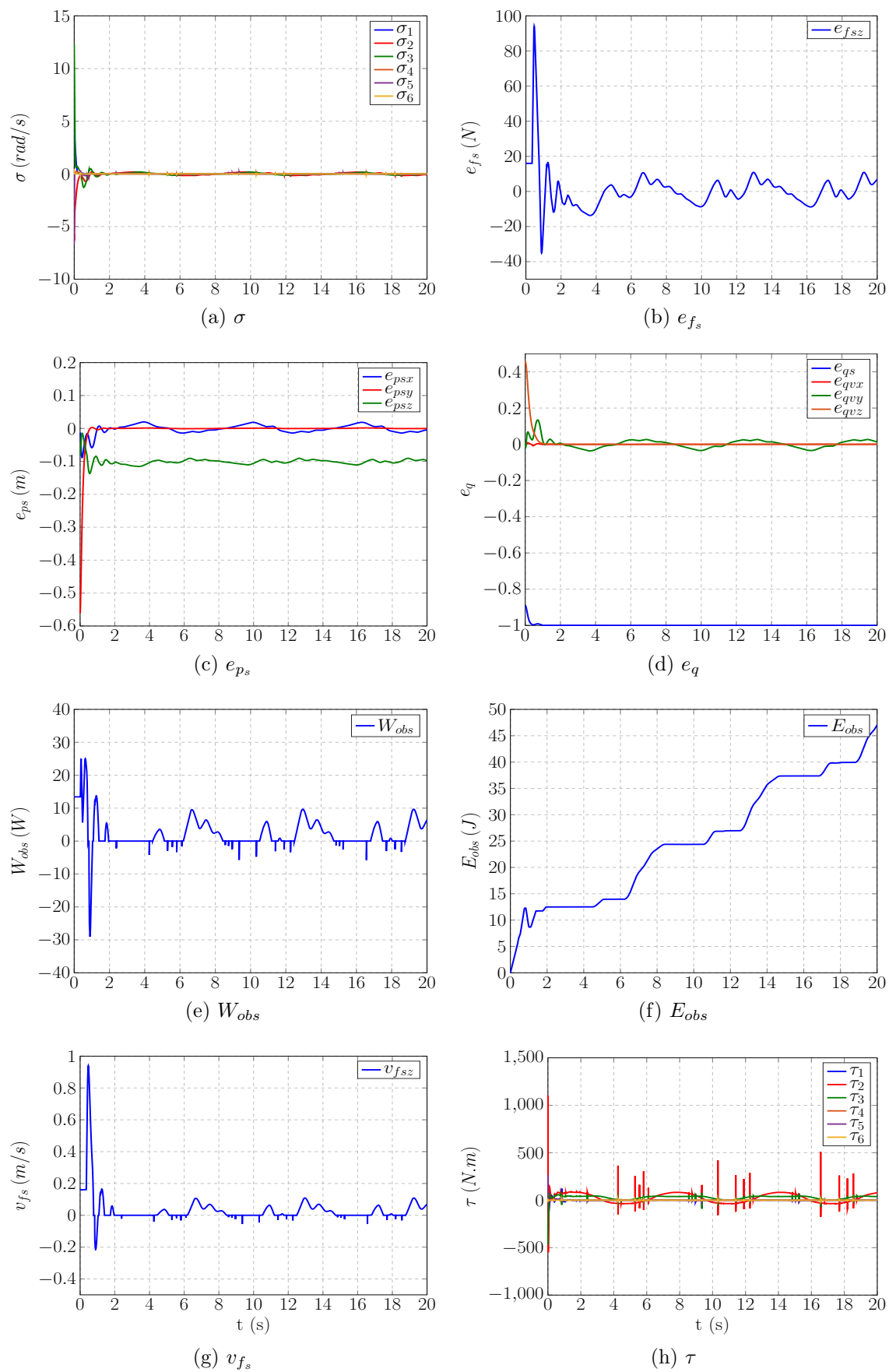


Figura 6.5: Controle Híbrido P em Cascata com Atraso e TDPA com $k_{pc} = 0,1$

instante, os gráficos dos erros de força e posição nas Figuras 6.6(b) e (c) passam a apresentar o comportamento esperado para o modelo cinemático do efetuador sendo controlado por esses controladores PI (para os ganhos escolhidos, as malhas de força e posição são criticamente amortecidas) e os erros tendem para zero. O erro de quaternion também tende para $\begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T$ na Figura 6.6(d). Note que a potência observada W_{obs} atinge valores negativos e então tende para zero na Figura 6.6(e). Isso não implica perda de passividade, pois E_{obs} é sempre maior que zero na Figura 6.6(f). As Figuras 6.6(g) e (h) mostram o sinal de controle v_{fs} e o torque τ , que são limitados.

A análise dos demais casos é similar ao que foi apresentado para o controlador P na subseção anterior.

Na Figura 6.7, o mesmo atraso de medição de força de $350ms$ foi introduzido, levando à desestabilização de todos os erros nas Figuras 6.7(a)-(d) e com perda de contato aproximadamente em $t = 6,5s$. W_{obs} atinge valores cada vez mais negativos na Figura 6.7(e), o que faz com que E_{obs} também se torne negativa eventualmente, indicando perda de passividade. v_{fs} e τ também se tornam cada vez maiores.

Na Figura 6.8, o PC do TDPA é ativado com $k_{pc} = 1$ e todos os erros são estabilizados sem que ocorra perda de contato. W_{obs} chaveia em alta frequência devido ao efeito do PC, mas E_{obs} nunca se torna negativa. v_{fs} e τ também chaveiam em alta frequência.

Na Figura 6.9, o filtro é introduzido com $\gamma_f = 10^{-3}s$ e todos os erros permanecem estáveis. Quando W_{obs} se torna negativo, o PC rapidamente faz com que este se torne positivo e não há chaveamento de alta frequência. v_{fs} e τ também são muito mais suaves.

A Figura 6.10 mostra o caso em que o PC do TDPA está ativo sob as mesmas condições que na Figura 6.8 (sem o filtro), mas com $k_{pc} = 0,1$. Os gráficos dos erros e da energia observada exibidos nas Figuras 6.10(a)-(d) e (f) apresentam picos menores que os das Figuras 6.8(a)-(d) e (f), logo o sistema permanece passivo e estável, mas com erros de regime estacionário menores. A potência observada e os sinais de controle nas Figuras 6.10(e), (g) e (h) também chaveiam em alta frequência, assim como nas Figuras 6.8(e), (g) e (h).

Quando o filtro é introduzido para esse caso, todos os gráficos são similares aos apresentados na Figura 6.9.

6.2 Simulações - Manipulador Tetis

Também foram realizadas simulações nas quais o controle híbrido proposto foi utilizado para controlar o manipulador Tetis, um braço robótico com 4 juntas de revolução. Esse é o manipulador utilizado para obter os resultados experimentais

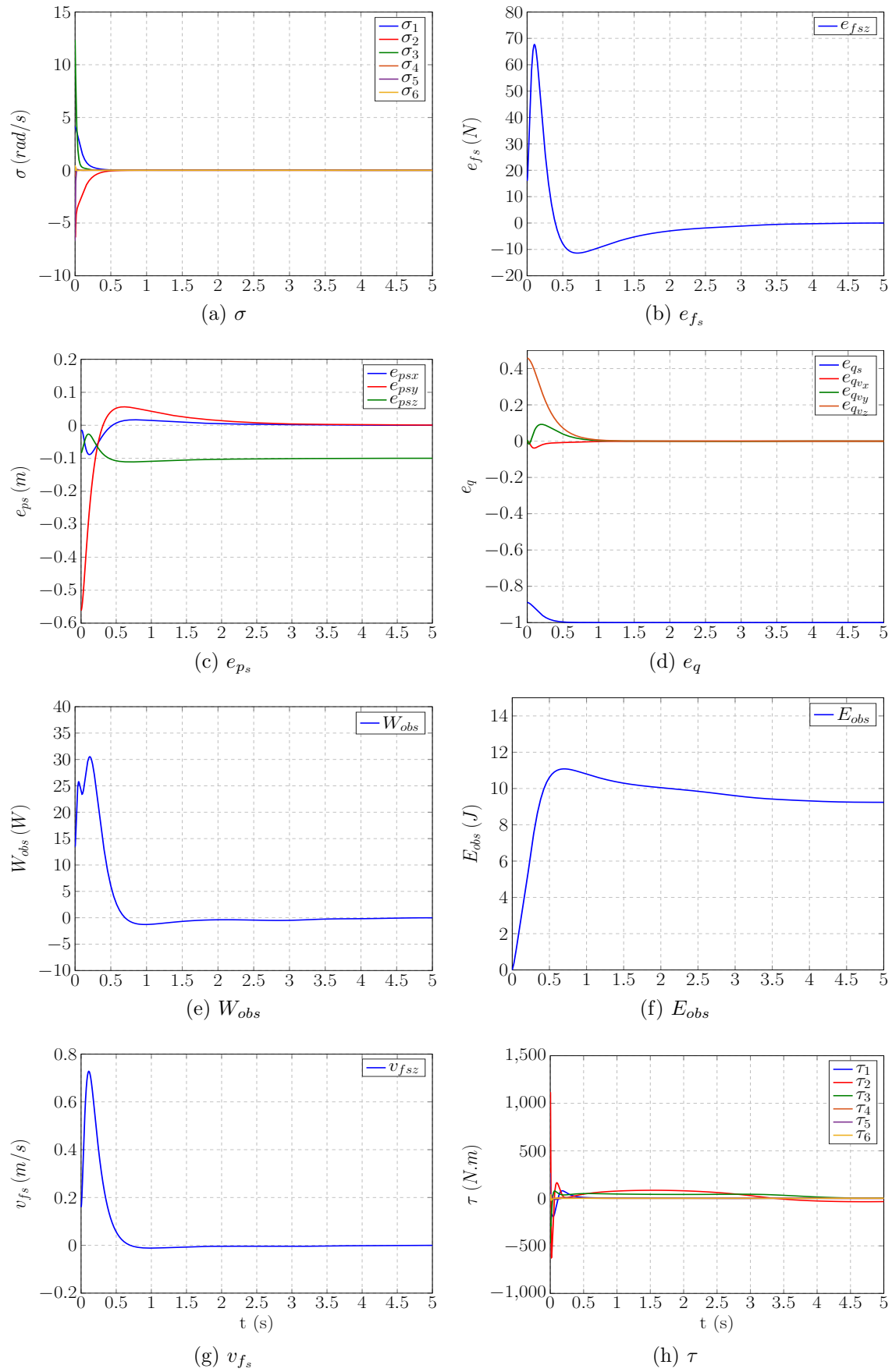


Figura 6.6: Controle Híbrido PI em Cascata.

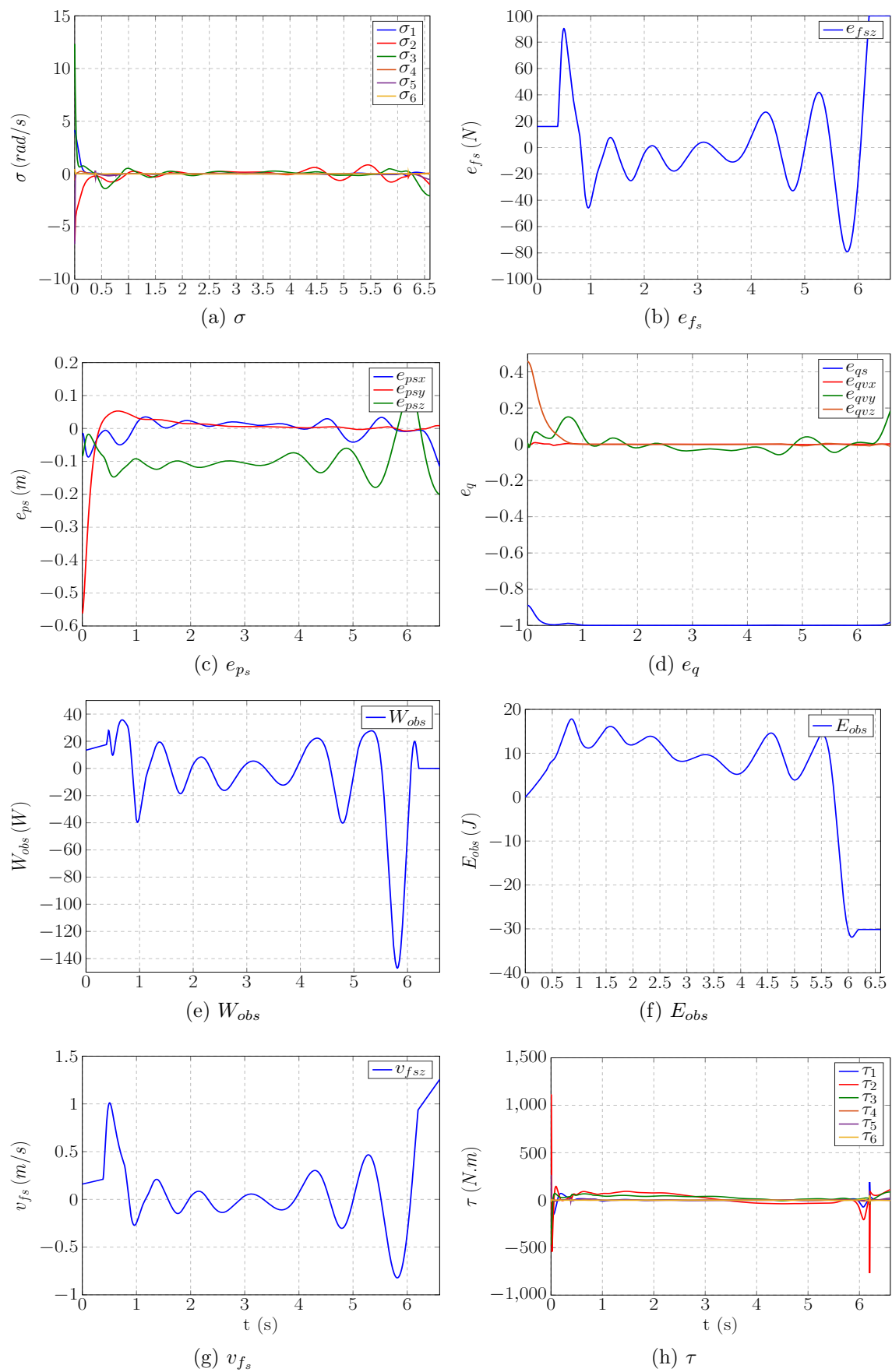


Figura 6.7: Controle Híbrido PI em Cascata com Atraso e sem TDPA.

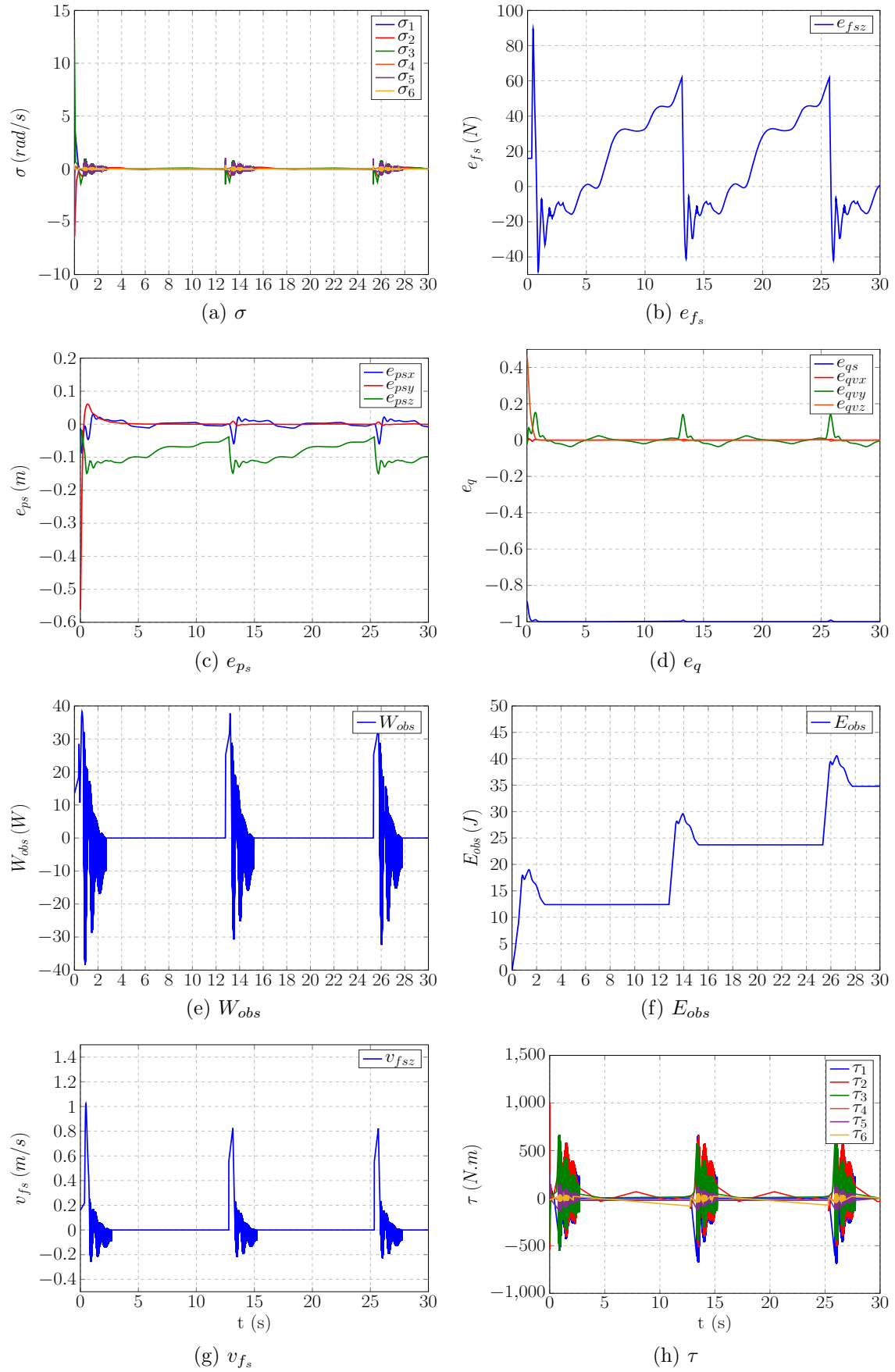


Figura 6.8: Controle Híbrido PI em Cascata com Atraso e TDPA com $k_{pc} = 1$.

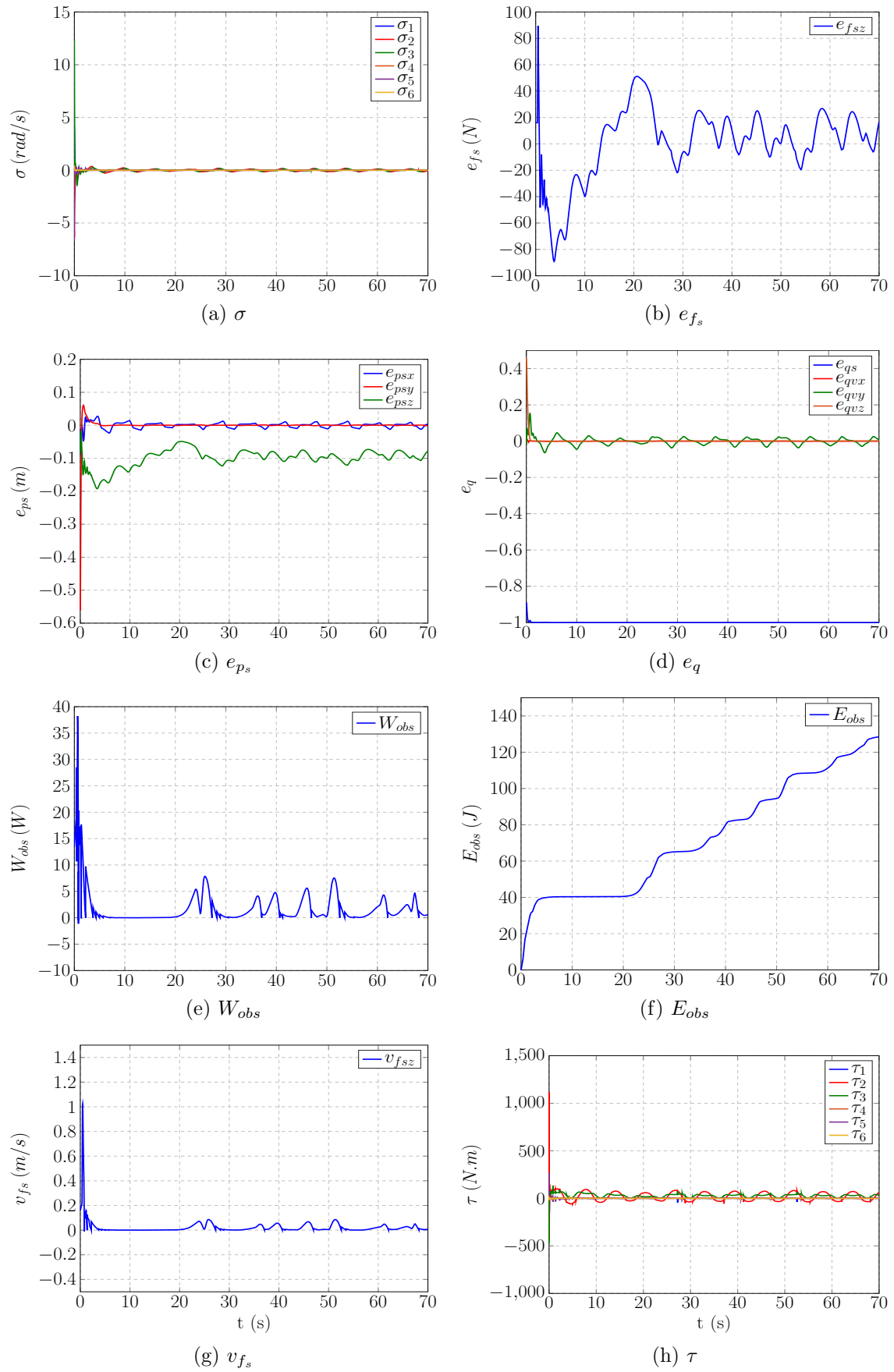


Figura 6.9: Controle Híbrido PI em Cascata com Atraso, TDPA e Filtro.

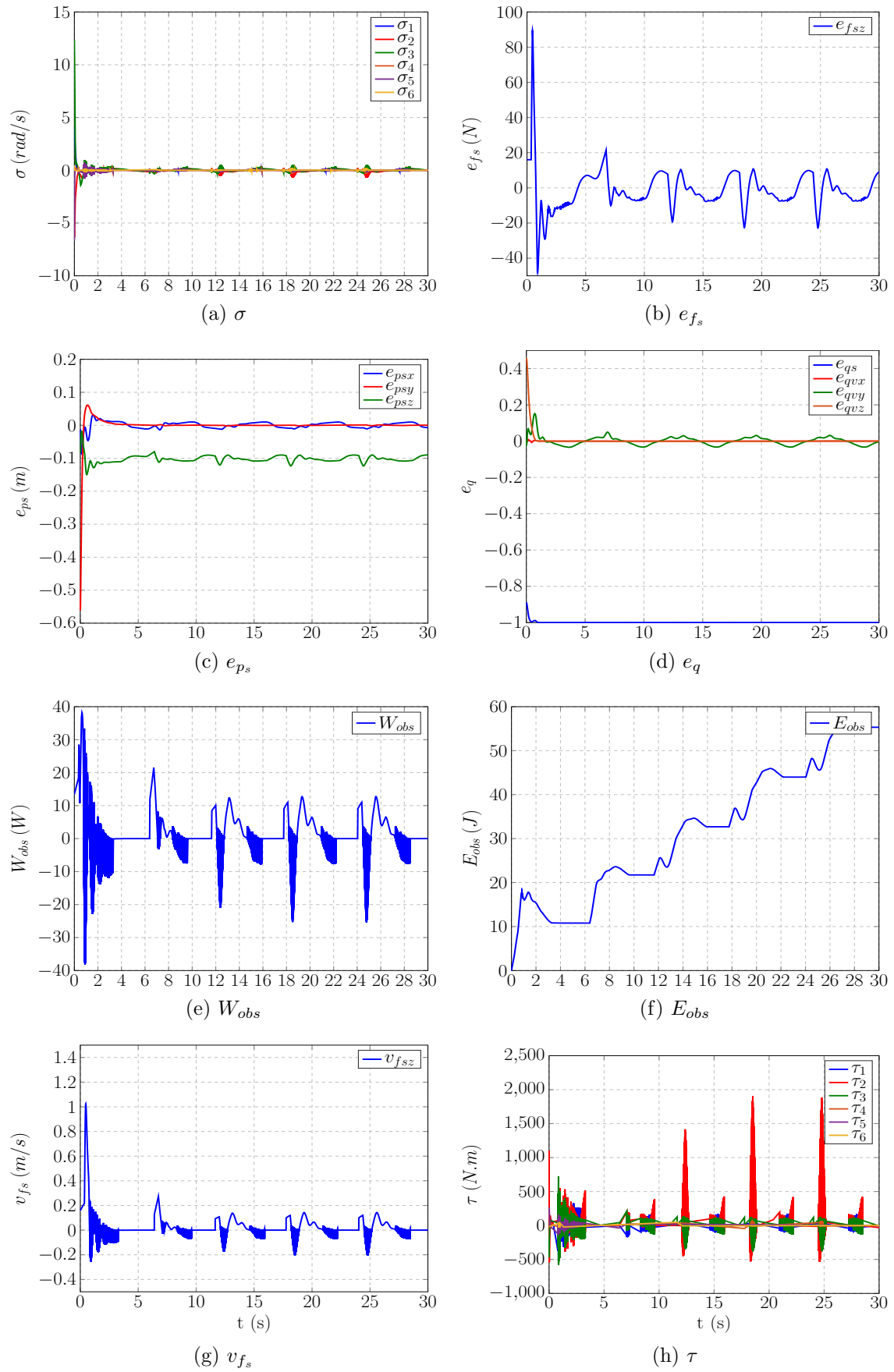


Figura 6.10: Controle Híbrido PI em Cascata com Atraso e TDPA com $k_{pc} = 0,1$

apresentados na próxima seção, como mostrado na Figura 6.14. Essas simulações validam o modelo teórico utilizado para o Tetis. Apenas a malha externa composta pelos controles cinemáticos híbrido e de orientação foi implementada, pois o manipulador real é comandado por sinais de velocidade linear e angular do efetuador.

Como o Tetis tem menos de 6 juntas, não é possível realizar o controle de posição e orientação no \mathbb{R}^3 . Por esse motivo, a primeira junta é ignorada e o manipulador é tratado como um braço planar com 3 juntas de revolução.

O objetivo é realizar o controle de posição do efetuador sobre uma superfície planar horizontal com $k_s = 380N/m$ em \vec{x}_b , o controle de força em \vec{z}_b e o controle de orientação em \vec{y}_b . Como se trata de um problema planar, a orientação do efetuador é dada por apenas um ângulo ϕ ao invés de um quaternion unitário. A lei de controle de orientação utilizada é

$$v_o = \dot{\phi}_d + k_o e_\phi, \quad (6.2)$$

em que $e_\phi = \phi_d - \phi$ é o erro de orientação.

A referência de posição é $p_d = [0.1\sin(t) + 0.3 \ 0]^T$, em metros, a referência de força é $F_{ds} = [0 \ 10N]^T$ e a referência de orientação é $\phi_d = \frac{\pi}{2}rad$. Os ganhos dos controladores são $k_{P_p} = k_o = 5s^{-1}$ e $k_{P_f} = 5m/(N.s)$.

Foram realizadas três simulações: o caso ideal (sem atraso de medição de força), cujos gráficos são apresentados na Figura 6.11; com a introdução do atraso de 350ms e sem o PC do TDPA, na Figura 6.12; e com o atraso e o PC ativado com $k_{pc} = 1$, além da introdução do filtro passa-baixas com $\gamma_f = 10^{-3}s$, na Figura 6.13.

As análises para essas simulações são similares às que foram apresentadas na seção anterior para o Puma 560.

6.3 Experimentos

Nesta seção, são apresentados resultados experimentais para o esquema híbrido baseado em passividade na presença de variação da rigidez da superfície de contato. O manipulador utilizado é o Tetis, um braço robótico com 4 juntas de revolução, mostrado na Figura 6.14 já em contato com a superfície.

Seus elos são feitos de tubos de fibra de carbono e as juntas são feitas de liga de titânio Ti64 impressa em 3-D. Os atuadores são da linha Harmonic Drive Ag Mini e os *drivers* são do modelo EPOS2 70/10 da Maxon Motor. Um sensor de força OptoForce OMD-20-FE-200N é acoplado ao seu efetuador.

O *software* do Tetis é baseado na plataforma *Robot Operating System* (ROS) e permite o envio de sinais de velocidade do efetuador, então apenas o controle cinemático foi implementado para os experimentos.

Assim como escrito na seção anterior, a primeira junta permanece travada e o

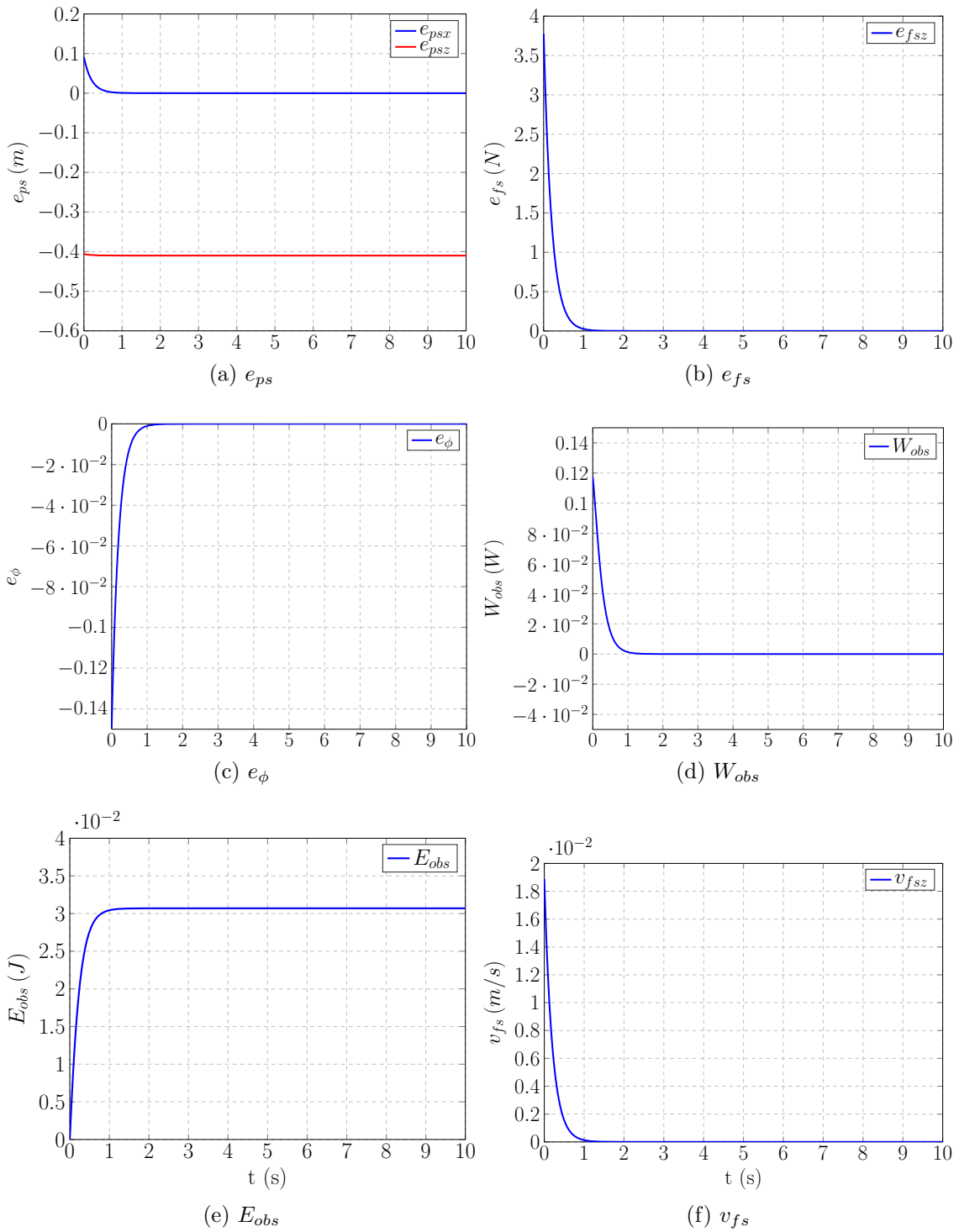


Figura 6.11: Simulação Tetis - Caso Ideal

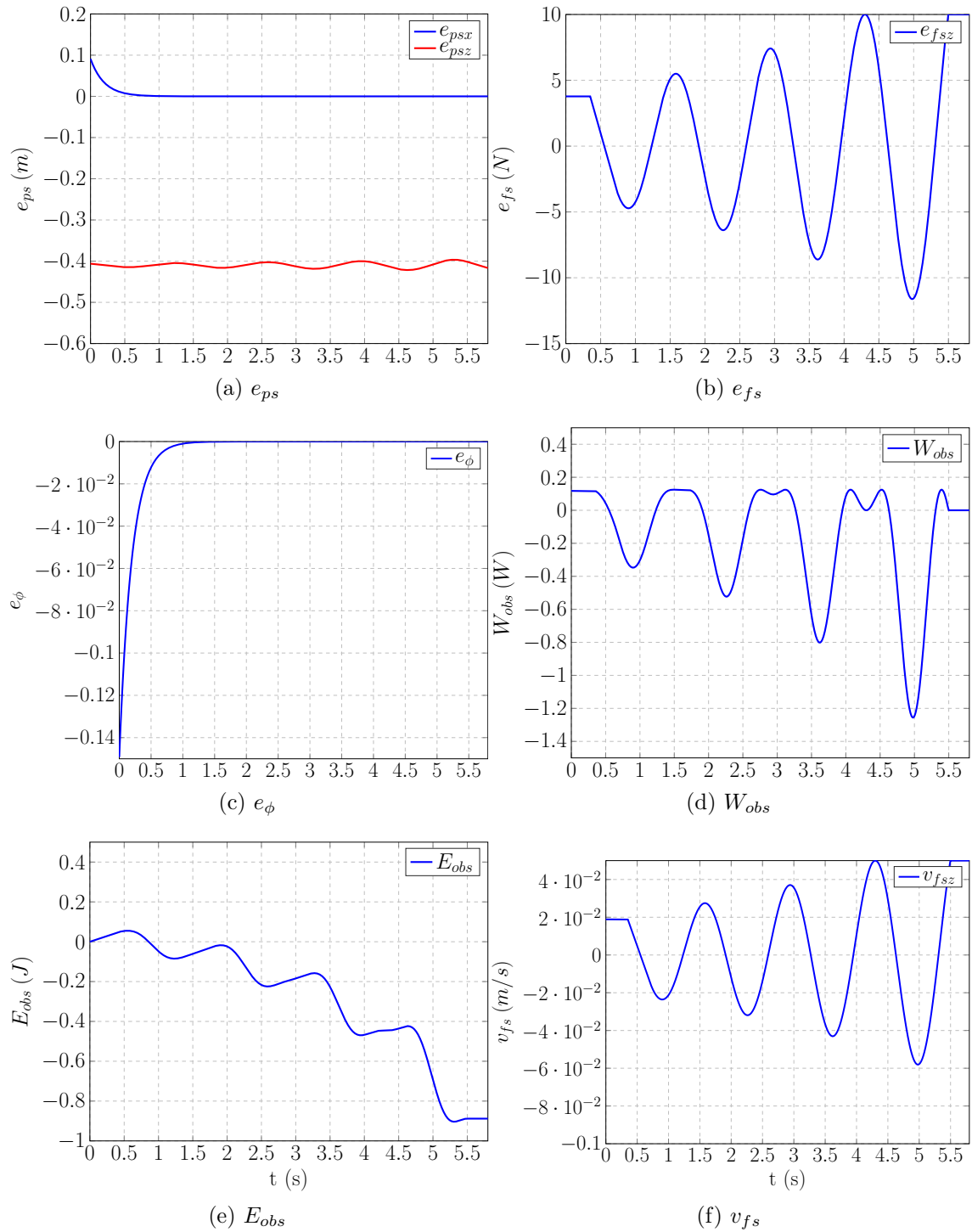


Figura 6.12: Simulação Tetis - Com Atraso.

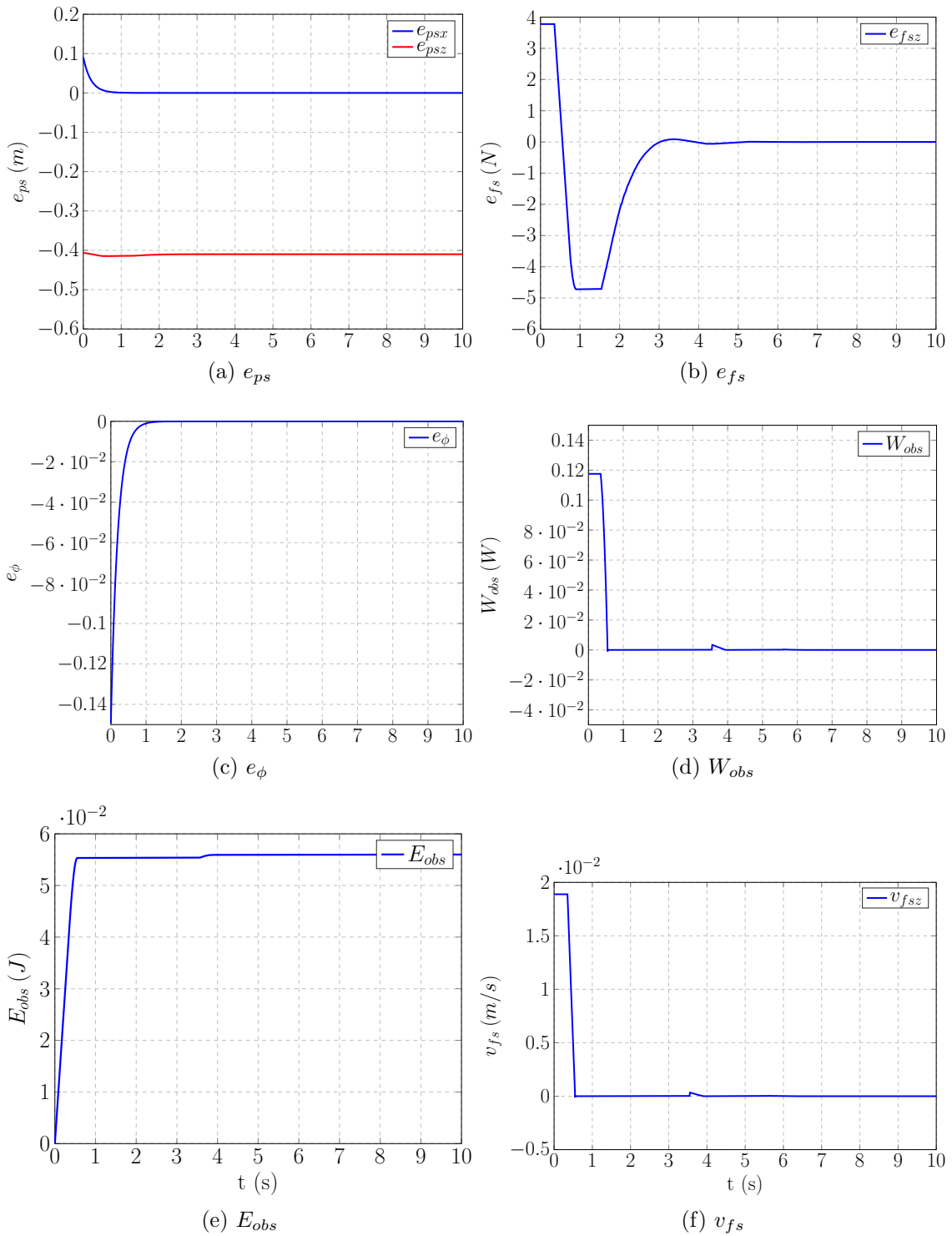


Figura 6.13: Simulação Tetis - Com Atraso, TDPA e Filtro.

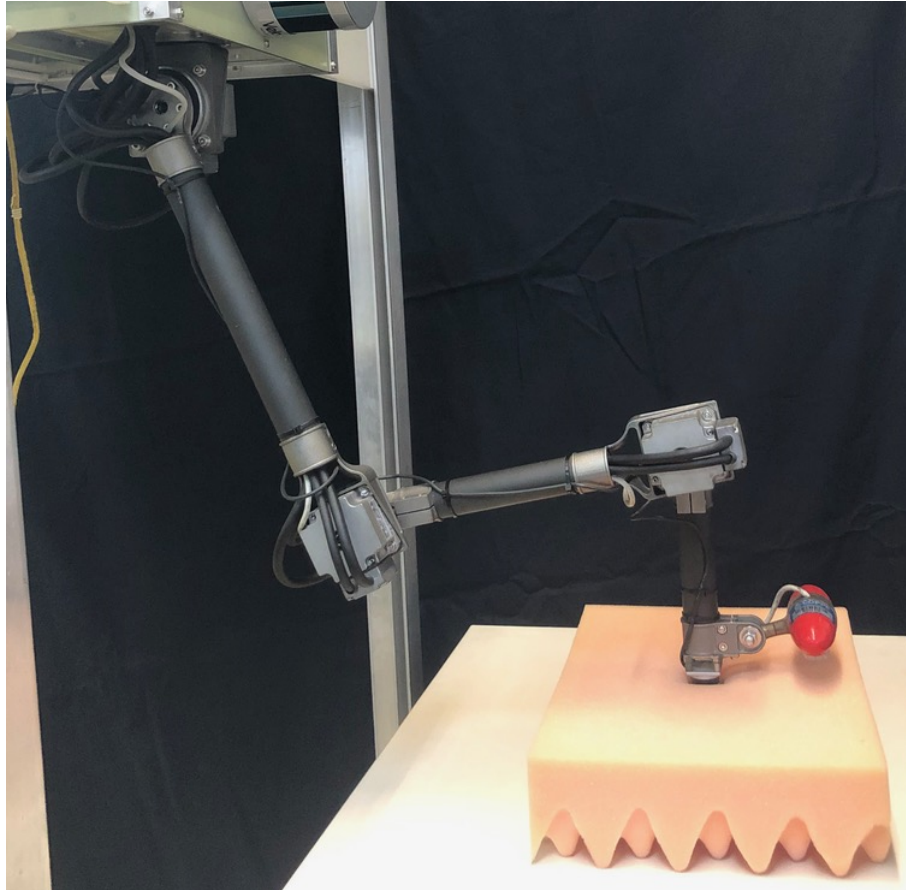


Figura 6.14: Manipulador Tetis.

robô é tratado como um braço planar de 3 juntas de revolução. A superfície utilizada e os objetivos de controle também são os mesmos apresentados nas simulações.

Os experimentos foram realizados com o Tetis devido à impossibilidade de se enviar comandos de velocidade das juntas em tempo real para o Motoman MH12, mesmo utilizando o ROS. O problema é explicado de forma mais detalhada no Capítulo 7.

A referência de posição é $p_d = [347 \quad -417]^T$, em mm , a referência de força é $F_{ds} = [0 \quad 1000]^T$, em mN e a referência de orientação é $\phi_d = \frac{\pi}{2} rad$. Os ganhos dos controladores são $k_{P_p} = k_o = 5s^{-1}$ e $k_{P_f} = 5m/(N.s)$. A taxa de publicação das mensagens de pose do efetuador e de força medida é de $50Hz$.

A Figura 6.15 mostra os gráficos do primeiro experimento, no qual o PC do TDPA não está ativo. Até o instante $t = 15s$, a rigidez nominal utilizada no controle de força é igual ao valor real e todos os erros nas Figuras 6.15(a)-(c) são estáveis. A partir de $t = 15s$, essa rigidez nominal é dividida por 10 ($38N/m$), o que equivale a um aumento de 10 vezes na rigidez real da superfície. Essa mudança provoca um comportamento oscilatório em todos os erros. Na Figura 6.15(d), W_{obs} também se torna oscilatória e faz com que E_{obs} eventualmente se torne negativa na Figura

6.15(e), indicando perda de passividade. A Figura 6.15(f) mostra o sinal de controle v_{fs} .

A Figura 6.16 mostra os gráficos do segundo experimento, realizado sob as mesmas condições que o primeiro, mas com o PC do TDPA ativo com $k_{pc} = 1$. Todos os erros nas Figuras 6.16(a)-(c) permanecem estáveis apesar da variação de rigidez a partir de $t = 15s$. Quando W_{obs} se torna negativa, o PC imediatamente faz com que esta volte a ser positiva na Figura 6.16(d), de modo que E_{obs} permanece positiva na Figura 6.16(e), logo a passividade é mantida. v_{fs} não apresenta chaveamento em alta-frequência na Figura 6.16(f).

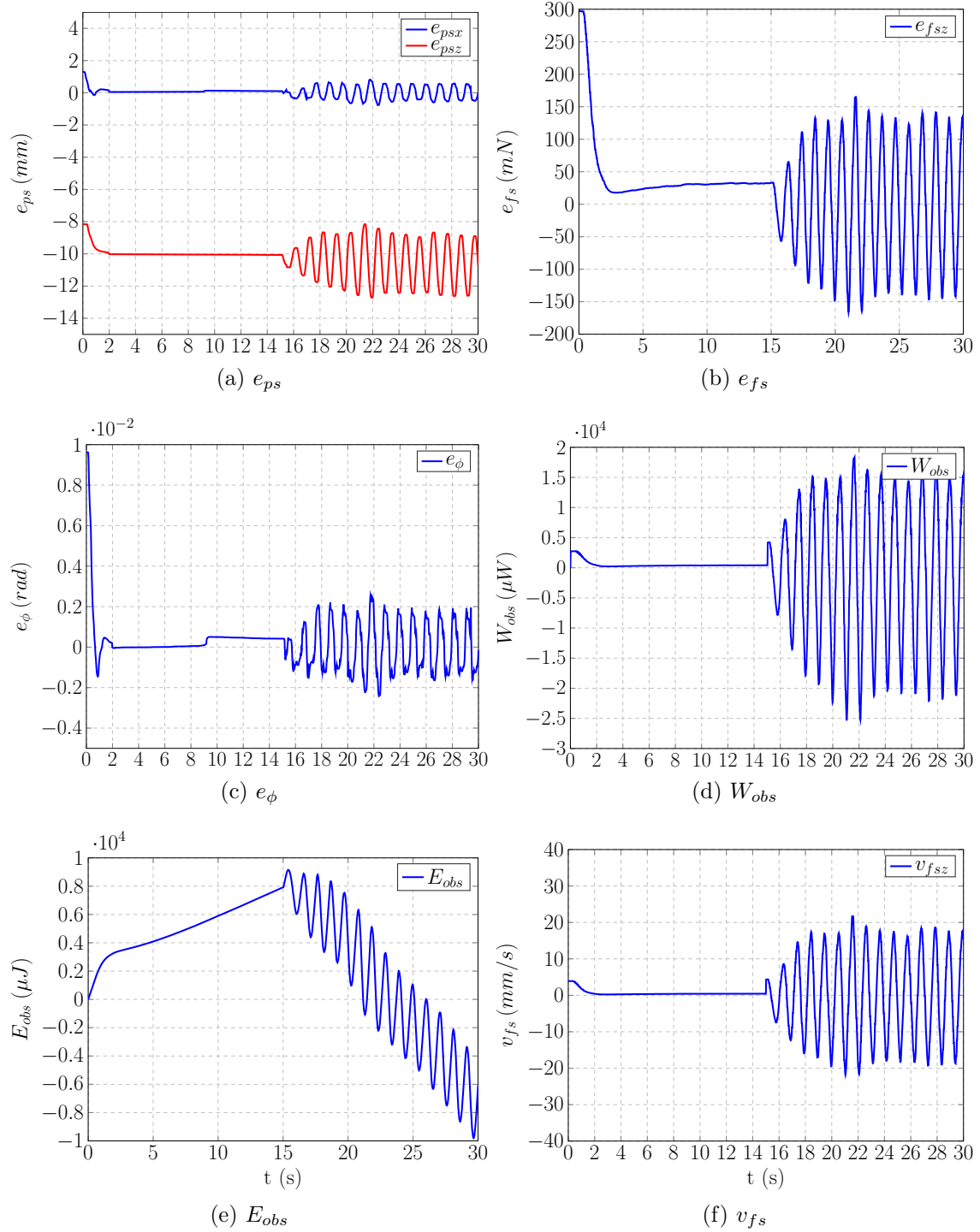


Figura 6.15: Resultados Experimentais sem TDPA.

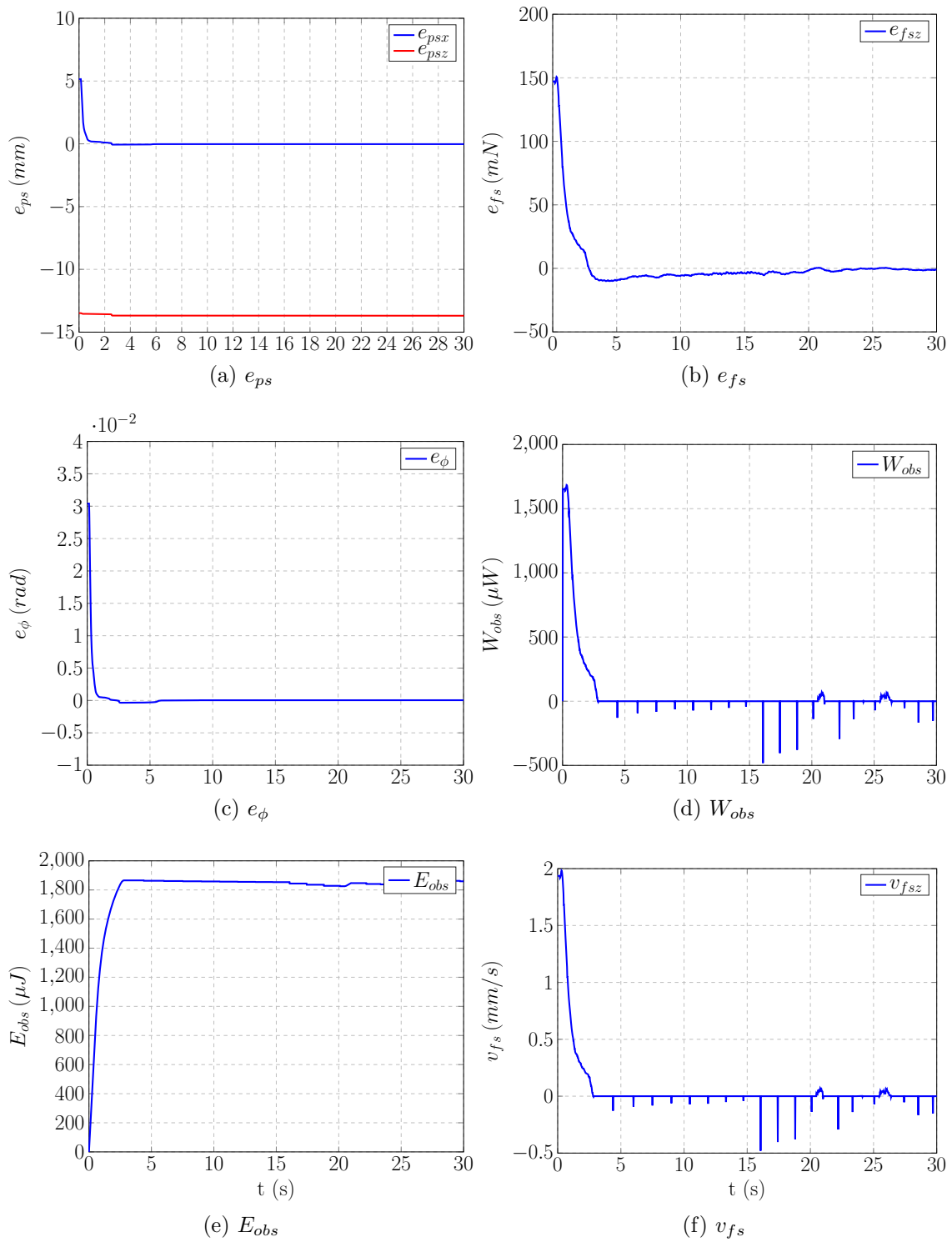


Figura 6.16: Resultados Experimentais com TDPA.

Capítulo 7

Conclusões e Trabalhos Futuros

7.1 Conclusões

Nesta dissertação, foi apresentado um esquema de controle híbrido em cascata para um manipulador que interage com uma superfície complacente desconhecida. O esquema possibilita o rastreamento de trajetórias de referência para a posição e orientação do efetuador e para a força de contato entre este e a superfície. A estabilidade do sistema em malha fechada foi provada para os dois controladores cinemáticos P e PI propostos. A principal motivação para esse trabalho é a utilização desse controle em um manipulador industrial que aceita apenas comandos de velocidade das juntas. Nesse caso, apenas o controle cinemático deve ser implementado, não havendo necessidade de executar a malha interna dada pelo controlador de dinâmica inversa.

Embora esse controle seja teoricamente válido, é fato conhecido que as não-colocações, tão comuns em experimentos reais, geram instabilidade no sistema. Isso é particularmente perigoso no controle de força, pois pode provocar danos graves à superfície e ao equipamento utilizado.

Para lidar com a questão das não-colocações, foi proposta uma extensão do algoritmo de controle de passividade TDPA. Esse método se baseia numa avaliação experimental da passividade do sistema que não requer o conhecimento de uma função de armazenamento. Embora essa função seja fundamental para a análise teórica da passividade, ela requer o conhecimento explícito do modelo do sistema a ser analisado, assim como dos valores exatos dos parâmetros cinemáticos e dinâmicos deste, o que é inviável na prática pois os fabricantes de manipuladores não costumam divulgar esses parâmetros e a sua obtenção a partir de testes empíricos sempre envolve algum grau de incerteza nos valores obtidos. O TDPA, por outro lado, exige apenas o conhecimento das entradas e saídas do sistema para determinar a energia fornecida para este.

Uma consequência dessa avaliação experimental é que o TDPA tende a ser conservador quanto à detecção de perda de passividade, ou seja, mesmo que o sistema não tenha perdido passividade (analiticamente), o PC do TDPA ainda pode entrar em ação para aumentar a impedância do sistema. Embora esse conservadorismo não prejudique a estabilidade da malha fechada, ele faz com que esse método não seja indicado para aplicações que exijam algum critério de otimização.

As simulações e experimentos realizados com o TDPA tiveram resultados satisfatórios, estabilizando o sistema na presença de não-colocações do sensor de força (o atraso de medição nas simulações) e do canal de controle (a variação de rigidez nos experimentos).

7.2 Trabalhos Futuros

Abaixo são citadas algumas possibilidades de trabalhos futuros que expandem as propostas desta dissertação.

7.2.1 Realização de Experimentos com o Motoman MH12

Manipuladores industriais, como o Motoman MH12, são fabricados para serem utilizados no chão de fábrica, não para fins de pesquisa científica. Uma consequência disso é a presença de muitas limitações quanto à forma como estes manipuladores podem ser operados, de modo a evitar que situações imprevistas ponham em risco a segurança dos trabalhadores humanos que estejam em sua proximidade. De modo geral, apenas trajetórias pré-planejadas geradas através do *programming pendant* conectado ao controlador industrial podem ser comandadas para o manipulador, o que significa que aplicações de controle em tempo real como a proposta nesta dissertação não podem ser realizadas.

Foi implementado um programa em C++ para realizar o controle cinemático de posição e orientação do Motoman MH12 utilizando a plataforma *Robot Operating System* (ROS), que possui um projeto conhecido como ROS-Industrial cujo objetivo é criar uma interface única que permita controlar manipuladores industriais de diversas fabricantes (incluindo a Motoman) através do ecossistema ROS. Esse projeto possibilita o envio de trajetórias pré-planejadas geradas em computadores que executam o ROS, através de uma conexão Ethernet. Cada ponto da trajetória deve conter os valores de deslocamento angular, velocidade e aceleração (opcional) de cada junta do manipulador, além do instante em que esses valores devem ocorrer.

Contudo, o ROS-Industrial ainda não possui nenhuma funcionalidade que permita o controle em tempo real de manipuladores industriais, e as tentativas realizadas durante o desenvolvimento deste trabalho para contornar essa limitação

não tiveram êxito. Consequentemente, o desempenho do código implementado não foi satisfatório para a realização de experimentos com o MH12. Por esse motivo, os experimentos exibidos neste trabalho foram realizados com o Tetis, mas como o ROS-Industrial ainda é um projeto em desenvolvimento, é possível que surja alguma funcionalidade para controle do Motoman MH12 em tempo real no futuro.

7.2.2 Controle de Posição e Orientação por Servovisão

Nesta dissertação, os controles de posição e orientação são realizados através da cinemática direta a partir das informações obtidas pelos *encoders* acoplados a cada junta. Esse método exige o conhecimento dos parâmetros cinemáticos do manipulador (comprimento dos elos), que são mais facilmente obtidos do que os parâmetros dinâmicos (massa, momento de inércia e centro de gravidade de cada elo) e são inclusive divulgados pelos fabricantes.

Pode-se também implementar esses controles a partir de informações vindas de uma câmera, que pode estar acoplada ao efetuador ou fixa no ambiente. Essa técnica é conhecida como controle por servovisão e consiste em estimar a posição e orientação do efetuador no sistema de coordenadas inercial através de sua posição e orientação no sistema de coordenadas solidário à câmera. O controle híbrido proposto em [86] e o controle de posição adaptativo proposto em [102] são realizados dessa forma.

Foi considerado que não há atrito entre o efetuador e a superfície, de modo que a força de contato é sempre ortogonal a esta e, portanto, o eixo ortogonal pode ser obtido diretamente a partir da medição do sensor de força. A servovisão possibilitaria o uso do controle proposto na presença de atrito, pois seria possível estimar a direção de deslocamento do efetuador e então desconsiderar a componente de força medida nessa direção para estimar o eixo ortogonal.

7.2.3 TDPA para as Malhas de Posição e Orientação

Nesta dissertação, o TDPA cinemático foi introduzido apenas na malha de força para aumentar a robustez do sistema em relação às não-colocações relacionadas ao sensor e ao canal de controle de força. Como visto nas simulações, esse TDPA também melhora indiretamente o desempenho das malhas de posição e orientação devido ao acoplamento gerado pela estimativa do eixo ortogonal à superfície a partir da medição de força.

Essas duas malhas, porém, também estão sujeitas às não-colocações relacionadas aos *encoders* e poderia ser verificado se é possível implementar o TDPA diretamente para essas malhas para lidar com tais não-colocações.

Referências Bibliográficas

- [1] FREITAS, R. S., SILVA, G. A. C., SOARES, E. E. M., FERRÃO, E. F., COSTA, R. R. “State of the Art and Conceptual Design of Robotic Solutions for In Situ Hard Coating of Hydraulic Turbines”, *Journal of Control, Automation and Electrical Systems*, v. 28, pp. 105–113, 2017.
- [2] FREITAS, R. S., FERRÃO, E. F., ALCANTARA, G., ELAEL, E., COSTA, R. “A Robotic System for in situ Hydropower Turbine Hard Coating”, *Congresso Brasileiro de Automática*, 2016.
- [3] BALACHANDRAN, R., JORDA, M., ARTIGAS, J., RYU, J.-H., KHATIB, O. “Passivity-based Stability in Explicit Force Control of Robots”, *2017 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 386–393, 2017.
- [4] REN21. *Renewables 2016 Global Status Report*. Relatório técnico, Paris: REN21 Secretariat, 2016.
- [5] REN21. *Renewables 2011 Global Status Report*. Relatório técnico, Paris: REN21 Secretariat, 2011.
- [6] BRENNEN, C. E. *Cavitation and bubble dynamics*. Cambridge University Press, 2013.
- [7] ESCALER, X., EGUSQUIZA, E., FARHAT, M., AVELLAN, F., COUSSIRAT, M. “Detection of cavitation in hydraulic turbines”, *Mechanical Systems and Signal Processing*, v. 20, n. 4, pp. 983–1007, 2006.
- [8] GOLDEMBERG, J., LUCON, O. “Energia e meio ambiente no Brasil”, *Estudos Avançados*, v. 21, n. 59, pp. 7–20, 2007.
- [9] KRELLA, A. K. “The new parameter to assess cavitation erosion resistance of hard pvd coatings”, *Engineering Failure Analysis*, v. 18, n. 3, pp. 855–867, 2011.

- [10] SANTA, J., ESPITIA, L., BLANCO, J., ROMO, S., TORO, A. “Slurry and cavitation erosion resistance of thermal spray coatings”, *Wear*, v. 267, n. 1, pp. 160–167, 2009.
- [11] LI, C., WANG, Y. “Effect of particle state on the adhesive strength of hvof sprayed metallic coating”, *Journal of thermal spray technology*, v. 11, n. 4, pp. 523–529, 2002.
- [12] GALCERAN, E., CARRERAS, M. “A survey on coverage path planning for robotics”, *Robotics and Autonomous Systems*, v. 61, n. 12, pp. 1258–1276, 2013.
- [13] FREITAS, R. S., SOARES, E. E. M., COSTA, R. R., CARVALHO, B. B. “High precision trajectory planning on freeform surfaces for robotic manipulators”, *2017 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 3695–3700, 2017.
- [14] FAZIO, T. L. D., SELTZER, D. S., WHITNEY, D. E. “The instrumented remote center of compliance”, *Industrial Robot*, v. 11, n. 4, pp. 238–242, 1984.
- [15] VILLANI, L., SCHUTTER, J. D. “Force Control”. In: *Springer Handbook of Robotics*, 2 ed., cap. 9, Springer International Publishing, 2016.
- [16] HOGAN, N. “Impedance control: An approach to manipulation: Parts I–III”, *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, v. 107, pp. 1–24, 1985.
- [17] SALISBURY, J. K. “Active stiffness control of a manipulator in cartesian coordinates”, *19th IEEE Conference on Decision and Control*, pp. 95–100, 1980.
- [18] GRIOLI, G., WOLF, S., EIBERGER, O., et al. “Variable stiffness actuators: The user’s point of view”, *International Journal of Robotics Research*, v. 34, n. 6, pp. 727–743, 2015.
- [19] WOLF, S., GRIOLI, G., EIBERGER, O., et al. “Variable stiffness actuators: Review on Design and Components”, *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, v. 21, n. 5, pp. 2418–2430, 2016.
- [20] OTT, C., ALBU-SCHÄFFER, A., KUGI, A., HIRZINGER, G. “On the passivity based impedance control of flexible joint robots”, *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, v. 24, pp. 416–429, 2008.

- [21] HASHIMOTO, K., KUREHA, T., NISHIMURA, Y., OKUMURA, K., MURAOKA, S. “Measurement of mechanical impedance using quartz resonator force sensor during the process of grasping”, *SICE Annual Conference*, v. 1, pp. 722–726, 2004.
- [22] SERIO, A., GRIOLI, G., SARDELLITTI, I., TSAGARAKIS, N., BICCHI, A. “A decoupled impedance observer for a variable stiffness robot”, *Proceedings of the 2011 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 5548–5553, 2011.
- [23] FLACCO, F., LUCA, A. D., SARDELLITTI, I., TSAGARAKIS, N. “On-line estimation of variable stiffness in flexible robot joints”, *International Journal of Robotics Research*, v. 31, n. 13, pp. 1556–1577, 2012.
- [24] MÉNARD, T., GRIOLI, G., BICCHI, A. “A real time observer for an agonist-antagonist variable stiffness actuator”, *Proceedings of the 2013 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 3988–3993, 2013.
- [25] T. MÉNARD, G. GRIOLI, A. B. “A stiffness estimator for agonistic-antagonistic variable-stiffnessactuator devices”, *IEEE Transactions on Robotics*, v. 30, n. 5, pp. 1269–1278, 2014.
- [26] GRIOLI, G., BICCHI, A. “A non-invasive real-time method for measuring variable stiffness”, *Proceedings of the International Conference Robotics: Science and Systems*, 2010.
- [27] ALBU-SCHÄFFER, A., FISCHER, M., SCHREIBER, G., SCHOEPPE, F., HIRZINGER, G. “Soft robotics: What cartesian stiffness can we obtain with passively compliant, uncoupled joints?” *2004 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, v. 4, pp. 3295–3301, 2004.
- [28] PETIT, F., ALBU-SCHÄFFER, A. “Cartesian impedance control for a variable stiffness robot arm”, *2011 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 4180–4186, 2011.
- [29] WOLF, S., HIRZINGER, G. “A new variable stiffness design: Matching requirements of the next robot generation”, *Proceedings of the 2008 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 1741–1746, 2008.
- [30] TONIETTI, G., SCHIAVI, R., BICCHI, A. “Design and control of a variable stiffness actuator for safe and fast physical human/robot interaction”,

Proceedings of the 2005 IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp. 528–533, 2005.

- [31] PALLI, G., MELCHIORRI, C., LUCA, A. D. “On the feedback linearization of robots with variable joint stiffness”, *Proceedings of the 2008 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 1753–1759, 2008.
- [32] PETIT, F., ALBU-SCHÄFFER, A. “Nonlinear decoupled motion-stiffness control and collision detection/reaction for the VSA-II variable stiffness device”, *2009 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 5487–5494, 2009.
- [33] PALLI, G., MELCHIORRI, C. “Output-based control of robots with variable stiffness actuation”, *Journal of Robotics*, 2011.
- [34] ALBU-SCHÄFFER, A., OTT, C., PETIT, F. “Energy shaping control for a class of underactuated Euler-Lagrange systems”, *10th IFAC Symposium on Robot Control*, pp. 567–575, 2012.
- [35] ALBU-SCHÄFFER, A., OTT, C., HIRZINGER, G. “A unified passivity-based control framework for position, torque and impedance control of flexible joint robots”, *International Journal of Robotics Research*, v. 26, n. 1, pp. 23–39, 2007.
- [36] SARDELLITTI, I., MEDRANO-CERDA, G., TSAGARAKIS, N., JAFARI, A., CALDWELL, D. “A position and stiffness control strategy for variable stiffness actuators”, *Proceedings of the 2012 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 2785–2791, 2012.
- [37] PETIT, F., ALBU-SCHÄFFER, A. “State feedback damping control for a multi dof variable stiffness robot arm”, *Proceedings of the 2011 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 5561–5567, 2011.
- [38] RAIBERT, M. H., CRAIG, J. “Hybrid position/force control of manipulators”, *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control*, v. 103, pp. 126–133, 1981.
- [39] MASON, M. T. “Compliance and force control for computer controlled manipulators”, *IEEE Transactions on Systems, Man and Cybernetics*, v. 11, pp. 418–432, 1981.

- [40] KHATIB, O. “A unified approach for motion and force control of robot manipulators: The operational space formulation”, *IEEE Journal on Robotics and Automation*, v. 3, pp. 43–53, 1987.
- [41] SCHUTTER, J. D., BRUSSEL, H. V. “Compliant robot motion II. A control approach based on external control loops”, *International Journal of Robotics Research*, v. 7, n. 4, pp. 18–33, 1988.
- [42] CHIAVERINI, S., SCIavicCO, L. “The parallel approach to force/position control of robotic manipulators”, *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, v. 9, pp. 361–373, 1993.
- [43] CACCAVALE, F., LIPPIELLO, V., MUSCIO, G., PIERRI, F., RUGGIERO, F., VILLANI, L. “Grasp planning and parallel control of a redundant dual-arm/hand manipulation system”, *Robotica*, v. 31, n. 7, pp. 1169–1194, 2013.
- [44] CHIAVERINI, S., SICILIANO, B., VILLANI, L. “Force/position regulation of compliant robot manipulators”, *IEEE Transactions on Automatic Control*, v. 39, pp. 647–652, 1994.
- [45] WEN, J. T. Y., MURPHY, S. “Stability analysis of position and force control for robot arms”, *IEEE Transactions on Automatic Control*, v. 36, pp. 365–371, 1991.
- [46] VOLPE, R., KHOSLA, P. “A theoretical and experimental investigation of explicit force control strategies for manipulators”, *IEEE Transactions on Automatic Control*, v. 38, pp. 1634–1650, 1993.
- [47] WILFINGER, L., WEN, J. Y. “Integral force control with robustness enhancement”, *IEEE Control Systems Magazine*, v. 14, n. 1, pp. 31–40, 1994.
- [48] KATSURA, S., MATSUMOTO, Y., OHNISHI, K. “Modeling of force sensing and validation of disturbance observer for force control”, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, v. 54, pp. 530–538, 2007.
- [49] STOLT, A., LINDEROTH, M., ROBERTSSON, A., JOHANSSON, R. “Force controlled robotic assembly without a force sensor”, *Proceedings of the 2012 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 1538–1543, 2012.
- [50] PHONG, L. D., CHOI, J., AND, S. K. “External force estimation using joint torque sensors for a robot manipulator”, *Proceedings of the 2012 IEEE*

International Conference on Robotics and Automation, pp. 4507–4512, 2012.

- [51] LINDEROTH, M., STOLT, A., ROBERTSSON, A., JOHANSSON, R. “Robotic force estimation using motor torques and modeling of low velocity friction disturbances”, *2013 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 3550–3556, 2013.
- [52] WAHRBURG, A., ZEISS, S., MATTHIAS, B., DING, H. “Contact force estimation for robotic assembly using motor torques”, *2014 IEEE International Conference on Automation Science and Engineering*, pp. 1252–1257, 2014.
- [53] EPPINGER, S., SEERING, W. “Introduction to dynamic models for robot force control”, *IEEE Control Systems Magazine*, v. 7, n. 2, pp. 48–52, 1987.
- [54] AN, C., HOLLERBACH, J. “The role of dynamic models in Cartesian force control of manipulators”, *International Journal of Robotics Research*, v. 8, n. 4, pp. 51–72, 1989.
- [55] VOLPE, R., KHOSLA, P. “A theoretical and experimental investigation of impact control for manipulators”, *International Journal of Robotics Research*, v. 12, pp. 351–365, 1993.
- [56] MILLS, J. K., LOKHORST, D. M. “Control of robotic manipulators during general task execution: A discontinuous control approach”, *International Journal of Robotics Research*, v. 12, pp. 146–163, 1993.
- [57] TARN, T. J., WU, Y., XI, N., ISIDORI, A. “Force regulation and contact transition control”, *IEEE Control Systems Magazine*, v. 16, n. 1, pp. 32–40, 1996.
- [58] BROGLIATO, B., NICULESCU, S., ORHANT, P. “On the control of finite dimensional mechanical systems with unilateral constraints”, *IEEE Transactions on Automatic Control*, v. 42, pp. 200–215, 1997.
- [59] HANNAFORD, B., RYU, J.-H. “Time-Domain Passivity Control of Haptic Interfaces”, *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, v. 18, n. 1, pp. 1–10, 2002.
- [60] RYU, J.-H., KIM, Y. S., HANNAFORD, B. “Sampled- and continuous-time passivity and stability of virtual environments”, *IEEE Transactions on Robotics*, v. 20, n. 4, pp. 772–776, 2004.

- [61] RYU, J.-H., PREUSCHE, C., HANNAFORD, B., HIRZINGER, G. “Time Domain Passivity Control With Reference Energy Following”, *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, v. 13, n. 5, pp. 737–742, 2005.
- [62] NABEEL, M., LEE, J., MEHMOOD, U., JAFARI, A., HWANG, J.-H., RYU, J.-H. “Network Representation and Passivity of Delayed Teleoperation Systems”, *2011 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 585–590, 2015.
- [63] RYU, J.-H., KWON, D.-S., HANNAFORD, B. “Stable Teleoperation With Time-Domain Passivity Control”, *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, v. 20, n. 2, pp. 365–373, 2004.
- [64] HOU, Y., LUECKE, G. R. “Time delayed teleoperation system control, a passivity-based method”, *International conference on advanced robotics*, pp. 796–802, 2005.
- [65] ARTIGAS, J., VILANOVA, J., PREUSCHE, C., HIRZINGER, G. “Time domain passivity control-based telepresence with time delay”, *2006 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, v. 19, n. 5, pp. 4205–4210, 2006.
- [66] KIM, J. P., RYU, J.-H. “A preliminary test for bilateral teleoperation using energy bounding algorithm”, *IEEE international conference on robot and human interactive communication*, pp. 304–309, 2007.
- [67] ARTIGAS, J., RYU, J.-H., PREUSCHE, C. “Time Domain Passivity Control for Position-Position Teleoperation Architectures”, *Presence*, v. 19, n. 5, pp. 482–497, 2010.
- [68] PANZIRSCH, M., BALACHANDRAN, R., ARTIGAS, J. “Cartesian task allocation for cooperative, multilateral teleoperation under time delay”, *2015 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 312–317, 2015.
- [69] ARTIGAS, J., BALACHANDRAN, R., RIECKE, C., STELZER, M., WEBER, B., RYU, J.-H., ALBU-SCHAEFFER, A. “KONTUR-2: Force-feedback Teleoperation from the International Space Station”, *2016 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 1166–1173, 2016.
- [70] ARTIGAS, J., RYU, J.-H., PREUSCHE, C., HIRZINGER, G. “Network Representation and Passivity of Delayed Teleoperation Systems”, *2011*

IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, v. 19, n. 5, pp. 177–183, 2011.

- [71] BALACHANDRAN, R., ARTIGAS, J., MEHMOOD, U., RYU, J.-H. “Performance comparison of Wave Variable Transformation and Time Domain Passivity Approaches for time-delayed teleoperation: Preliminary results”, *2016 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 410–417, 2016.
- [72] AZIMINEJAD, A., TAVAKOLI, M., PATEL, R. V., MOALLEM, M. “Wave-Based Time Delay Compensation in Bilateral Teleoperation: Two-Channel versus Four-Channel Architectures”, *2007 American Control Conference*, pp. 1449–1454, 2007.
- [73] KANNO, T., YOKOKOHJI, Y. “Multilateral teleoperation control over time-delayed computer networks using wave variables”, *2012 IEEE Haptics Symposium (HAPTICS)*, pp. 125–131, 2012.
- [74] JORDA, M., BALACHANDRAN, R., ARTIGAS, J., RYU, J.-H., KHATIB, O. “New Passivity Observers for Improved Robot Force Control”, *2017 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 2177–2184, 2017.
- [75] SICILIANO, B., SCIAVICCO, L., VILLANI, L., ORIOLO, G. *Robotics: Modelling, Planning and Control*. Springer-Verlag London Ltd, 2009.
- [76] SPONG, M. W., HUTCHINSON, S., VIDYASAGAR, M. *Robot Modeling and Control*. John Wiley & Sons, 2005.
- [77] MURRAY, R. M., LI, Z., SASTRY, S. S. *A Mathematical Introduction to Robotic Manipulation*. CRC Press Inc, 1994.
- [78] CRAIG, J. J. *Introduction to Robotics: Mechanics and Control*. Prentice Hall, 2005.
- [79] GALLIER, J. *Geometric Methods and Applications for Computer Science and Engineering*. Springer-Verlag London Ltd, 2000.
- [80] DENAVIT, J., HARTENBERG, E. “A kinematic notation for lower-pair mechanisms based on matrices”, *Journal of Applied Mechanics*, v. 22, pp. 215–221, 1955.
- [81] CAMPA, R., CAMARILLO, K., ARIAS, L. “Kinematic Modeling and Control of Robot Manipulators via Unit Quaternions: Application to a Spherical

- Wrist”, *Proceedings of the 45th IEEE Conference on Decision and Control*, pp. 6474–6479, 2006.
- [82] LIZARRALDE, F., WEN, J. T. “Attitude Control Problem without Angular Velocity Measurement: A Passivity Approach”, *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, v. 3, pp. 2701–2706, 1995.
- [83] SICILIANO, B., VILLANI, L. *Robot Force Control*. Springer US, 1999.
- [84] LI, X., LI, R., QIAO, H., MA, C., LI, L. “Human-inspired compliant strategy for peg-in-hole assembly using environmental constraint and coarse force information”, *2017 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, 2017.
- [85] LEITE, A. C., LIZARRALDE, F., HSU, L. “A Cascaded-Based Hybrid Position-Force Control for Robot Manipulators with Nonnegligible Dynamics”, *Proceedings of the 2010 American Control Conference*, pp. 5260–5265, 2010.
- [86] LEITE, A. C. *Servovisão Adaptativa e Controle de Força para Robôs Manipuladores com Cinemática e Dinâmica Incertas Interagindo com Ambientes Não-Estruturados*. Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2011.
- [87] ANDERSON, R., SPONG, M. W. “Hybrid impedance control of robotic manipulators”, *IEEE Journal of Robotics and Automation*, v. 4, n. 5, 1988.
- [88] DUFFY, J. “The fallacy of modern hybrid control theory that is based on orthogonal complements of twist and wrench spaces”, *Journal of Robotic Systems*, v. 7, n. 2, pp. 139–144, 1990.
- [89] WEN, J. T.-Y., KREUTZ-DELGADO, K. “The Attitude Control Problem”, *IEEE Transactions on Automatic Control*, v. 36, n. 10, pp. 1148–1162, 1991.
- [90] HSU, L., AQUINO, P. L. S. “Adaptive visual tracking with uncertain manipulator dynamics and uncalibrated camera”, *Proceedings of the 38th IEEE Conference on Decision and Control*, v. 2, pp. 1248–1253, 1999.
- [91] SLOTINE, J., LI, W. “Adaptive manipulator control: a case study”, *IEEE Trans. on Automat. Contr.*, v. 33, pp. 995–1003, 1988.
- [92] BROGLIATO, B., LOZANO, R., MASCHKE, B., EGELAND, O. *Dissipative systems Analysis and Control: Theory and Applications*. Springer-Verlag London Limited, 2007.

- [93] WILLEMS, J. C. *Stability Theory of Dynamical Systems*. Wiley New-York, 1970.
- [94] DESOER, C. A., VIDYASAGAR, M. *Feedback Systems: Input-Output Properties*. Academic Press, New York, 1975.
- [95] HILL, D. J., MOYLAN, P. J. “The stability of nonlinear dissipative systems”, *IEEE Transactions on Automatic Control*, v. 21, pp. 708–711, 1976.
- [96] WILLEMS, J. C. “Dissipative dynamical systems, parts I-II”, *Archive for Rational Mechanics and Analysis*, v. 45, pp. 321–393, 1972.
- [97] KHALIL, H. K. *Nonlinear Systems*. Prentice Hall, 2002.
- [98] SASTRY, S. *Nonlinear Systems: Analysis, Stability and Control*. Springer, New York, 1999.
- [99] VAN DER SCHAFT, A. *L2-Gain and Passivity Techniques in Nonlinear Control*. Springer International Publishing AG, 2017.
- [100] SEPULCHRE, R., JANKOVIC, M., KOKOTOVIC, P. V. *Constructive Nonlinear Control*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 1997.
- [101] VAN DER SCHAFT, A., JELTSEMA, D. “Port-Hamiltonian Systems Theory: An Introductory Overview”, *Foundations and Trends in Systems and Control*, v. 1, pp. 173–378, 2014.
- [102] LIZARRALDE, F., LEITE, A. C., HSU, L., COSTA, R. R. “Adaptive Visual Servoing Scheme free of Image Velocity Measurement for Uncertain Robot Manipulators”, *Automatica*, v. 49, n. 5, pp. 1304–1309, 2013.