

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

CONTROLE NÃO LINEAR ADAPTATIVO COM COMPENSAÇÃO DE ATRITO DE UM
MANIPULADOR SCARA COM ACIONAMENTO PNEUMÁTICO

por

Melissa dos Santos Schlüter

Tese para obtenção do Título de
Doutor em Engenharia

Porto Alegre, Abril de 2018

CONTROLE NÃO LINEAR ADAPTATIVO COM COMPENSAÇÃO DE ATRITO DE UM
MANIPULADOR SCARA COM ACIONAMENTO PNEUMÁTICO

por

Melissa dos Santos Schlüter

Mestre em Economia

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do Título de

Doutor em Engenharia

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Eduardo André Perondi

Aprovada por:

Prof. Dr. Fabiano Disconzi Wildner.....DEMEC / UFRGS

Prof. Dr. Flávio José Lorini.....PROMEC / UFRGS

Prof. Dr. Renato Ventura Bayan Henriques.....PPGEE / UFRGS

Prof. Dr. Victor Juliano De Negri.....POSMEC / UFSC

Prof. Dr. Jakson Manfredini Vassoler

Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 12 de Abril de 2018.

DEDICATÓRIA

Ao meu esposo, João Batista,
pelo apoio incondicional.

Aos meus amados filhos João Batista Filho e
Luiz Eduardo, pela compreensão.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a meu esposo João Batista, que muito me apoiou e me incentivou durante todo o período do doutorado.

Ao meu orientador da tese Prof. Dr. Eduardo André Perondi, pela dedicação, confiança depositada e colaboração em todas as etapas do desenvolvimento desta tese.

A CAPES e ao PROMEC, pela bolsa de estudos concedida e apoio institucional.

Aos colegas dos GPFAI, LAMECC e LabSHP, pela ajuda e suporte em diversas etapas do trabalho.

RESUMO

Sistemas pneumáticos se tornaram cada vez mais presentes em vários segmentos do mercado e são amplamente utilizados na indústria, principalmente devido à sua facilidade de manutenção, baixo custo, segurança e aplicabilidade em diversos processos. O desenvolvimento contínuo da tecnologia conduziu a um aumento nas pesquisas relacionadas ao controle de sistemas de servoposicionamento pneumático, resultando em algoritmos que têm avançado na direção da disponibilização de controle mais preciso destes sistemas. O presente trabalho se propõe ao desenvolvimento de um manipulador tipo SCARA composto por dois atuadores rotativos e um prismático, todos pneumáticos. Estes dispositivos apresentam grandes não linearidades, que dificultam seu controle. Assim, visa-se no presente trabalho o desenvolvimento de um controlador baseado em um modelo que possa superar as principais dificuldades relacionadas a essas não linearidades, como o comportamento não linear da relação pressão-vazão na servoválvula, a dinâmica dos gases na aleta e as forças de atrito. O principal objetivo dessa tese é propor uma estratégia de controle baseada na Lei do Torque Computado Adaptativo com compensação explícita do atrito que contemple as peculiaridades dinâmicas estruturais deste tipo de sistema com aplicação de controle de trajetória. O modelo matemático para o atuador pneumático rotativo proposto no âmbito do presente trabalho e utilizado na síntese desse controlador foi avaliado por meio de resultados de simulações e experimentos executados em um protótipo projetado e construído também no escopo do presente trabalho. Os resultados da aplicação do controlador proposto, operando em regime de seguimento de trajetórias contínuas indicam que a estratégia de controle do Torque Computado Adaptativo, em conjunto com o esquema de compensação explícita do atrito, leva o sistema a uma redução dos erros de seguimento de trajetória em posição quando comparado com as técnicas do Torque Computado com parâmetros fixos, Torque Computado com parâmetros fixos com compensação explícita do atrito e Torque Computado Adaptativo sem a compensação explícita do atrito.

Palavras-chave: SCARA Pneumático; Controle Não Linear Adaptativo; Compensação de Atrito.

ABSTRACT

Pneumatic systems become increasingly present in different segments of the market and are widely used in industry, mainly due to their ease of maintenance, low cost, safety and applicability in various processes. The continued development of technology resulted in an increase in the research related to the control of pneumatic servo drive positioning systems, resulting in algorithms that have advanced in the direction of the availability of more precise control of these systems. This study has the purpose of to develop a type pneumatic driven SCARA manipulator that consists of a prismatic and two rotary actuators. These devices present highly nonlinear, which harder their control. Thus, the target of this work is to develop a controller based on a model that can overcome the main difficulties related to these nonlinearities, such as the nonlinear behavior of the pressure-flow ratio in the servo valve, the gas dynamics in the fin and friction. The main objective of this thesis is to propose a control strategy based on the Adaptive Computed Torque Law with explicit compensation of the friction that contemplates the structural dynamic peculiarities of this type of system with application of trajectory control. The mathematical model for the rotary pneumatic actuator proposed in the present work and used in the synthesis of this controller was evaluated through simulations results and experiments executed in a prototype designed and also built in the scope of the present work. The results of the application of the proposed controller, operating in continuous trajectories tracking regime, indicate that the Adaptive Computed Torque control strategy, together with the explicit friction compensation scheme, leads the system to a reduction of the following errors trajectory in position when compared to techniques as Computed Torque with fixed parameters, Torque Computed with explicit friction compensation and Computed Torque Adaptive without explicit friction compensation.

Keywords: Pneumatic SCARA; Nonlinear Adaptive Control; Friction Compensation.

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Motivação	3
1.2	Descrição do Trabalho.....	4
1.3	Objetivo Geral	7
1.4	Metodologia.....	7
1.5	Organização do Trabalho.....	9
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	11
2.1	Fundamentação Teórica.....	11
2.2	Estado da Arte	13
2.2.1	Modelagem de Servoposicionadores Pneumáticos Rotacionais.....	14
2.2.2	Controle de Servoposicionadores Pneumáticos Rotacionais.....	17
2.2.3	Controle de Manipuladores Robóticos Pneumáticos.....	20
2.3	Metodologias de Controle para Manipuladores Robóticos Pneumáticos.....	25
2.3.1	Controle por Torque Computado.....	29
2.3.2	Controle por Torque Computado com Compensação Explícita do Atrito	36
2.3.2.1	Observador <i>LuGre</i> dos Torques de Atrito	40
2.3.3	Controle por Torque Computado Adaptativo	44
3	MODELAGEM MATEMÁTICA E IDENTIFICAÇÃO DE PARÂMETROS ...	51
3.1	Modelagem Matemática e Identificação de Parâmetros de Atuadores Pneumáticos Rotacionais.....	51
3.1.1	Descrição do Sistema de Servoposicionamento Pneumático Rotativo	51
3.1.2	Caracterização das Vazões nas Servoválvulas	58
3.1.3	Dinâmica das Pressões nas Câmaras do Atuador Pneumático Rotativo	60
3.1.4	Equilíbrio das Forças na Aleta	64
3.1.5	Modelagem Matemática do Atrito em Atuadores Pneumáticos Rotativos.....	64
3.1.6	Identificação dos Parâmetros para a Modelagem do Sistema Pneumático Rotativo....	67
3.1.7	Identificação dos Parâmetros para a Modelagem do Atrito na Aleta dos Atuadores Rotativos.....	78

3.1.8	Resultados em Malha Aberta e Validação do Modelo do Servoposicionador Pneumático Rotativo	81
3.2	Modelagem do Manipulador e Identificação dos Parâmetros	86
3.2.1	Resultados em Malha Aberta e Validação do Modelo do Manipulador.....	89
4	CONTROLE	93
4.1	Planejamento de Trajetória.....	94
4.1.1	Algoritmo de Geração da Trajetória.....	96
4.1.2	Cálculo da Trajetória	97
4.2	Controlador por Torque Computado Adaptativo com Compensação Explícita de Atrito.....	101
4.3	Linguagem de Programação do Usuário e Interface Gráfica	108
5	RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES	112
5.1	Trajetória de Referência	113
5.2	Resultados com Parâmetros Geométricos e Inerciais com Valores Nominais.....	114
5.3	Resultados com Erro Paramétrico	135
5.4	Discussões	144
6	CONCLUSÕES.....	146
6.1	Sugestões para Trabalho Futuros.....	148
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	150
	APÊNDICE A Modelagem do manipulador SCARA	158
A.1	Cinemática Direta	160
A.2	Cinemática Inversa	162
A.3	Cinemática Diferencial	163
A.4	Dinâmica.....	164
	APÊNDICE B Sistema Mecânico do Manipulador	167
B.1	Descrição do sistema de atuação.....	167
B.2	Estrutura mecânica e graus de liberdade do manipulador	173
B.3	Volume de trabalho e capacidade de carga.....	180

APÊNDICE C	Arquitetura de Controle.....	181
C.1	Descrição da Arquitetura de Controle.....	181
C.2	Sistema de alimentação elétrica e de condicionamento de sinais	183
C.3	Sistemas de comunicação e controle.....	188
APÊNDICE D	Inversão e Solução das Funções de Tensão	192
D.1	Solução das Funções de Tensão	192
D.2	Solução de uma Equação Cúbica.....	194
APÊNDICE E	Trajetória Desejada	196
APÊNDICE F	Resultados com Desvio nos Valores dos Parâmetros	197
APÊNDICE G	Resultados com Parâmetros Geométricos e Inerciais com Valores Nominais e Ganhos Ajustados para o Controlador TCA_CA	204

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Manipulador SCARA.....	5
Figura 1.2 – Imagem do manipulador SCARA.	6
Figura 2.1 – Configuração do robô SCARA. [Adaptado de Spong et al., 2006]	13
Figura 2.2 – Motor a ar e seu funcionamento. [Adaptado de Wang et al., 2011a].....	15
Figura 2.3 – Manipulador de dois graus de liberdade.	29
Figura 2.4 – Diagrama observador de atrito <i>LuGre</i>	41
Figura 3.1 – Vista em corte transversal do atuador rotativo. [Adaptado de Festo Corporation, 2016].....	53
Figura 3.2 – Sentido de rotação e identificação das câmaras. [Adaptado de Festo Corporation, 2016].....	53
Figura 3.3 – Servoatuador pneumático rotativo. [Adaptado de Festo Corporation, 2016]	54
Figura 3.4 – Identificação dos parâmetros da aleta. [Adaptado de Festo Corporation, 2016] .	55
Figura 3.5 – Imagem da parte interna do atuador pneumático rotativo.....	56
Figura 3.6 – Seção circular.	56
Figura 3.7 – Vazão mássica teórica. [Adaptado de Perondi, 2002].....	59
Figura 3.8 – Torque de atrito versus velocidade constante. [Adaptado de Perondi, 2002].....	67
Figura 3.9 – Servoválvula 1 com a câmara A enchendo.	71
Figura 3.10 – Servoválvula 1 com a câmara A exaurindo.....	71
Figura 3.11 – Servoválvula 1 com a câmara B enchendo.	71
Figura 3.12 – Servoválvula 1 com a câmara B exaurindo.....	72
Figura 3.13 – Servoválvula 2 com a câmara A enchendo.	72
Figura 3.14 – Servoválvula 2 com a câmara A exaurindo.....	72
Figura 3.15 – Servoválvula 2 com a câmara B enchendo.	73
Figura 3.16 – Servoválvula 2 com a câmara B exaurindo.....	73
Figura 3.17 – Servoválvula 1 com a câmara A enchendo.	74
Figura 3.18 – Servoválvula 1 com a câmara A exaurindo.....	75
Figura 3.19 – Identificação da região de contato da vedação da aleta nas câmaras do atuador. [Adpatado de Festo Corporation, 2016]	79

Figura 3.20 – Torque versus velocidade.....	80
Figura 3.21 – Modelo do servoposicionador pneumático rotativo.....	81
Figura 3.22 – Imagem da bancada experimental utilizada na validação modelo do Servoposicionador 1.....	82
Figura 3.23 – Resposta experimental e de simulação do movimento de rotação no sentido horário do Servoposicionador 1.....	83
Figura 3.24 – Resposta experimental e de simulação do movimento de rotação no sentido anti-horário do Servoposicionador 1.....	83
Figura 3.25 – Resposta experimental e de simulação do movimento de rotação no sentido horário do Servoposicionador 2.....	84
Figura 3.26 – Resposta experimental e de simulação do movimento de rotação no sentido anti-horário do Servoposicionador 2.....	84
Figura 3.27 – Resposta experimental e de simulação do movimento de rotação no sentido horário do Servoposicionador 1.....	85
Figura 3.28 – Resposta experimental e de simulação do movimento de rotação no sentido anti-horário do Servoposicionador 1.....	85
Figura 3.29 – Resposta experimental e de simulação do movimento de rotação no sentido horário do Servoposicionador 2.....	86
Figura 3.30 – Resposta experimental e de simulação do movimento de rotação no sentido anti-horário do Servoposicionador 2.....	86
Figura 3.31 – Modelo do equacionamento dinâmico desenvolvido no <i>software</i> Simulink® ..	87
Figura 3.32 – Diagrama representativo do Modelo Matemático completo do SCARA.....	88
Figura 3.33 – Movimentação do 1º GDL.	89
Figura 3.34 – Movimentação do 2º GDL.	90
Figura 3.35 – Validação no sentido horário do 1º GDL do modelo matemático completo do manipulador.....	90
Figura 3.36 – Validação no sentido anti-horário do 1º GDL do modelo matemático completo do manipulador.....	91
Figura 3.37 – Validação no sentido horário do 2º GDL do modelo matemático completo do manipulador.....	91
Figura 3.38 – Validação no sentido anti-horário do 2º GDL do modelo matemático completo do manipulador.....	92

Figura 4.1 – Sistema de controle do manipulador.	93
Figura 4.2 – Perfil de velocidade trapezoidal.	96
Figura 4.3 – Interface com usuário com visualização do movimento simulado.	110
Figura 4.4 – Diagrama de comunicação.	111
Figura 5.1 – Diagrama de controle.	112
Figura 5.2 – Trajetória desejada.	114
Figura 5.3 – Erros de erro de seguimento de posição referente a Simulação 5.1.	116
Figura 5.4 – Erros de seguimento de posição referente a Simulação 5.2.	118
Figura 5.5 – Resultado em seguimento de trajetória dos dois graus de liberdade.	119
Figura 5.6 – Resultado comparativo dos erros de seguimento de posição da Simulação 5.3 para o 1ºGDL.	119
Figura 5.7 – Resultado comparativo dos erros de seguimento de posição da Simulação 5.3 para o 2ºGDL.	120
Figura 5.8 – Gráficos comparativos entre o erro do TC com o do TCA_CA para o 1ºGDL.	121
Figura 5.9 – Gráficos comparativos entre o erro do TC com o do TCA_CA para o 2ºGDL.	121
Figura 5.10 – Gráficos comparativos entre o erro do TC_CA com o do TCA_CA para o 1ºGDL.	122
Figura 5.11 – Gráficos comparativos entre o erro do TC_CA com o do TCA_CA para o 2ºGDL.	122
Figura 5.12 – Gráficos comparativos entre o erro do TCA com o do TCA_CA para o 1ºGDL.	123
Figura 5.13 – Gráficos comparativos entre o erro do TCA com o do TCA_CA para o 2ºGDL.	123
Figura 5.14 – Gráficos do erros de velocidade da Simulação 5.3.	125
Figura 5.15 – Gráficos erros de aceleração da Simulação 5.3.	126
Figura 5.16 – Gráficos dos sinais de controle da Simulação 5.3.	126
Figura 5.17 – Gráficos da evolução dos parâmetros do vetor \hat{a} da Simulação 5.3.	127
Figura 5.18 – Gráficos dos sinais de torque da Simulação 5.3 para o 1ºGDL.	128
Figura 5.19 – Gráficos dos sinais de torque da Simulação 5.3 para o 2ºGDL.	128
Figura 5.20 – Erros de seguimento de posição dos controladores aos parâmetros alterados na Simulação 5.4 para o 1ºGDL.	130
Figura 5.21 – Erros de seguimento de posição dos controladores aos parâmetros alterados na	

Simulação 5.4 para o 2ºGDL.....	130
Figura 5.22 – Erros de seguimento de posição dos controladores aos parâmetros alterados na Simulação 5.5 para o 1ºGDL.....	133
Figura 5.23 – Erros de seguimento de posição dos controladores aos parâmetros alterados na Simulação 5.5 para o 2ºGDL.....	133
Figura 5.24 – Sinais de torque do 1º GDL e 2º GDL referentes as simulações 5.4 e 5.5.....	135
Figura 5.25 – Erros de seguimento de posição do 1º GDL referentes a Simulação 5.6.....	136
Figura 5.26 – Erros de seguimento de posição do 2º GDL referente à Simulação 5.7.....	137
Figura 5.27 – Respostas dos controladores aos parâmetros alterados na Simulação 5.8.	139
Figura 5.28 – Resultados obtidos para os erros de seguimento de posição na Simulação 5.8 para o 1ºGDL.....	139
Figura 5.29 – Resultados obtidos para os erros de seguimento de posição na Simulação 5.8 para o 2ºGDL.....	140
Figura 5.30 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TC com o do TCA_CA para o 1ºGDL.	140
Figura 5.31 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TC com o do TCA_CA para o 2ºGDL.	141
Figura 5.32 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TC_CA com o do TCA_CA para o 1ºGDL.....	141
Figura 5.33 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TC_CA com o do TCA_CA para o 2ºGDL.....	142
Figura 5.34 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TCA com o do TCA_CA para o 1ºGDL.	142
Figura 5.35 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TCA com o do TCA_CA para o 1ºGDL.	143
Figura A.1 – Coordenadas robô SCARA. [Adaptado de Spong et al., 2006].....	161
Figura A.2 – Identificação dos parâmetros do manipulador. [Adaptado de Murray, 1994] ..	165
Figura B.1 – Vistas do atuador rotativo DSM-25-270-P-A-B. [Adaptado de Festo Corporation, 2016].....	168
Figura B.2 – Máximo momento de inércia de massa permitido. [Fonte: adaptado de Festo Corporation, 2016]	169
Figura B.3 – Movimento do atuador pneumático rotativo. [Adaptado de Festo, 2016].....	169

Figura B.4 – Válvula MPYE-5-1/8-HF-010-B. [Adaptado de Festo Corporation, 2016].....	170
Figura B.5 – Relação vazão/tensão da servoválvula. [Adaptado de Festo Corporation, 2016]	170
Figura B.6 – Atuador pneumático linear DNC-32-40-PPV. [Adaptado de Festo Corporation, 2016].....	171
Figura B.7 – Válvulas solenóides. [Adaptado de Festo Corporation, 2016].....	172
Figura B.8 – Projeto da base do robô.	174
Figura B.9 – Projeto do elo do primeiro grau de liberdade.	175
Figura B.10 – Projeto do elo do segundo grau de liberdade.....	175
Figura B.11 – Projeto do reforço do primeiro grau de liberdade.	176
Figura B.12 – Projeto do reforço do segundo grau de liberdade.....	176
Figura B.13 – Prolongamento do eixo do 1º GDL e acoplamento.	177
Figura B.14 – Prolongamento do eixo do 2º GDL.	178
Figura B.15 – Projeto dos suportes do encoders.	178
Figura B.16 – Suporte de fixação do atuador do terceiro grau de liberdade.	179
Figura B.17 – Volume de trabalho.	180
Figura C.1 – Arquitetura de controle proposta para o primeiro e segundo GDL.....	182
Figura C.2 – Arquitetura de controle proposta para o terceiro GDL.....	183
Figura C.3 – Circuito elétrico da placa de condicionamento do encoder E50S8-1000-3-T-24.	185
Figura C.4 – Circuito elétrico de condicionamento do encoder E40S8-5000-3-N-24.	186
Figura F.1 – Erros de seguimento de posição do 1º GDL referentes a Simulação F.1 com desvios paramétricos segundo a Tabela F.1.	198
Figura F.2 – Erros de seguimento de posição do 2º GDL referente à Simulação F.2 com desvios paramétricos segundo a Tabela F.1.	199
Figura F.3 – Respostas dos controladores aos parâmetros alterados na Simulação F.3.....	200
Figura F.4 – Resultados obtidos para os erros de seguimento de posição na Simulação F.3.	201
Figura F.5 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TC com o do TCA_CA.....	201
Figura F.6 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TC_CA com o do TCA_CA.	202
Figura F.7 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TCA	

com o do TCA_CA.....	202
Figura G. 1 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TCA_CA Na Simulação 5.3 e na Simulação G.1.....	205
Figura G.2 – Gráficos do erros de velocidade da Simulação G.1.	206
Figura G.3 – Gráficos erros de aceleração da Simulação G.1.....	207
Figura G.4 – Gráficos dos sinais de torque da Simulação G.1.....	207
Figura G.5 – Gráficos da evolução dos parâmetros do vetor \hat{a} da Simulação G.1.....	208
Figura G.6 – Gráficos dos sinais de controle da Simulação G.1.....	209

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Metodologias de controle e respectivos autores.	50
Tabela 3.1 – Polinômios de Aproximação para a Servoválvula 1.....	76
Tabela 3.2 – Polinômios de Aproximação para o 2º GDL.	77
Tabela 3.3 – Parâmetros do Manipulador.....	88
Tabela 5.1 – Ganhos dos Controladores.....	115
Tabela 5.2 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores na Simulação 5.1.....	116
Tabela 5.3 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores na Simulação 5.2.....	117
Tabela 5.4 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores na Simulação 5.3.....	124
Tabela 5.5 – Redução de Erros de Seguimento de Posição do TCA_CA em Relação aos Erros de Seguimento de Posição dos Demais Controladores na Simulação 5.3.	124
Tabela 5.6 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores na Simulação 5.4.....	131
Tabela 5.7 – Valores Comparativos da Redução dos Erros de Seguimento de Posição Acumulados e RMS entre o TCA_CA e os Demais Controladores na Simulação 5.4.	131
Tabela 5.8 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores na Simulação 5.5.....	134
Tabela 5.9 – Valores Comparativos da Redução dos Erros de Seguimento de Posição Acumulados e RMS entre o TCA_CA e os Demais Controladores na Simulação 5.5.	134
Tabela 5.10 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores na Simulação 5.6.....	136
Tabela 5.11 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores na Simulação 5.7.....	138
Tabela 5.12 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores com Parâmetros Alterados.	143
Tabela 5.13 – Valores Comparativos da Redução dos Erros de Seguimento de Posição Acumulados e RMS entre o TCA_CA e os Demais Controladores na Simulação 5.8.	144
Tabela B.1 – Dados Técnicos dos Atuadores Rotacionais. [Fonte: adaptado de Festo Corporation, 2016]	168
Tabela B.2 – Dados Técnicos da Válvula Proporcional. [Fonte: adaptado de Festo Corporation, 2016]	171
Tabela B.3 – Dados Técnicos do Atuador Pneumático DNC-32-40-PPV. [Fonte: Adaptado de Festo Corporation, 2016]	172

Tabela B.4 – Dados Técnicos das Válvulas Solenoides. [Fonte: Adaptado de Festo Corporation, 2016]	173
Tabela C.1 – Especificação Técnica dos Encoders. [Fonte: adaptado de Autonics, 2016a e 2016b].....	184
Tabela C.2 – Características Técnicas do Sensor de Pressão S-10. [Fonte: adaptado de Wika, 2016].....	188
Tabela C.3 – Características Elétricas das Portas de Entrada da dSPACE® para Encoder. [Fonte: adaptado de dSPACE, 2016].....	189
Tabela C. 4 – Características elétricas das portas de entrada analógica da dSPACE®.[Fonte: adaptado de dSPACE, 2016]	189
Tabela C.5 – Características elétricas das portas de saída analógica da dSPACE®. [Fonte: adaptado de dSPACE, 2016]	190
Tabela C. 6 – Características elétricas das portas digitais da dSPACE®. [Fonte: dSPACE, 2016].....	190
Tabela F.1 – Valores dos Parâmetros do Modelo do Manipulador e dos Controladores.	197
Tabela F.2 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores na Simulação F.1.	198
Tabela F.3 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores na Simulação F.2.	200
Tabela F.4 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores com Parâmetros Alterados.	202
Tabela F.5 – Valores Comparativos da Redução dos Erros de Seguimento de Posição Acumulados e RMS entre o TCA_CA e os Demais Controladores na Simulação F.3.	203
Tabela G. 1 – Ganhos do Controlador.	204
Tabela G. 2 – Erros de Seguimento de Posição do Controlador TCA_CA nas Simulação G.1 e 5.3.	205

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

A/D	Analógico para Digital
BIBO	Bounded Input Bounded Output
CI	Circuito Integrado
D/A	Digital para Analógico
FDCV	Full Digital Control Valve
FMA	Metaheuristic Algorithm Firefly
FPGA	Field Programmable Gate Array
GDL	Grau De Liberdade
GUIDE	Graphic User Interface Design Environment
GPC	Controlador Preditivo Generalizado
I-PD	Controle Integral Proporcional Derivativo
I/O	Input/Output
LAMECC	Laboratório de Mecatrônica e Controle
LQR	Linear Quadratic Gaussian
MPAR	Motor Pneumático de Alta Rigidez
MQR	Mínimos Quadrados Recursivos
MRCA	Model Reference Adaptive Control
NA	Normalmente Aberto
NF	Normalmente Fechado
NPN	Transistor de junção Negativo-Positivo-Negativo
PD	Controlador Proporcional Derivativo
PDC	Controle Dinâmico Passivo
PI	Controlador Proporcional Integral
PID	Controlador Proporcional Integral Derivativo
PNP	Transistor de junção Positivo-Negativo-Positivo
PV Δ P	Controle por realimentação dos estados Posição, Velocidade e Diferença de Pressão
PVA	Controle por realimentação dos estados Posição, Velocidade e Aceleração
PWM	Pulse With Modulation
RMS	Root Mean Square

RRP	Combinação de juntas Rotacional-Rotacional-Prismática
SCARA	Selective Compliance Assembly Robot Arm
TC	Controlador por Torque Computado
TCA	Controlador por Torque Computado Adaptativo
TCA_CA	Controlador por Torque Computado Adaptativo com Compensação explícita de Atrito
TC_CA	Controlador por Torque Computado com Compensação explícita de Atrito
TTFLC	Trajectory Tracking Fuzzy Logic Controller
TTL	Transistor-Transistor Logic
UFRGS	Universidade Federal do Rio Grande do Sul
VCC	Volts em Corrente Contínua

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos Latinos

\mathbf{a}	Vetor de os parâmetros de interesse em função da massa, comprimento, centro de massa, e momento de inércia de cada grau de liberdade
$\hat{\mathbf{a}}$	Vetor de valores estimados para os parâmetros de interesse
$\tilde{\mathbf{a}}$	Vetor de erro dos valores estimados para os parâmetros de interesse
a_c	Aceleração para cálculo da trajetória, m/s^2
A	Área da seção circular que forma cada câmara do atuador rotativo, m^2
A_0	Área transversal de passagem do gás em um orifício, m^2
A_a	Área da aleta, m^2
A_n^{n+1}	Matriz de transformação que relaciona os n sistemas de coordenadas ($n = 0, 1, 2$)
A_{SC}	Área da seção circular, m^2
C_p	Calor específico do ar a pressão constante, J/kg K
C_t	Atrito viscoso torcional
C_v	Calor específico do ar a volume constante, J/kg K
$C(c, b)$	Ponto representativo do centro do cálculo no cálculo da trajetória tipo arco
$\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})$	Matriz em função das posições e velocidades
$\hat{\mathbf{C}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})$	Estimativa da matriz em função das posições e velocidades
E	Energia, J
f_n	Frequência, Hz
$f_{P_j}^{ench}(P_j)$	Função de pressão no enchimento da câmara j ($j = A, B$)
$f_{P_j}^{exau}(P_j)$	Função de pressão na exaustão da câmara j ($j = A, B$)
$f_{P_{j_i}}(P_{j_i})$	Função de pressão na câmara j ($j = A, B$) de cada grau de liberdade i ($i = 1, 2$)
$f_{u_j}^{ench}(u)$	Função de tensão correspondente ao enchimento da câmara j ($j = A, B$)
$f_{u_j}^{exau}(u)$	Função de tensão correspondente à exaustão da câmara j ($j = A, B$)
$f_{u_{j_i}}(P_{j_i})$	Função de tensão na câmara j ($j = A, B$) de cada grau de liberdade i ($i = 1, 2$)
F	Força, N
\mathbf{F}_p	Vetor de forças pneumáticas, N

$\mathbf{g}(\mathbf{q})$	Matriz de torques gravitacional
$g_i(\omega_i)$	Função que descreve os efeitos de <i>Stribeck</i> do atuador i ($i = 1, 2$)
h	Altura da aleta, m
h'	Distância entre os sistemas de coordenadas O_0 e O_1 , m
$\hat{\mathbf{h}}$	Vetor da parcela da dinâmica do sistema que independe da tensão de controle
$\mathbf{H}(\mathbf{q})$	Matriz dos momentos de inércia
$\hat{\mathbf{H}}(\mathbf{q})$	Estimativa da Matriz de momentos de inércia
I_n	Momento de inércia do grau de liberdade n ($n = 1, 2$), kgm^2
J	Momento de inércia, kgm^2
\mathbf{J}_a	Matriz Jacobiana
k_{v_i}	Constante positiva para o atuador i ($i = 1, 2$)
K	Rigidez torcional, N/m
\mathbf{K}_a	Matriz de ganhos dos controladores
\mathbf{K}_d	Matriz de ganhos dos controladores
K_{obs_i}	Ganho de observação estritamente positivo
\mathbf{K}_t	Matriz de ganhos dos controladores
l	Comprimento, m
l_1	Distância entre os sistemas de coordenadas O_0 e O_1
l_2	Distância entre os sistemas de coordenadas O_1 e O_2
L	Lagrangeano
m_1	Massa do primeiro grau de liberdade, kg
m_2	Massa do segundo grau de liberdade, kg
m_i	Suavização da função sinal para o atuador i ($i = 1, 2$)
M	Massa, kg
$\mathbf{N}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})$	Matriz anti-simétrica em função das posições e velocidades
O_i	Sistema de coordenadas i ($i = 0, 1, 2, 3$)
p	Distância entre os sistemas de coordenadas O_2 e O_3 , m
$\overline{p\bar{a}}$	Pressão normalizada na câmara A
$\overline{p\bar{b}}$	Pressão normalizada na câmara B
P	Pressão, Pa
$P_{ti}(x_i, y_i)$	Ponto i ($i = 1, 2, 3$) da trajetória definida pelo usuário

P_{atm}	Pressão atmosférica, Pa
P_i	Pressão na câmara i ($i = A, B$), Pa
P_{j_i}	Pressão na câmara j ($j = A, B$) de cada grau de liberdade i ($i = 1, 2$), Pa
P_d	Pressão a jusante, Pa
P_u	Pressão a montante, Pa
P_Δ	Diferença de pressão entre dois pontos, Pa
P_{sup}	Pressão de suprimento, Pa
\mathbf{q}	Vetor de ângulos de junta, rad
$\tilde{\mathbf{q}}$	Vetor de erros de seguimento de posição, rad
\mathbf{q}_d	Matriz de posição desejadas das juntas de rotação, rad
q_m	Vazão mássica, kg/s
q_{mi}	Vazão mássica na câmara i ($i = A, B$), kg/s
$q_{m_{j_i}}$	Vazão mássica na câmara j ($j = A, B$) de cada grau de liberdade i ($i = 1, 2$), kg/s
$q_{m_j}^{ench}$	Vazão mássica de enchimento da câmara j ($j = A, B$), kg/s
$q_{m_j}^{exau}$	Vazão mássica de exaustão da câmara j ($j = A, B$), kg/s
\mathbf{q}_r	Vetor de referências de trajetória virtual, rad
r	Razão de calores específicos do ar
r'	Distância perpendicular da linha de ação de força até o ponto pivô, m
r_i	Centro de massa centro de massa do grau de liberdade i ($i = 1, 2$)
r_t	Raio para o cálculo da trajetória, m
R	Constante do gás, J/kg K
R_e	Raio do ponto pivô ao final da aleta, m
R_i	Raio do eixo do atuador rotativo, m
R_m	Raio médio do atuador rotativo, m
\mathbf{s}	Vetor de termos proporcionais aos erros de seguimento de posição e velocidade
t	Tempo, s
t_a	Intervalo de tempo de amostragem, s
T	Temperatura, K
\mathbf{T}_{atr_i}	Vetor de torques de atrito no atuador i ($i = 1, 2$), Nm

\hat{T}_{atr_i}	Torque de atrito estimado do atuador i ($i = 1, 2$), Nm
T_{c_i}	Torque de atrito de Coulomb do atuador i ($i = 1, 2$), Nm
T_{s_i}	Torque de atrito estático do atuador i ($i = 1, 2$), Nm
T_{ss_i}	Torque de atrito em regime permanente do atuador i ($i = 1, 2$), Nm
\mathbf{u}	Vetor de sinais de controle, Vcc
\bar{u}	Sinal de controle normalizado
$\hat{\mathbf{u}}$	Vetor das parcelas da dinâmica do sistema que depende da tensão de controle
U	Energia potencial
\mathbf{v}	Vetor de derivadas de primeira ordem de \mathbf{q}_r
v_{set}	Velocidade configurada pelo usuário, m/s
v_0	Velocidade inicial para cálculo da trajetória, m/s
vel	Velocidade para cálculo da trajetória, m/s
V	Volume, m ³
\mathbf{V}	Vetor função de Lyapunov
V_a	Volume na câmara A considerando a origem do sistema de coordenadas com a aleta no meio do curso, m ³
V_b	Volume na câmara B considerando a origem do sistema de coordenadas com a aleta no meio do curso, m ³
V_{i0}	Volume morto na câmara i ($i = A, B$), m ³
V_i	Volume na câmara i ($i = A, B$), m ³
V_T	Volume total, m ³
x	Coordenada do eixo x da posição atual do manipulador, m
x_0	Coordenada do eixo x da posição anterior do manipulador, m
y	Coordenada do eixo y da posição atual do manipulador, m
y_0	Coordenada do eixo y da posição anterior do manipulador, m
$\mathbf{Y}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}})$	Matriz de termos conhecidos em função das posições, velocidades e acelerações
z_i	Média das micro-deformações dos elementos elásticos do atuador i ($i = 1, 2$)
\hat{z}_i	Estimativa do estado interno não observável do atuador i ($i = 1, 2$)

Símbolos Gregos

α	Seção angular útil do atuador rotativo, rad
α_r	Inclinação da reta que passa por dois pontos da trajetória
β	Módulo de Elasticidade, N/m ²
Γ	Matriz simétrica positiva de ganhos dos controladores adaptativos
Δ_i	Diferença residual para o atuador i ($i = 1, 2$)
θ	Deslocamento angular, rad
θ_a	Posição do ponto atual utilizado no cálculo da trajetória
θ_0	Posição do ponto anterior utilizado no cálculo da trajetória
θ_i	Deslocamento angular do sistema de coordenada i ($i = 1, 2, 3$), rad
$\tilde{\theta}_i$	Erro do seguimento de trajetória do observador para o atuador i ($i = 1, 2$), rad
θ_{\max}	Curso angular total da aleta, rad
λ	Vetor composto por unicamente por autovalores reais
Λ	Matriz diagonal positiva
ρ	Massa específica do ar, kg/m ³
σ_{0i}	Coefficiente de rigidez elástica do modelo de atrito do atuador i ($i = 1, 2$), N/rad ²
σ_{1i}	Coefficiente de amortecimento do modelo de atrito do atuador i ($i = 1, 2$), Ns/rad ²
σ_{2i}	Coefficiente de amortecimento viscoso do modelo de atrito do atuador i ($i = 1, 2$), Ns/rad ²
τ	Torque, Nm
$\tilde{\tau}$	Vetor de erros de torque, Nm
$\tilde{\tau}_a$	Vetor dos erros de seguimento de forças e torques, Nm
$\tilde{\tau}_{atr}$	Vetor dos erros de seguimento de forças e torques, Nm
τ_d	Vetor de torques desejado, Nm
τ_{dsp}	Vetor de torques desejados para sistemas pneumáticos do controlador por Torque Computado, Nm
τ_{dsp_ca}	Vetor de torques desejados para sistemas pneumáticos do controlador por Torque Computado com Compensação de Atrito, Nm
τ_{dspa}	Vetor de torques desejados para sistemas pneumáticos do controlador por

	Torque Computado Adaptativo, Nm
τ_{dspa_ca}	Vetor de torques desejados para sistemas pneumáticos do controlador por Torque Computado Adaptativo com Compensação de Atrito
$\tau_{m\acute{a}x}$	Torque máximo, Nm
$\tau_{m\acute{e}dio}$	Torque médio, Nm
φ	Constante de dimensional da aleta, m ³
Ψ	Função da vazão mássica que depende da relação P_d/P_u
ω_a	Ângulo do ponto atual utilizado no cálculo da trajetória
ω_0	Ângulo do ponto anterior utilizado no cálculo da trajetória
ω_i	Velocidade angular do atuador i (i = 1,2,3), rad/s
ω_{s_i}	Velocidade angular de <i>Stribeck</i> no atuador i (i = 1,2,3), rad/s
Ω_i	Posição angular para cálculo da trajetória i (i = 1,2,3), graus

1 INTRODUÇÃO

Os manipuladores industriais mais comumente utilizados na indústria possuem capacidade de movimento similar ao do braço humano. Suas aplicações usuais incluem soldagem, pintura e alimentação de máquinas. A indústria automotiva é um dos campos onde mais se utiliza esta tecnologia, onde os robôs são programados para substituir a mão de obra humana em trabalhos repetitivos ou perigosos.

O crescimento mais forte da indústria de robótica atualmente é na Ásia - liderado pela China como o mercado número um do mundo conforme publicado pela International Federation of Robotics, 2017. Em termos de unidades, estima-se que, até 2020, mais de 1,7 milhões de novos robôs industriais serão instalados em fábricas em todo o mundo. Isso representa uma taxa de crescimento anual média de 14% para o período entre 2018 e 2020. O uso de robôs está claramente em ascensão na indústria de manufatura e cada vez mais nos ambientes cotidianos [International Federation of Robotics, 2017].

A indústria de manufatura está caminhando ao encontro de uma próxima “revolução robótica”, no qual os robôs industriais serão menores, de menor custo e fabricados com o objetivo de aliviar os trabalhadores nos locais de trabalho ergonomicamente pobres, permitindo novos conceitos de montagem através da colaboração entre robôs e seres humanos em uma mesma linha de produção afirma Karabegovic, 2017. Este novo conceito viabiliza a utilização de robôs, não somente em grandes produções, como em fábricas de automóveis, mas também em outras indústrias de menor porte.

Os novos modelos de robôs lançados no mercado possuem capacidades sensoriais, tais como detecção de colisão e sensores integrados de torque em todos os eixos para a segurança, programação rápida e controle simples para operar em tarefas ergonomicamente desafiadoras, como a inserção de plugues de carroceria de veículo ou grampos de parafuso confinados no seu interior. São robôs leves, com uma capacidade de carga de 3 kg a 14 kg e que permitem combinar a capacidade de realizar tarefas que requeiram repetibilidade e alta precisão [International Federation of Robotics, 2017].

Entretanto, para aplicação generalizada deste tipo de tecnologia, necessita-se aliar a estes dispositivos uma tecnologia limpa e de baixo custo. Nesse sentido, o uso do ar comprimido em acionamentos na indústria tem, além desses benefícios, a vantagem de possuir fácil manutenção, não apresentar riscos de centelhas em atmosfera explosiva e

apresentar boa relação peso/potência [Perondi, 2002; Abry et al., 2013; Beater, 2007].

A pneumática tem sido aplicada, ao longo do tempo, nas mais variadas atividades, mas é a indústria que continua a utilizar mais esta tecnologia. Atualmente, as unidades industriais de médio e grande porte possuem, geralmente, ao menos um sistema de distribuição de ar comprimido. Todavia, ainda é pouco comum o uso de manipuladores robóticos totalmente pneumáticos que possam utilizar essa estrutura existente e simultaneamente substituir, com desempenho semelhante, manipuladores de acionamento elétrico ou hidráulico como elemento de atuação em diversas aplicações, inclusive em sistemas de posicionamento.

Por outro lado, a evolução da instrumentação e dos componentes pneumáticos de precisão vem propiciando um aumento na capacidade dos equipamentos de servopneumática de competir com os servoposicionadores elétricos e hidráulicos, tanto em custo, quanto em desempenho, intensificando a necessidade por maiores avanços nessa área de pesquisa, a qual abrange a utilização de mecanismos robóticos pneumáticos com alta precisão de posicionamento.

Para tanto, é necessário realizar estudos sobre o controle dos chamados servoposicionadores pneumáticos, tecnologia que, segundo Saravanakumar et al., 2017, têm o potencial de substituir acionamentos eletro-mecânicos e hidráulicos em muitas aplicações. Os servoposicionadores pneumáticos, conforme Bollmann e Guenther, 1997, podem ser definidos como os elementos (com potência pneumática) que aplicam força sobre sua carga mecânica para que esta siga uma determinada trajetória ou para levá-la até a posição desejada. Dentre os movimentos que o sistema pneumático de posicionamento pode executar, está o movimento rotacional, o qual é geralmente realizado através do uso de atuadores pneumáticos rotativos e o movimento de translação, normalmente executado por um cilindro pneumático linear. Em relação a estes movimentos, Dransfield, 1989 e Beater, 2007, defendem que os atuadores pneumáticos têm boa relação carga-peso e carga-volume e que, desta forma, possuem muitas vantagens sobre motores elétricos convencionais para o uso em aplicações onde é necessário movimento rotacional, como o que ocorre no manipulador SCARA (*Selective Compliance Assembly Robot Arm*), objeto de estudo de caso do presente trabalho.

Objetiva-se assim, através do estudo sobre o controle de atuadores pneumáticos rotacionais aplicados a um robô SCARA, avançar no tema sobre o controle e aplicação de atuadores pneumáticos à automação da indústria de manufatura. Para tanto, baseando-se em estudos prévios que trataram com relevância as características não lineares de atuadores

pneumáticos, como os de Perondi, 2002, Gulati e Barth, 2005, Abry et al., 2013, e Sarmanho, 2014, propõe-se uma estratégia de controle de um robô SCARA pneumático baseada na Lei do Torque Computado Adaptativo, acrescida da compensação explícita do atrito, a qual, como se verá mais adiante no presente documento, ainda não publicada no contexto da aplicação a servoposicionadores pneumáticos.

Denomina-se como compensação “explícita” do atrito a estratégia que considera um termo que depende de uma estimativa da força de atrito para a sua compensação de forma independente dos ganhos do controlador no qual será aplicada. O Controlador por Torque Computado apresenta um termo proporcional à velocidade e, portanto, tem a propriedade de, uma vez escolhidos os ganhos adequados, compensar também os efeitos viscosos do atrito. Por outro lado, a estratégia com compensação “explícita” do atrito visa a melhorar o desempenho dos controladores, compensando o efeito do atrito no sistema através do uso da sua estimativa na composição do valor do torque necessário para que cada atuador siga adequadamente a trajetória de junta. Essa estratégia foi aplicada por Sarmanho, 2014, à Lei do Torque Computado com parâmetros fixos, e é expandida no presente trabalho para o caso com ganhos adaptativos com a compensação do torque de atrito.

Nas próximas seções serão apresentadas a motivação, objetivos e organização do presente trabalho.

1.1 Motivação

Este trabalho está inserido no conjunto de estudos que vêm sendo realizados por integrantes do Laboratório de Mecatrônica e Controle da UFRGS (LAMECC) na área de controle de sistemas pneumáticos. Dentre eles, destacam-se os trabalhos intitulados “*Desenvolvimento de uma Arquitetura Programável de Controle em Tempo Real para um Servoposicionador Pneumático*” realizado por Kunz, 2006, bem como o trabalho intitulado de “*Controle em Cascata e a Estrutura Variável com Adaptação de Parâmetros e Compensação de Atrito para um Servoposicionador Pneumático*” realizado por Sobczyk, 2009, “*Controle Baseado em Linearização por Realimentação dos Estados Aplicado a um Servoposicionador Pneumático*” de Suzuki, 2010, “*Desenvolvimento de um Manipulador Robótico Cilíndrico Acionado Pneumaticamente*” executado por Allgayer, 2011, “*Desenvolvimento da base e controle do grau de liberdade rotacional de um robô cilíndrico com acionamento*

pneumático” desenvolvido por Rijo, 2013, “*Modelagem e controle de um servoposicionador pneumático via redes neurais*”, realizado por Gervini, 2014 e “*Desenvolvimento de um Robô Pneumático de 5 Graus de Liberdade Utilizando Controle Não Linear com Compensação de Atrito*” tese de doutorado de Sarmanho, 2014.

O projeto de um manipulador SCARA iniciou da necessidade de um aprimoramento de controle de um atuador pneumático rotativo comercial utilizado no robô pneumático de cinco graus de liberdade no âmbito do trabalho de Sarmanho, 2014, apresentando-se como um incremento às poucas pesquisas encontradas sobre o controle de atuadores rotativos desta natureza. Desta forma, para melhor caracterizar as dificuldades encontradas no controle de um sistema com graus de liberdade dinamicamente acoplados e comandados por atuadores rotativos pneumáticos, optou-se por projetar e construir um manipulador de dois graus de liberdade rotacionais pneumáticos do tipo SCARA.

O estudo aqui proposto além de consolidar os conhecimentos da área de controladores não lineares com compensação de atrito até o momento desenvolvidos e aplicados em servoposicionadores pneumáticos, pretende contribuir para a evolução dos robôs industriais com acionamento pneumático para gerar movimentos precisos em um mecanismo robótico de três graus de liberdade (duas rotações acopladas e uma translação).

1.2 Descrição do Trabalho

Os benefícios de utilizar robôs em uma indústria são numerosos e vão desde o aumento da produtividade, a melhoria e a consistência na qualidade final do produto (a qual também reduz a necessidade de operações adicionais), a menor demanda de contratação de mão de obra especializada, a maior confiabilidade no processo, a facilidade na programação, a operação em ambientes difíceis e perigosos ou em tarefas desagradáveis e repetitivas para o ser humano, entre outros, justificando a crescente demanda por diversas configurações de robôs aplicados para atender a diferentes necessidades.

Dentre as configurações de manipuladores robóticos, o tipo SCARA está se popularizando e deixando de ser considerada como uma configuração especial desenvolvida por um grupo de empresas japonesas, SCARA significa Braço Robótico para Montagem com Flexibilidade Seletiva. Este manipulador é dotado de duas juntas rotacionais e uma prismática, configurando um volume de trabalho aproximadamente cilíndrico [Niku, 2013].

O robô SCARA é usualmente utilizado para tarefas de montagem, devido ao movimento linear vertical do terceiro eixo. A necessidade por uma melhor qualidade do produto final traz a necessidade de processos de fabricação com montagem mais precisa e com maior repetibilidade. Nesse cenário, o presente trabalho concentra-se em executar o projeto, fabricação e controle de um robô SCARA com volume de trabalho constituído por raio mínimo de 0,3 m e altura mínima de 0,05 m e uma capacidade máxima de carga estática de 3 kg, tendo em vista que aproximadamente 60% dos processos industriais envolvem cargas inferiores a 10 kg, conforme Frasson, 2007. Nesse sentido, Beater, 2007, complementa que os atuadores pneumáticos são amplamente utilizados na indústria quando as massas a serem movimentadas são de até 20 kg. Todavia, ainda verifica-se que os atuadores pneumáticos mais utilizados na indústria ainda são os de movimentação linear, embora existam muitas aplicações que exigem um movimento de rotação ou torção, nas quais podem ser utilizados atuadores pneumáticos rotativos.

Dentre as principais características do manipulador robótico, destaca-se que o mesmo possui uma estrutura auto-sustentável, sendo seus elos compostos por viga caixão de alumínio, diferindo-se entre si apenas no comprimento. O acionamento pelos atuadores pneumáticos é efetuado de forma direta.

Um esquema detalhado do manipulador robótico está apresentado no Apêndice B. Na Figura 1.1 está apresentada a configuração geométrica do robô.

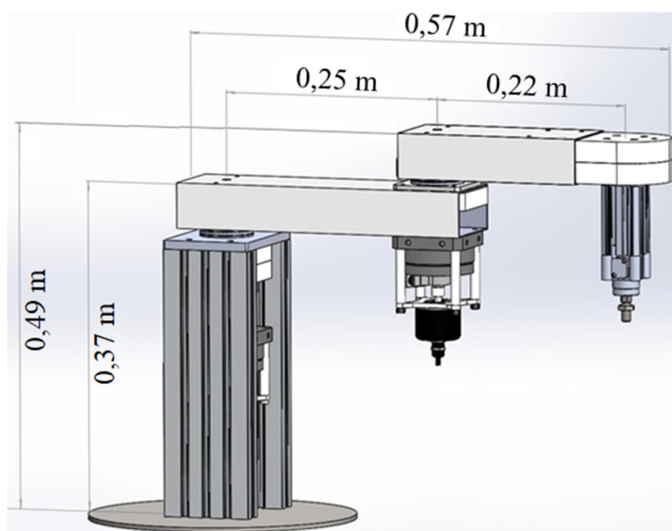


Figura 1.1 – Manipulador SCARA.

O elo do primeiro grau de liberdade foi definido em 0,25 m de comprimento enquanto

que o segundo grau de liberdade com 0,22 m e a altura total em 0,49 m. Desta forma, o volume de trabalho do manipulador resulta em $0,024 \text{ m}^3$, visto que o curso máximo do pistão do atuador prismático é de 0,04 m.

Os acionamentos pneumáticos do manipulador são compostos por dois atuadores rotativos e um linear ambos do fabricante FESTO®. Os atuadores rotativos são controlados através de servoválvulas, do mesmo fabricante, por meio de estratégia de controle executada em uma placa de controle da empresa dSPACE®. O atuador prismático é controlado por eletroválvula de duas posições, do fabricante FESTO®. Para fins de controle, esse atuador é considerado desacoplado dos demais GDL no que diz respeito à movimentação do robô no plano xy, sendo seu controle efetuado de forma *on/off*, sem controle realimentado de posicionamento. A Figura 1.2 mostra uma imagem do manipulador construído.

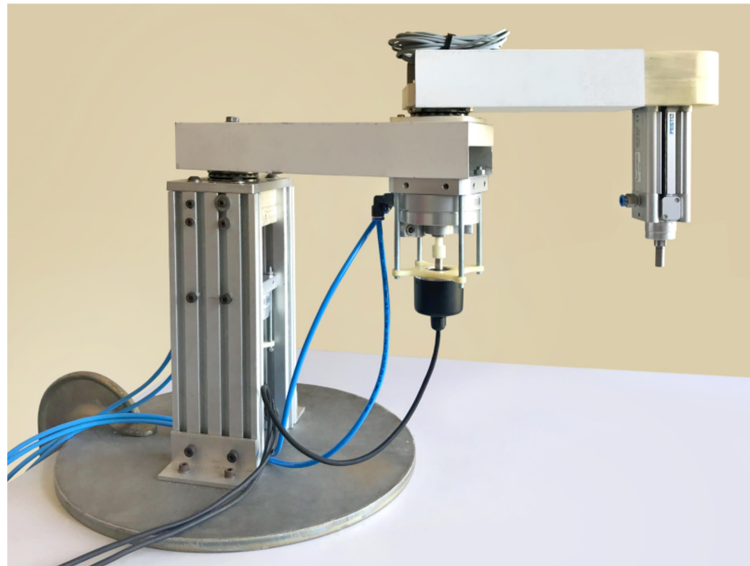


Figura 1.2 – Imagem do manipulador SCARA.

O manipulador, no âmbito do presente trabalho, foi utilizado para validação do modelo matemático proposto, a qual foi realizada comparando resultados obtidos em malha aberta para ambos os graus de liberdade do robô. É importante observar que testes preliminares em malha fechada causaram fadiga de componentes, o que inviabilizou a realização de testes experimentais dos controladores desenvolvidos utilizando o robô. Estão previstos trabalhos futuros para realização destes testes.

1.3 Objetivo Geral

O principal objetivo do presente trabalho é o desenvolvimento, programação e validação de uma estratégia de controle baseada na Lei do Torque Computado Adaptativo com compensação explícita do atrito de um manipulador tipo SCARA acionado pneumáticamente. A avaliação do seu desempenho será efetuada através de simulações do modelo matemático validado por experimentos utilizando o manipulador SCARA.

Para tal fim, os seguintes objetivos específicos deverão ser atingidos:

1. Projeto e construção do manipulador, definindo o volume de trabalho, capacidade de carga e elementos mecânicos necessários, resultando em uma estrutura com capacidade máxima de carga estática de 3 kg;
2. Definição de uma arquitetura de controle para aquisição dos dados e atuação do sistema de controle, de forma a garantir o correto sensoriamento e condicionamento dos sinais;
3. Modelagem matemática dos servoposicionadores pneumáticos e respectivas validações;
4. Modelagem paramétrica do robô SCARA, através da cinemática direta e inversa, bem como a modelagem matemática do sistema como um todo de forma a permitir testar via simulação o algoritmo de controle;
5. Validação da modelagem matemática representativa do robô SCARA;
6. Realização de simulação com a aplicação do algoritmo controle desenvolvido;
7. Apresentação e detalhamento dos resultados obtidos por simulação, provando estabilidade do algoritmo de controle baseado na Lei do Torque Computado Adaptativo com compensação explícita do atrito.

A realização de testes experimentais com a aplicação do algoritmo controle desenvolvido em malha fechada deverá ser feita em trabalhos futuros. Na seção 1.4 serão especificadas as atividades que compõem cada um dos objetivos específicos supracitados.

1.4 Metodologia

No desenvolvimento do presente trabalho adotou-se a metodologia proposta por Frasson, 2007, a qual consiste na subdivisão do projeto de um robô manipulador por meio da

definição de cinco campos básicos de conhecimentos em engenharia envolvidos:

- Estrutura mecânica: referente à definição física do manipulador, partindo dos requisitos de operação necessárias para sua aplicação, número e tipo de juntas, como volume de trabalho, definição das peças mecânicas móveis e estruturais, resultando em um modelo sólido desenvolvido através de uma ferramenta computacional de desenho em três dimensões;
- Arquitetura de controle: etapa na qual, através de projeto eletro-eletrônico, define-se o *hardware* necessário para aquisição, pré-processamento e comunicação dos sinais a serem enviados e recebidos entre o sistema físico e o sistema de controle. Dependendo das técnicas de controle, a arquitetura de controle pode apresentar diversas estruturas lógicas e físicas, como, por exemplo, arquiteturas centralizadas ou descentralizadas;
- Modelagem matemática: realização do equacionamento matemático que retrata o sistema físico de forma adequada, resultando em um modelo que representa comportamento dinâmico do robô. Por meio desse modelo serão realizadas simulações de apoio ao desenvolvimento dos controladores;
- Sistema de controle: o controlador do manipulador é o responsável pela movimentação do robô. No presente caso, a fim de alcançar uma precisão desejada no problema de seguimento de trajetória, será desenvolvido um algoritmo de controle baseado na Lei do Torque Computado Adaptativo com compensação explícita do atrito;
- Programação: elaboração e implementação de um *software* que atue como interface entre o robô e seu programador, permitindo que o operador, por meio de um sistema de programação, informe a trajetória a ser seguida pelo manipulador. São várias as linguagens de programação que podem ser utilizadas, entre elas C++, Ladder, Basic, Pascal, ou ainda pode ser desenvolvida em uma linguagem própria do manipulador como Rapid (ABB®), ACL (Eshed®), AS (Kawazaki®), VALI e VALII (Unimation®), entre outras.

A estratégia a ser adotada para o desenvolvimento é formada por diversas atividades encadeadas de modo a atingir os objetivos definidos. Logo, a divisão das atividades relativas a cada área de conhecimento não sugere uma sequência única de execução, podendo, assim, algumas atividades, serem executadas concomitantemente.

As subdivisões das atividades propostas por Frasson, 2007, serão abordadas com diferentes níveis de profundidade, a fim de preencher todos os requisitos do projeto,

mantendo, porém, o foco no desenvolvimento e validação do controlador proposto.

1.5 Organização do Trabalho

O presente trabalho é composto por seis capítulos e sete apêndices. Os cinco primeiros capítulos são referente aos estudos específicos sobre o projeto do manipulador SCARA. No sexto capítulo são apresentadas as conclusões e trabalhos futuros.

No que tange o desenvolvimento da modelagem e controle do manipulador SCARA, o Capítulo 2 apresenta inicialmente uma breve revisão dos conceitos de robótica, seguida das principais publicações sobre modelagem e controle de servoposicionadores pneumáticos rotativos relevantes ao tema e sobre controle de manipuladores robóticos acionados pneumaticamente são descritas e analisadas. Além disso, também apresenta os controladores aplicados a manipuladores robóticos pneumáticos, incluindo o controle por Torque Computado, Torque Computado com compensação explícita do atrito e Torque Computado Adaptativo.

No Capítulo 3 são apresentadas os principais conceitos de modelagem de sistemas pneumáticos rotativos e do atrito, juntamente com a modelagem do manipulador SCARA pneumático, incluindo dados experimentais e os resultados em malha aberta para validação do modelo pneumático para cada grau de liberdade bem como a validação do modelo completo do manipulador.

O desenvolvimento do Controlador por Torque Computado Adaptativo com compensação explícita do atrito, principal contribuição do presente trabalho, é apresentado no Capítulo 4 juntamente com sua comprovação de estabilidade em malha fechada de acordo com Lyapunov. Neste capítulo são também abordados o planejamento da trajetória e a linguagem de programação adotada. Posteriormente, no Capítulo 5 são apresentados os resultados das simulações, comparando os resultados obtidos pela aplicação de cada um dos controladores abordados na revisão bibliográfica (Torque Computado, Torque Computado com compensação explícita do atrito e Torque computado Adaptativo) bem como os resultados obtidos quando da aplicação do controlador desenvolvido no modelo matemático validado do robô. As considerações finais e os trabalhos futuros são apresentados no Capítulo 6.

A modelagem do manipulador SCARA, isto é, cinemática direta, inversa e diferencial

é apresentada no Apêndice A, juntamente com a dinâmica no manipulador. O Apêndice B apresenta o projeto mecânico do manipulador, incluindo a definição da configuração mecânica e dos componentes básicos que, associados, formam a geometria do manipulador. Descreve ainda o sistema de atuação, os graus de liberdade, o volume de trabalho e a capacidade de carga do manipulador.

A arquitetura de controle do manipulador pneumático é abordada no Apêndice C, que apresenta o sistema de alimentação elétrica e de condicionamento de sinais, bem como o sistema de comunicação. Já, o Apêndice D aborda o cálculo das funções estáticas não lineares que representam o funcionamento das servoválvulas, enquanto o Apêndice E apresenta o equacionamento da trajetória desejada e o Apêndice F apresenta resultados de simulações adicionais contemplando desvios nos valores dos parâmetros dos controladores.

Os resultados das simulações com os ganhos ajustados para o controlador desenvolvido no âmbito do presente trabalho estão abordados no Apêndice G.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Inicialmente, este capítulo aborda uma breve revisão dos conceitos de robótica e, posteriormente, o estudo da arte das publicações sobre a modelagem e controle de servoposicionadores pneumáticos focando, principalmente, as aplicações em robótica. Após, é apresentado os principais métodos de controle de manipuladores robóticos acionados pneumaticamente e considerados importantes para o entendimento dos demais capítulos.

É importante ressaltar que a presente revisão bibliográfica, executada através de uma análise metódica e ampla das publicações correntes na área do conhecimento específica deste trabalho, indica que a aplicação de sistemas de acionamento pneumático em mecanismos robóticos ainda é pouco explorada, tanto em nível acadêmico como em aplicações industriais.

2.1 Fundamentação Teórica

Siciliano et al., 2010, definem a robótica como a área da ciência que estuda máquinas que podem executar tarefas de forma semelhante aos seres humanos, sejam elas atividades físicas ou de tomadas de decisão. A estas máquinas se dá o nome de manipuladores robóticos que, como o nome sugere, são projetadas para manipular objetos com destreza e precisão. Romano, 2002, complementa o conceito de manipulador robótico atribuindo-o a sistemas mecânicos compostos por elos, juntas e atuadores. Já, para Spong et al., 2006, um robô pode ser definido como um manipular multifuncional reprogramável projetado para mover materiais, partes, ferramentas ou equipamentos especializados através de diferentes movimentos programados, podendo realizar uma variedade de tarefas.

Os manipuladores robóticos podem ser divididos em robôs fixos e móveis e a sua estrutura mecânica é constituída por elos interconectados por meio de juntas. Nesse sentido, Spong e Vidyasagar, 1989, afirmam que a estrutura mecânica de um robô manipulador é constituída pela composição de elos e juntas, no qual os elos são caracterizados por elementos estruturais que, através de suas características físicas, determinam a anatomia do manipulador, sendo esses interligados pelas juntas.

Em geral, as juntas podem ser rotacionais ou prismáticas sendo que, evidentemente as rotacionais executam movimentos de rotação, enquanto as prismáticas promovem a

translação. De acordo com Siciliano et al., 2010, outros tipos de juntas podem ser tratados como uma combinação destas. Assim, quanto maior o número de juntas, maior é a disponibilidade de movimentos do manipulador, sendo que ao número total de movimentos independentes que um manipulador pode efetuar denomina-se como Graus de Liberdade (GDL).

Segundo Shigley e Uicker, 1995, quando os elos estão conectados de maneira móvel por meio de juntas, este conjunto é denominado de *cadeia cinemática*, a qual pode ser classificada como *aberta* ou *fechada*. Se cada elo está conectado a, ao menos, outros dois elos, esta configuração é denominada de cadeia cinemática fechada. Caso contrário, é denominada de cadeia cinemática aberta. Em uma cadeia cinemática fechada, o número de graus de liberdade é inferior ao número de juntas devido às restrições cinemáticas impostas por essa configuração.

Os sistemas robóticos constituídos por uma cadeia cinemática aberta, também são denominados como *manipuladores robóticos seriais* e apresentam características antropomórficas, assemelhando-se ao braço humano em termos de movimentos. Devido à sua simplicidade, estes foram os primeiros manipuladores a serem construídos.

Segundo Westerlund, 2000, na história desse tipo de manipulador, destaca-se que o conceito de braço Robótico SCARA foi desenvolvido em 1979, pelo professor Hiroshi Makino da Universidade de Yamanashi do Japão. O seu intuito era obter robôs com baixos graus de liberdade, mas que fossem muito eficientes nas manipulações de peças em indústrias. Entre as apoiadoras do projeto, estava a empresa Sankio Seiki, a qual veio a se tornar a primeira fabricante do Robô SCARA em 1981, juntamente com as empresas NEC e Pentel. O nome SCARA é uma sigla em inglês para *Selective Compliant Assembly Robot Arm*. Esse manipulador foi desenvolvido a fim de atender uma demanda específica da indústria, mas por se popularizar, deixou de ser uma configuração especial. Por possuir elevada precisão e repetibilidade, torna-se ideal em montagens mecânicas e eletrônicas.

Outra importante característica utilizada para classificar os manipuladores robóticos consiste no seu *espaço de trabalho*. Segundo Siciliano et al., 2010, o espaço de trabalho representa a porção do ambiente que o efetuator do manipulador pode acessar. Seu formato e seu volume dependem da estrutura do manipulador e dos tipos e limites das juntas. Nesse sentido, os manipuladores podem ser classificados como cartesianos, cilíndricos, esféricos, antropomórficos e SCARA. Os manipuladores do tipo SCARA são constituídos por duas

juntas de revolução e uma prismática, resultando em um espaço de trabalho aproximadamente cilíndrico [Siciliano et al., 2010]. A Figura 2.1 ilustra a configuração de juntas do manipulador SCARA, na qual estão identificadas as rotações θ_1 e θ_2 , correspondente às juntas rotacionais, e o deslocamento d_3 , corresponde à junta prismática.

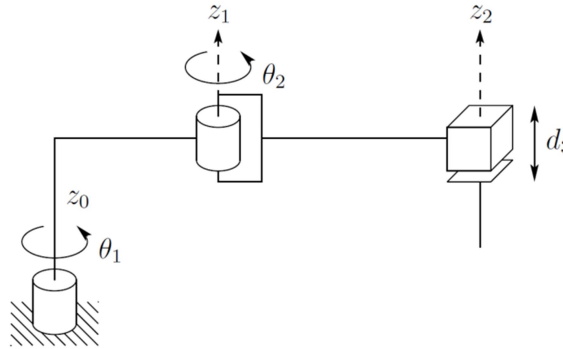


Figura 2.1 – Configuração do robô SCARA. [Adaptado de Spong et al., 2006]

Dentre os tipos de classificação dos manipuladores robóticos, cabe ainda destacar a classificação feita por meio da natureza dos atuadores que o compõem. Os atuadores são componentes que convertem energia elétrica, hidráulica ou pneumática, em energia mecânica, isto é, em movimento. Através dos sistemas de transmissão, a potência mecânica gerada pelos atuadores é enviada aos elos para que estes se movimentem.

Visto que o principal objetivo do presente trabalho é, através de uma estratégia de controle baseada na Lei do Torque Computado Adaptativo com compensação explícita do atrito, gerar movimentos precisos em um manipulador tipo SCARA acionado por servoatuadores pneumáticos, é importante realizar um estudo detalhado sobre as publicações já realizadas a respeito de modelagem e controle de servoposicionadores pneumáticos rotativos, bem como sobre controle de manipuladores pneumáticos.

2.2 Estado da Arte

Este capítulo apresenta as principais pesquisas referentes às áreas de conhecimento sobre controle de servoposicionadores pneumáticos rotativos e controle de manipuladores robóticos pneumáticos.

2.2.1 Modelagem de Servoposicionadores Pneumáticos Rotacionais

Diversos trabalhos tratam da modelagem de servoatuadores pneumáticos. Dentre eles, a maior parte aborda servoatuadores pneumáticos compostos por um atuador linear, embora alguns foquem dispositivos com comportamentos semelhantes aos do presente trabalho. Recentemente, Blagojevic e Jankovic, 2016, abordam em sua publicação serposicionadores rotativos pneumáticos com estrutura física muito semelhante ao deste trabalho, todavia a pesquisa possui foco exclusivamente nas vantagens da aplicação de uma técnica de restauração de energia. No trabalho, os autores partem do princípio de que a restauração de energia nos sistemas pneumáticos com atuadores semi-rotativos é uma consequência do fato de que parte do ar comprimido usado pode voltar ao sistema. Assim, utilizam servoposicionadores rotativos com um método de reaproveitamento da energia do ar comprimido por meio de válvulas de *bypass*, a qual permite realizar a restauração através de uma ponteira posicionada nas câmaras do atuador, quando a válvula proporcional está na posição intermediária.

Os autores utilizam o atuador rotativo da marca FESTO®, modelo DSM-12-270-P, que possui menor diâmetro e menor torque quando comparado com o modelo utilizado no presente trabalho. A válvula proporcional utilizada é do mesmo fabricante, modelo MPYE-5-1/8-LF-010-B, que possui menor vazão quando comparada com a válvula utilizada no presente trabalho. A pesquisa não apresenta a modelagem do sistema de servoposicionamento e conclui que a economia de energia para o acionamento dos atuadores rotativos é em média de 41,48% para sistemas de acionamento convencional (*on/off*) e 31,42% para servosistemas, considerando o valor nominal de operação de pressão de 600 kPa.

Wang et al., 1998, apresentam a modelagem de motor a ar, composto por 4 palhetas, como sendo uma classe de conexão em cascata de dois subsistemas não lineares. O modelo proposto é descontínuo devido à variação de volume de controle das câmaras de entrada e saída de ar, característica advinda da estrutura mecânica do motor a ar utilizado.

Wang et al., 2011a e 2011b, apresentam o desenvolvimento de um modelo matemático completo de um motor a ar de rolagem focado na análise da eficiência energética e os fatores que afetam a mesma. O artigo descreve a derivação de equações das espirais do motor, cálculos de volume de câmara, e o torque de acionamento deste motor. O motor a ar de rolagem é composto por dois rolos idênticos atrelados formando uma espiral. O ar

comprimido flui para dentro da câmara central do motor através do orifício de entrada. Assim a energia potencial do ar comprimido é transmitida à espiral móvel, alternando o tamanho da câmara central, de um total de quatro câmaras, resultando em um movimento circular do eixo. A Figura 2.2 ilustra o motor (a) e o seu funcionamento (b).

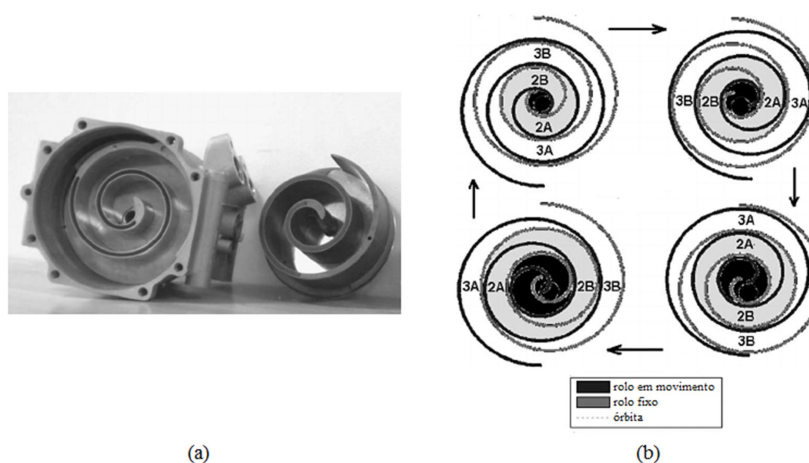


Figura 2.2 – Motor a ar e seu funcionamento. [Adaptado de Wang et al., 2011a]

Na mesma linha de pesquisa, Marumo and Tokhi, 2003, apresentam a modelagem de um motor a ar incorporando um modelo pneumático equivalente a uma ponte H elétrica. A ponte H pneumática foi planejada para controle de velocidade e direção do motor. O sistema é dividido em três regiões principais chamadas de baixa velocidade, velocidade média e alta velocidade sendo altamente não linear na região de baixa velocidade. Uma abordagem de identificação de “caixa preta” com capacidade de aproximação universal e uso de modelos de redes neurais foi adotada para modelar o sistema a partir de dados obtidos por meio de vários experimentos através da variação da velocidade de 0 a 0,1 rad/s (380 rev/min).

Outros estudos, como o de Pandian et al., 1998, Cabral e Hunold, 1999, e Hunold e Cabral, 2001, apresentam modelos para atuadores rotativos pneumáticos do tipo de palheta (ou motor pneumático de palheta), o qual tem maior semelhança construtiva com o atuador rotativo pneumático objeto de estudo desse trabalho. Em Cabral e Hunold, 1999, é descrito o comportamento dinâmico de um atuador formado por um motor pneumático de palhetas acoplado a um redutor de velocidade de alta relação de redução, denominado Motor Pneumático de Alta Rigidez (MPAR).

Tendo em vista que não foi encontrada na ampla literatura pesquisada a modelagem de um servoposicionador pneumático rotativo com a mesma forma construtiva do utilizado no

presente trabalho, algumas publicações sobre a modelagem de servoposicionadores translacionais serviram de embasamento para o desenvolvimento do presente trabalho, principalmente para a modelagem da relação de vazão mássica com as pressões de ar na passagem através do orifício da válvula, do atrito e da dinâmica das pressões de ar nas câmaras dos atuadores.

Valdiero et al., 2011, apresentam a modelagem matemática de um sistema composto por um servoposicionador e um cilindro pneumático de dupla ação sem haste, a metodologia parte do estudo do seu comportamento dinâmico. O modelo matemático não linear é de quinta ordem e representa as principais características do sistema, contemplando a zona morta da servoválvula, relação de vazão mássica e pressões na passagem de ar através do orifício da válvula e os efeitos de atrito entre as superfícies de contato do êmbolo do atuador. A zona morta ocorre devido ao tamanho do ressalto do carretel da válvula ser superior ao do pórtilho, fazendo com que para determinados valores de sinal de controle não ocorra vazão nas saídas da mesma. Cunha et al., 2002, demonstram que é possível compensar a zona morta de uma servoválvula através de uma função estática ou de uma função adaptativa.

Ainda, no que se refere à modelagem de servoatuadores pneumáticos translacionais, Perondi, 2002, desenvolveu um modelo não linear com atrito, onde as relações não lineares da vazão mássica na servoválvula com as pressões e com a tensão de controle foram modeladas através de um equacionamento baseado na fórmula de passagem de fluidos compressíveis nos orifícios da servoválvula. O atrito foi equacionado através do modelo *LuGre*.

No modelo *LuGre*, proposto por Canudas de Wit et al., 1995, as superfícies em contato apresentam rugosidades e a relação de contato entre as irregularidades das mesmas dificulta o deslizamento entre elas. No momento anterior ao início do movimento, os corpos encontram-se em repouso e, assim que uma força externa é aplicada para gerar um movimento relativo entre os dois corpos, os elementos da região de contato passam a deformar-se elasticamente. A força de reação gerada pelos elementos em contato tende a impedir o movimento relativo entre ambos [Sobczyk, 2009]. Conforme descrevem diversos estudos na área de servossistemas com acionamento pneumático como Perondi, 2002, Valdiero et al., 2011, e Chang et al., 2012, o atrito nos atuadores pneumáticos deve-se principalmente ao contato do anel de vedação, presente no êmbolo do atuador, com o corpo do cilindro por onde o mesmo se move.

Na modelagem de servoposicionadores pneumáticos, a dinâmica das pressões de ar

nas câmaras dos atuadores translacionais já foi estudada por diversos autores, como Virvalo, 1995, Bobrow e McDonell, 1998, McDonell, 1996, Perondi, 2002, Sobczyk, 2009, Suzuki, 2010, e Sarmanho, 2014. Estes estudos iniciam na definição na lei da conservação de massa no interior de um volume de controle, chegando a uma relação para a vazão mássica que entra e sai de cada câmara e a dinâmica das pressões para cada câmara. Todas essas publicações forneceram embasamento teórico fundamental para o desenvolvimento da modelagem dinâmica das pressões de ar nas câmaras dos atuadores rotativos pneumáticos realizado no presente trabalho.

2.2.2 Controle de Servoposicionadores Pneumáticos Rotacionais

A análise dos controladores dos sistemas de servoposicionamento pneumático analisados na revisão bibliográfica permite concluir que a precisão de posicionamento desse tipo de sistema depende de aplicação de algoritmos sofisticados que devem contemplar a natureza altamente não linear da operação do sistema pneumático. O desenvolvimento de um posicionador rápido e preciso tem motivado diversos trabalhos em controle na área de atuadores pneumáticos sendo, a grande maioria dos sistemas de servoposicionamento constituídos por atuadores pneumáticos lineares, como, por exemplo, Barth et al., 2002 e 2003, Perondi et al., 2010, Abry et al., 2013, Sobczyk et al., 2014, Wang et al., 2016, entre outros. Já o estudo do controle de servoposicionadores pneumáticos rotacionais é abordado em um número reduzido de bibliografias, quando comparado com o número de publicações referente aos servoposicionadores pneumáticos translacionais.

Recentemente, Chen et al., 2016 e 2017, propõem controladores precisos para a velocidade de um sistema servopneumático com motor a ar. Nesse sistema, o ar que passa através da válvula entra na câmara do motor de ar de quatro vias para pressurizar diferencialmente as lâminas dentro do mesmo, gerando assim o movimento do eixo do motor. O princípio do controle de velocidade para esse sistema é baseado no controle da diferença entre as pressões de ar de entrada e saída para produzir o torque necessário e, por consequência, movimentar o eixo com precisão. O controlador proposto por Chen et al., 2016, adapta os ganhos de um controlador PID através de regras da lógica *fuzzy*, tendo, portanto, segundo os autores, uma capacidade de aprendizagem on-line, a fim de ajustar automaticamente os ganhos. O artigo conclui, a partir dos resultados obtidos

experimentalmente, que o controlador é aplicável em problemas altamente não-lineares, como a de um servoposicionador em questão. Já, o controlador proposto por Chen et al., 2017, aplica a técnica de controle de modos deslizantes dinâmico adaptativo, isto é, um controlador de modos deslizantes que, baseado em um observador construído em rede neural, agrega a capacidade de aprendizagem on-line ao controlador por modos deslizantes, obtendo, segundo os autores níveis de desempenho com alta precisão e estável, sem fenômenos de vibração de alta frequência (*chattering*).

Cheng and Renn, 2012, desenvolveram um controle de velocidade digital em malha fechada de um motor pneumático, obtendo, segundo os autores, erro de regime pequeno utilizando uma válvula de controle digital proporcional composta por um manifold com doze obturadores de comutação pneumática ligados dois a dois em paralelo, denominada FDCV (*Full Digital Control Valve*). Os autores citam que essa estrutura, comparada com o esquema de controle proporcional de largura de pulso com chaveamento rápido, possui várias vantagens, como baixo ruído, longa vida, facilidade de controle e baixo custo. Todavia, os autores mostram que a grande deficiência do FDCV, é a característica não linear da vazão em forma de dente de serra, que geralmente resulta em oscilação tipo ciclo limite com erro de regime indesejável na resposta em estado estacionário. Portanto, Cheng and Renn, 2012, desenvolveram uma nova técnica para reduzir a amplitude de erro no estado estacionário, reduzindo as áreas dos doze orifícios de comutação na abertura do FDCV, simultaneamente com a aplicação de dois pulsos de corrente nas bobinas da válvula, obtendo como resultado a redução do erro de regime no controle de velocidade do motor.

Em Minamiyama et al., 2012, o controle de posicionamento através da técnica do Controle Dinâmico Passivo (PDC) é aplicado em um atuador pneumático rotativo acionado por válvula *on/off* e equipado com um freio eletromagnético na publicação de com foco na segurança, visto que essa metodologia de controle é baseada em um projeto intrinsecamente seguro. Essa metodologia não necessita de modelo matemático para o controle, mas usa um freio de forma proativa como um mecanismo de travamento com força de frenagem variável, necessário para a realização do PDC. O torque no freio é detectado por sensor *strain gauges*. O atuador rotativo pneumático possui estrutura mecânica muito semelhante à estrutura mecânica dos atuadores do presente trabalho e os autores afirmam que em comparação com os métodos convencionais de controle baseados em modelos, o controle proposto tem maior segurança, pois prioriza a segurança ao invés do desempenho do controle, resultando que o

desempenho, comparado ao do controle com métodos convencionais de controle, é inferior, principalmente pelo atraso na resposta do freio e do desgaste do mesmo.

Mao et al., 2009, utilizam uma estratégia de controle de realimentação de estados com alocação de pólo auto-ajustável (*Feed forward compensation pole-placement self-tuning*) para realizar um controle de posição de alta precisão em tempo real para que o sistema rotativo pneumático, composto por uma válvula proporcional de vazão eletro-pneumática juntamente com um cilindro rotativo de engrenagem, convergisse para uma posição desejada. Nesse tipo de atuador, a diferença de pressão entre as duas câmaras do cilindro atua sobre a cremalheira, proporcionando a rotação do eixo. Os autores concluem que o controlador possui boa capacidade de estimar os parâmetros do sistema em tempo real, e possui a capacidade de melhorar o desempenho do sistema e reduzir a influência de fatores que não são considerados nos modelos do sistema.

As técnicas convencionais de controle PD, PID e PVA são utilizadas por Cabral e Hunold, 1999, e também por Hunold e Cabral, 2001, em um motor pneumático de palhetas. Os autores constataram que a resposta ao degrau do sistema de posicionamento possui tempo de assentamento e sobressinal elevados, atribuindo esse resultado à grande inércia do motor e ao atrito altamente não linear. Na mesma linha, Hwang e Huang, 2009, desenvolveram um controlador MRCA (Model Reference Adaptive Control) com compensação de atrito para um motor a ar. Os autores também utilizaram um esquema de compensação da zona morta da servoválvula para melhorar o desempenho e concluíram, a partir de resultados experimentais, que o controlador desenvolvido é adequado para a aplicação e possui grande margem de estabilidade. Ainda, com relação às técnicas convencionais, Tokhi et al., 2001, utilizaram um controle PID para regular a velocidade de um motor a ar, enquanto que Zhang e Nishi, 2003, aplicaram um controlador PI para regular a velocidade. Os mesmos autores também utilizam um algoritmo de controle adaptativo simples, baseado em uma ação proporcional para controle da posição de um motor rotativo a ar de baixa pressão com objetivo de aplicá-lo em um robô de escalada de parede, concluindo que, embora tenham obtidos resultados experimentalmente satisfatórios em relação ao seguimento de trajetória, é necessário reduzir o tempo de resposta do sistema através de um estudo mais aprofundado das estratégias de controle.

Marumo e Tokhi, 2003, 2004 e 2006, apresentam uma investigação sobre o controle de um motor a ar, dividindo a operação do sistema em três regiões: de baixa, média e alta

velocidade. Para as regiões de velocidade alta e média foram desenvolvidos controladores utilizando a estratégia de alocação de pólos e realimentação de estados. Para a região de baixa velocidade, altamente não linear, desenvolveu-se um controlador baseado em redes neurais. Uma estratégia de escalonamento de ganhos (*gain schedule*) foi concebida para controlar o sistema nessas três regiões. De forma semelhante, Tokhi et al., 2002, realizaram o controle em tempo real de um motor a ar incorporando um circuito pneumático equivalente a uma ponte H elétrica. A ponte pneumática H foi desenvolvida para controle da velocidade e direção do motor através de uma estratégia de controle de ganho escalonado, caracterizado por duas regiões distintas de funcionamento com características diferentes. Foram desenvolvidos controladores usando uma concepção de alocação de pólos e modelos paramétricos lineares que caracterizam as duas regiões de funcionamento do motor utilizando uma estratégia de realimentação de estados. Os resultados indicam que desempenho do método de controle linear desenvolvido para as regiões operacionais de baixa velocidade não foi tão bom quanto o desenvolvido para as velocidades mais altas.

Outra linha de pesquisa foi proposta por Safak et al., 2010, que implementaram o controle de velocidade de um motor pneumático através da lógica fuzzy TTFLC (*Trajectory Tracking Fuzzy Logic Controller*). Os autores definiram uma trajetória de terceira ordem para ser seguida pelo motor. A estratégia baseada em Algoritmo Genético (GA) foi usada para encontrar os valores de limite do TTFLC e os pesos das regras de controle. Os resultados mostram que o TTFLC, na comparação ao controlador PID, possui pequenos erros em regime permanente bem como quando submetido a variações de velocidade.

Outra estratégia foi adotada por Pandian et al., 1998, que abordaram o controle de posição e de trajetória para atuadores rotativos pneumáticos do tipo de palheta através de um esquema de controle por modos deslizantes. Essa técnica mostrou-se robusta para variações de carga. Pandian et al., 1999, também abordaram problema de controle de força de um atuador pneumático de palheta sugerindo, a partir dos resultados, que os mesmos apresentam propriedades que permitem sua aplicação em robótica.

2.2.3 Controle de Manipuladores Robóticos Pneumáticos

No presente capítulo são descritos alguns trabalhos que abordam o controle de manipuladores robóticos que utilizam como fonte de potência atuadores pneumáticos. As

bibliografias sobre este tema são relativamente escassas, principalmente quando comparadas à literatura disponível sobre robôs hidráulicos e elétricos, sobre os quais existe um número significativamente maior de pesquisas relacionadas.

Na indústria, a utilização de robôs com acionamento pneumático é pouco difundida, sendo que sua maioria consiste de manipuladores cartesianos com acionamento realizado por cilindros lineares. Esses manipuladores possuem, na sua maioria, um sistema de acionamento misto, possuindo determinados elos com acionamento elétrico, e o restante dos elos com acionamento pneumático [Sarmanho, 2014].

McDonell, 1996, apresenta as metodologias até então usualmente aplicadas à manipuladores de acionamento elétrico, como o Controle do Torque Computado e do Torque Computado Adaptativo, aplicados à dinâmica não linear de um robô com acionamento pneumático composto de três juntas rotacionais comandadas por cilindros lineares de dupla ação que acionam as juntas por meio de um sistema de transmissão por polias e cabos de aço. Concluindo que alguns aspectos mecânicos poderiam ser melhorados, como diminuição do atrito das juntas, e que um aperfeiçoamento na modelagem poderia trazer melhores resultados no controle. Dando continuidade a esse trabalho, Bobrow e McDonell, 1998, utilizam três metodologias de controle diferentes no mesmo manipulador: controlador proporcional de torque nas juntas, controlador por dinâmica inversa baseado na técnica de Slotine e Li, 1991, e um controlador híbrido de força e torque. Segundo os autores, a aplicação experimental do último controlador apresentou resultados compatíveis aos de robôs com acionamento elétrico, para determinadas aplicações.

Mattiazzo et al., 2002, apresentam um sistema de controle baseado em lógica *fuzzy* para um robô de seis graus de liberdade integralmente acionado por atuadores pneumáticos, sendo três juntas com motores pneumáticos rotativos associados a caixas de redução e nas demais juntas são utilizados cilindros pneumáticos lineares. O controle é por modulação de largura de pulso (PWM) executado por um controlador lógico programável que atua nas válvulas direcionais para regular a vazão de ar. No estudo são avaliados aspectos relativos à precisão de posicionamento, concluindo-se que o desempenho do robô é considerado adequado dentro de todo espaço de trabalho, não sendo influenciado pela variação de carga manipulada.

O controle de um robô manipulador de quatro graus de liberdade rotacionais é apresentado em Wang e Peng, 2003. O primeiro e o último grau de liberdade são acionados

por atuadores rotacionais, enquanto os demais por atuadores translacionais com haste. O controlador é baseado na aplicação de uma rede neural adaptativa, a qual gera o sinal de controle utilizando uma estratégia preditiva. A fim de aumentar a robustez para as variações dos parâmetros, foi usado um esquema auto adaptativo. Os resultados da simulação computacional indicam que o método proposto melhora significativamente os desempenhos de controle do manipulador pneumático, concluindo, portanto, que é um controlador apropriado.

Em Hoshino e Kawabuchi, 2006, é apresentado o desenvolvimento de um mecanismo antropomórfico com sete graus de liberdade que utiliza cilindros pneumáticos de dupla ação com haste para gerar movimentos de rotação uma movimentação de forma semelhante a um braço humano. O controlador aplicado é linear do tipo Integral, Proporcional e Derivativo (I-PD), onde a parcela integral atua sobre o desvio e as restantes agem diretamente sobre a realimentação. Os resultados apresentados mostraram uma superioridade deste controlador quando comparado a um PID clássico.

Allgayer, 2011, apresenta uma metodologia de controle linear por meio da técnica de realimentação de estados, com os ganhos definidos pela técnica de alocação de pólos a partir de um modelo linearizado de terceira ordem para um manipulador robótico cilíndrico de cinco graus de liberdade com acionamento pneumático. O manipulador proposto apresenta cinco atuadores pneumáticos, sendo os três primeiros destinados a garantir a posição do efetuador e os dois últimos a realizar a orientação do mesmo. Conforme o autor, os resultados mostram, por meio de simulação, que a precisão de posicionamento do efetuador final é adequada para as tarefas de manipulação realizadas por um ser humano sentado em uma bancada de trabalho.

O controle dinâmico passivo (PDC) de um manipulador pneumático rotativo de dois graus de liberdade é apresentado por Minamiyama et al., 2013. Nessa metodologia de controle, a operação da máquina é realizada após confirmar as condições de segurança de que os movimentos a serem produzidos não ultrapassem os limites de resistência dos seres humanos. Dentre as principais características desse controlador, destaca-se que o mesmo não necessita de modelo matemático da planta a ser controlada. Os controles de posição e de velocidade são realizados operando o freio de fricção eletromagnética e tem como objetivo principal a segurança, portanto, o controle é realizado liberando o sistema de acionamento de freio. No manipulador, os autores usaram válvulas *on/off* com atuadores pneumático rotativos, porém, como o controlador não exige a modelagem do sistema, as válvulas e os atuadores não

foram especificados. Como resultado, sem usar válvulas proporcionais, os autores concluem que foram obtidos bons resultados experimentais, todavia, acreditam que para uma futura comparação com resultados através dos métodos convencionais de controle, será necessário uma melhoria do desempenho do controle por meio de um ajuste mais refinado da largura de pulso do sinal de comando do freio.

Rijo, 2013, apresenta um trabalho focado no desenvolvimento de uma estrutura da base mecânica e do sistema de acionamento, transmissão e controle do 1º grau de liberdade de um robô cilíndrico de 5 graus de liberdade acionado pneumaticamente, no qual é também proposto um controlador baseado na técnica de realimentação de estados com alocação de pólos, incluindo um esquema de compensação da variação do momento de inércia do manipulador ocasionada pelo movimento do mesmo por meio de uma estratégia de escalonamento de ganho (*gain schedule*). O autor comparou resultados experimentais da técnica de controle com e sem a estratégia de escalonamento de ganhos, obtendo melhor desempenho com a inclusão do escalonamento de ganho tanto para o seguimento de trajetória quanto para o erro de posição em regime permanente.

Conforme já comentado, o desenvolvimento de um robô cilíndrico com cinco graus de liberdade acionado pneumaticamente foi realizado por Sarmanho, 2014. Neste trabalho, o autor propõe uma técnica de controle não linear baseada lei do Torque Calculado, diferenciando-se da sua estrutura tradicional pelo acréscimo da compensação explícita do atrito aplicado aos cinco subsistemas de atuação. O autor conclui que a sua metodologia leva o sistema a uma redução dos erros de posição no problema de seguimento de trajetória.

Fiegenbaum, 2016, apresenta a aplicação do controle PI em um robô do tipo Gantry (tipo pórtico) de três graus de liberdade com acionamento pneumático através de servoposicionadores lineares, com objetivo principal de realização de tarefas do tipo *pick-and-place*. O controlador do robô é implementado em diagrama de blocos através do *software* Simulink®, que tem como interface de sinais a placa dSPACE® DS1104 instalada no computador. Com os resultados obtidos o autor conclui que o desempenho do robô na manipulação de peças nos casos em que uma grande precisão não é requerida foi satisfatório.

Ferreira, 2016, apresenta o desenvolvimento e implementação de um Controlador Preditivo Generalizado (GPC) adaptativo e de um controlador proporcional integral derivativo (PID) para o controle de posição de um robô manipulador planar de dois graus de liberdade, sendo um rotacional e o outro prismático. O grau de liberdade rotacional possui como atuador

um moto-reductor de corrente contínua, enquanto o grau de liberdade prismático possui um servoacionador pneumático. A obtenção do modelo matemático do manipulador se deu através do estimador dos mínimos quadrados recursivos (MQR). A partir dos resultados experimentais, o autor conclui que o controlador GPC apresentou melhor desempenho no sistema de acionamento prismático, todavia no sistema rotacional pode levar o sistema a instabilidade.

Apresentadas as publicações das principais pesquisas sobre modelagem e controle de servoposicionadores pneumáticos rotativos e controle de manipuladores robóticos pneumáticos que tivessem similaridade técnica com os sistemas de servoacionamento utilizados no presente trabalho. Verifica-se que, por muito tempo, a complexidade e a forte não-linearidade do comportamento dos servoposicionadores pneumáticos constituem-se em importantes dificuldades para obter um controlador preciso e que a evolução contínua da instrumentação e dos componentes pneumáticos impulsionaram a evolução das soluções para obtenção de alta precisão em posicionamento. Todavia, ainda é notório que os atuadores pneumáticos mais utilizados na indústria e mais pesquisados academicamente ainda são os de movimentação linear, embora existam muitas aplicações que exigem movimentos de rotação, nas quais podem ser utilizados diferentes atuadores pneumáticos rotativos, o que é o foco do presente trabalho.

O controle dinâmico, robusto e preciso de sistemas pneumáticos requer usualmente a aplicação de técnicas de controle baseadas em modelos, como linearização por realimentação, modos deslizantes, controle adaptativo entre outros. Segundo McDonell, 1996, quanto mais fiel for o modelo do sistema, geralmente melhor será a resposta do controlador, acentuando, portanto, a importância de um modelo acurado do sistema, o qual não foi encontrado na vasta literatura pesquisada para o atuador rotacional em estudo. Nesse contexto, o presente trabalho apresenta um modelo de um servoatuador composto por um atuador pneumático rotativo incorporando o conceito de “raio médio”, conforme será visto mais adiante no Capítulo 3. A modelagem desse tipo específico de atuador rotativo não foi encontrada nas publicações de modelagem de servoposicionadores pneumáticos pesquisadas. Da mesma forma, não foi encontrado na literatura um manipulador pneumático constituído por acionadores rotativos do tipo estudado, tampouco, um controlador utilizando a metodologia do Controle por Torque Computado Adaptativo com Compensação explícita de Atrito, conforme será visto mais adiante no Capítulo 4.

Deste modo, a bibliografia sobre modelagem de servoacionadores pneumáticos rotativos supra citada, apesar de importante para o desenvolvimento do presente trabalho, não forneceu diretamente uma modelagem de servoacionadores pneumáticos rotacionais compatível com as necessidades do presente trabalho, tendo sido necessário realizar uma modelagem nova, usando, porém, os mesmos procedimentos das modelagens encontradas para os sistemas pneumáticos translacionais. Já, para o desenvolvimento do controlador do manipulador, as seguintes publicações tiveram grande importância para o desenvolvimento do presente trabalho: McDonell, 1996, Bobrow e McDonell, 1998, e Sarmanho, 2014, pois aplicaram e desenvolveram em manipuladores pneumáticos as metodologias de Controle por Torque Computado, Torque Computado com Compensação explícita de Atrito, e de Torque Computado Adaptativo (McDonell, 1996), os quais são considerados fundamentais para o embasamento teórico para o controlador desenvolvido no presente trabalho. Outras publicações sobre esses controladores, porém aplicados em manipuladores com outros tipos de acionamentos, são também importantes no contexto do presente trabalho, como, por exemplo, Slotine, 1988 e 1991, e Slotine e Li, 1988.

2.3 Metodologias de Controle para Manipuladores Robóticos Pneumáticos

O problema de controle em malha fechada de manipuladores, segundo Niku, 2013, pode exigir desde uma solução mais simples, como controladores lineares, ou mais complexa, como controladores não lineares, podendo envolver várias etapas. O autor complementa que neste processo pode ser necessário especificar inicialmente algumas características, como o tempo de percurso para atingir cada objetivo e o tipo de trajetória a ser percorrida, entre outros. Uma segunda etapa envolve o cálculo de uma trajetória entre a posição atual e a próxima posição a ser alcançada. Esta etapa tem por finalidade gerar referências intermediárias para os controladores de movimentos de juntas, de modo que o manipulador se movimente suavemente até a coordenada objetivo, evitando esforços excessivos nos atuadores, assim como vibrações ou movimentos que possam comprometer a estrutura mecânica do robô.

No controle de robô manipulador, fazê-lo seguir uma dada trajetória desejada é um problema básico. Já, um controlador é dito robusto quando pode garantir determinadas características de desempenho e estabilidade para um sistema na presença de incertezas nos

parâmetros do modelo, mesmo na presença de perturbações ou ruídos.

O controlador PID combina as ações de controle proporcional, integral e derivativa e é largamente utilizado em aplicações industriais. Segundo Jha et al., 2014, este controlador é capaz de eliminar erros em regime permanente devido à ação integral e antecipar as ações do processo por conta de sua ação derivativa. Já, a ação proporcional faz com que o sistema reaja à presença de erro, conferindo reações rápidas às perturbações, por exemplo. Todavia, é muito dependente da amplitude dos ganhos associados às ações de controle. Conforme Virvalo, 1989, Perondi, 2002, e Sobczyk, 2005 e 2009, quando aplicados a sistemas pneumáticos, por conta de problemas de estabilidade, os ganhos de controladores PID possuem limite relativamente pequeno com relação ao valor máximo permitido pelo sistema físico sem ocorrer saturação do atuador, ficando muito aquém dos valores necessários para que o comportamento dinâmico seja adequado às tarefas de seguimento rápido e preciso de trajetórias.

Uma alternativa ao tradicional controlador PID é a utilização da estratégia de controle por realimentação de estados, na qual os valores dos estados do sistema passíveis de serem medidos ou observados são comparados com referências a fim de gerar um sinal de controle. Conforme Ogata, 2003, Franklin et al., 2006, e Chen, 1999, para a correta implementação dessa técnica é necessário que o sistema a ser controlado seja devidamente representado na forma de espaço de estados, esse autores também ressaltam a possibilidade do uso deste método de controle somente para sistemas controláveis.

Dentro desta linha de pesquisa, a realimentação de estados do tipo PVA (Posição, Velocidade e Aceleração) permite a utilização do método de alocação de pólos para definição dos ganhos do controlador. De acordo com esta técnica, os pólos em malha fechada podem ser determinados através de especificações da dinâmica desejada para o sistema controlado [Ogata, 2003]. Esta técnica e o uso de observador de estados foram utilizados por Perondi e Guenther, 1999, em servoposicionadores pneumáticos. Os autores mostram que uma das dificuldades no uso destes controladores é a falta de robustez quanto à variação da inércia da massa deslocada.

Outra dificuldade para a implementação experimental do controlador PVA consiste na necessidade de obter a aceleração da massa movimentada, normalmente associada à derivação numérica de sinais de velocidade e métodos de filtragem, que por sua vez introduzem atraso de fase nos sinais processados. Discussões a respeito do controlador PVA aplicado a

servossistemas pneumáticos podem ser encontradas em Sobczyk, 2009, e Suzuki, 2010.

Uma variante do controlador PVA é o controle PV Δ P que, conforme Perondi e Guenther, 1999, substitui a realimentação da aceleração pela diferença entre as pressões nas câmaras do atuador. Esse método, segundo Cunha, 2001, e Perondi e Guenther, 1999, sofre menor interferência de ruídos, porém apresenta desempenho inferior no seguimento de trajetória inferior, quando comparado ao PVA.

Outra técnica de controle difundida no estudo de seguimento de trajetória para servoposicionadores pneumáticos é conhecida como linearização por realimentação (*feedback linearization*). Suzuki, 2010, afirma que esse método tem por objetivo diminuir os efeitos das não linearidades de um sistema, consistindo na aplicação de dois laços de realimentação à planta a ser controlada. Segundo Perondi, 2002, em sistemas pneumáticos o laço interno busca anular os efeitos de determinadas não lineares presentes no modelo do sistema através de uma realimentação da estimativa dos mesmos, enquanto que o segundo laço externo é utilizado efetivamente para controlar a planta, alterando seu comportamento dinâmico.

Slotine e Li, 1991, afirmam que tanto o controle PVA como o método de linearização por realimentação são aplicáveis apenas em sistemas com dinâmica interna estável e não garantem a robustez quanto às incertezas de parâmetros e baixa sensibilidade a perturbações.

Outra estratégia aplicada em robôs é o controle adaptativo. Conforme Spong et al., 2006, essa estratégia é utilizada para atenuar os efeitos das não linearidades presentes na dinâmica do movimento do manipulador. Lewis et al., 1993, classificam o controle adaptativo aplicado a manipuladores em dois grupos distintos. O primeiro grupo engloba uma versão adaptativa da dinâmica inversa ou controle de Torque Computado, pelo qual tenta linearizar e desacoplar globalmente as equações de movimento do robô manipulador. O segundo grupo se vale da passividade (propriedade que não acrescenta energia) da dinâmica do robô manipulador, sem linearizar as equações de movimento.

Slotine e Li, 1991, Lewis et al., 1993, e Sciavicco e Siciliano, 2000, afirmam que, nas aplicações de controle de robôs manipuladores, os efeitos gravitacionais podem ser compensados com o intuito de eliminar erros de regime e reduzir erros de seguimento de trajetórias.

Uma estratégia de controle baseada na passividade pode ser encontrada em Slotine e Li, 1988, consistindo na introdução de uma parcela de realimentação referente à antecipação e compensação do comportamento não linear do sistema através da modelagem do seu

comportamento (parcela *feedforward*) associado a uma parcela dissipativa. Posteriormente, esse modelo foi acrescido de uma lei adaptativa para reduzir os erros paramétricos tanto da mecânica do robô como da dinâmica dos atuadores. Posteriormente, em Liu et al., 2006, foi proposta uma estratégia que adapta os parâmetros da Matriz Jacobiana. Segundo os autores, a novidade do controlador proposto está no uso de um vetor regressor de sinais mensuráveis do sistema para atualizar online os parâmetros estimados do jacobiano.

No caso específico dos manipuladores robóticos acionados pneumaticamente, os mesmos apresentam duas principais fontes de não linearidades associadas ao seu sistema mecânicos. Conforme Sarmanho, 2014, a primeira consiste nas não linearidades relativas ao comportamento da inércia, efeitos de coriolis, gravitacionais e de atrito nas juntas, enquanto que a segunda fonte está diretamente relacionada ao comportamento do sistema de atuação. Segundo Perondi, 2002, e De Pieri et al., 2006, as principais não linearidades dos atuadores pneumáticos, os quais são objeto desse estudo, concentra-se na dinâmica referente à compressibilidade do ar e no comportamento não linear do atrito entre o êmbolo e o atuador.

Com o emprego do Torque Computado, técnica na qual se exige o conhecimento preciso dos parâmetros de inércia do robô manipulador, Lewis et al., 1993, afirmam que é possível diminuir, mas não eliminar os erros de seguimento de trajetória, os quais aumentam com as cargas e velocidades do robô manipulador.

As seções que seguem apresentam técnicas de controle que já foram aplicadas em dispositivos semelhantes aos utilizados para os acionamentos do robô SCARA, as quais servirão de embasamento teórico para o projeto proposto. Desta forma, a Seção 2.3.1 apresenta a técnica de controle por Torque Computado com Parâmetros Fixos (TC), largamente difundida na bibliografia, seguido pela apresentação da técnica de controle por Torque Computado com Compensação explícita de Atrito (TC_CA) proposta por Sarmanho, 2014, e aplicada a um manipulador de cinco graus de liberdade. Posteriormente será apresentada a técnica de controle por Torque Computado Adaptativo (TCA), proposta por Slotine, 1988, e aplicada a um manipulador de dois graus de liberdade.

Na descrição dessas as técnicas de controle, expostas nas seções 2.3.1 a 2.3.3, é considerado para efeito de equacionamento um manipulador de dois graus de liberdade com efeitos gravitacionais nulos, isto é, $\mathbf{g}(\mathbf{q}) = 0$, tendo em vista que o manipulador do presente trabalho, para fins de controle, tem o terceiro grau desacoplado dos demais e está no plano horizontal, portanto os dois primeiros graus de liberdade do manipulador SCARA atuam

perpendicularmente à ação da gravidade. As provas de estabilidade foram desenvolvidas utilizando o critério de estabilidade de Lyapunov (Slotine e Li, 1991; Vidyasagar, 1994).

2.3.1 Controle por Torque Computado

A lei de controle por Torque Computado (*Computed Torque Method*) pode ser dividida em duas partes: uma baseada no modelo dinâmico da planta, a qual objetiva transformar o modelo da planta originalmente não linear em um modelo linear. Assim, o manipulador passa a ser representado por um conjunto de sistemas lineares desacoplados. A outra parte, comandada usando o erro de seguimento (*error driven*), é responsável por uma compensação dinâmica baseada no erro entre o movimento desejado e o medido, representativo do movimento do robô [Craig, 2005].

Além de procurar eliminar as não linearidades do modelo dinâmico, o método do Torque Computado demonstra matematicamente que é possível estabelecer leis de controle para as novas entradas do sistema linearizado de forma a obter uma resposta dinâmica estável para o problema de seguimento de trajetória [Slotine e Li, 1991].

Em outras palavras, o controle por Torque Computado (TC) é baseado na escolha de um sinal de controle que compense as não linearidades do modelo dinâmico e resulte em um modelo dinâmico linearizado que possa ser controlado por técnicas tradicionais. Assim, considera-se o manipulador proposto na Figura 2.3, o qual representa os dois primeiros graus de liberdade servoacionados do manipulador SCARA e define-se o modelo dinâmico do mesmo por meio da Equação (2.1):

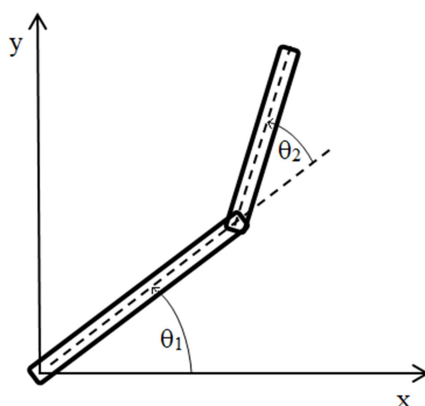


Figura 2.3 – Manipulador de dois graus de liberdade.

$$\mathbf{H}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} = \boldsymbol{\tau}, \quad (2.1)$$

onde \mathbf{q} é um vetor constituído pelas coordenadas a serem controladas (ângulos de junta), $\mathbf{H}(\mathbf{q})$ é uma matriz 2x2 dos momentos de inércia, $\ddot{\mathbf{q}}$ é o vetor 2x1 de acelerações, $\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})$ é uma matriz 2x2 em função das posições \mathbf{q} e velocidades $\dot{\mathbf{q}}$ que é multiplicado pelo vetor 2x1 de velocidades de junta $\dot{\mathbf{q}}$, $\boldsymbol{\tau}$ é o vetor 2x1 correspondente aos esforços aplicados pelos atuadores em cada junta. Os torques gravitacionais $\mathbf{g}(\mathbf{q})$, normalmente considerados do lado esquerdo da equação, são nulos para o caso em estudo pois os dois primeiros graus de liberdade do manipulador SCARA atuam perpendicularmente à ação da gravidade.

Dado um conjunto de funções vetoriais \mathbf{q}_d , $\dot{\mathbf{q}}_d$, e $\ddot{\mathbf{q}}_d$ que representam a posição, velocidade e aceleração desejadas das juntas de rotação, objetiva-se encontrar uma função vetorial $\boldsymbol{\tau}$ tal que as coordenadas reais das juntas \mathbf{q} sigam \mathbf{q}_d de forma precisa. Essa função vetorial $\boldsymbol{\tau}$ denomina-se de *lei de controle*.

Levando em consideração que o laço de controle é executado em malha fechada, isto é com realimentação de posição e velocidade do manipulador, a lei de controle dever levar em consideração os erros de seguimento de posição. A exemplo de Slotine e Li, 1988, define-se o vetor de erros de seguimento de posição e suas derivadas podem ser expressos por meio das equações (2.2) a (2.4):

$$\tilde{\mathbf{q}} = \mathbf{q} - \mathbf{q}_d, \quad (2.2)$$

$$\dot{\tilde{\mathbf{q}}} = \dot{\mathbf{q}} - \dot{\mathbf{q}}_d, \quad (2.3)$$

$$\ddot{\tilde{\mathbf{q}}} = \ddot{\mathbf{q}} - \ddot{\mathbf{q}}_d. \quad (2.4)$$

Para garantir a convergência a zero, é definido o vetor \mathbf{q}_r (Slotine e Li, 1987) como uma “referência de trajetória virtual” que incrementa a velocidade de resposta do controlador e tende a eliminar o erro à medida que o tempo passa. Essa referência é expressa com:

$$\mathbf{q}_r = \mathbf{q}_d - \boldsymbol{\Lambda} \int_0^t \tilde{\mathbf{q}} dt, \quad (2.5)$$

onde $\boldsymbol{\Lambda}$ é uma matriz diagonal positiva.

Usando a mesma situação de McDonell, 1996, a derivada primeira de \mathbf{q}_r será definida

como \mathbf{v} e, portanto, a derivada de segunda ordem de \mathbf{q}_r como $\dot{\mathbf{v}}$. Desta forma:

$$\mathbf{v} = \dot{\mathbf{q}}_d - \Lambda \tilde{\mathbf{q}}, \quad (2.6)$$

$$\dot{\mathbf{v}} = \ddot{\mathbf{q}}_d - \Lambda \dot{\tilde{\mathbf{q}}}, \quad (2.7)$$

$$\ddot{\mathbf{v}} = \ddot{\mathbf{q}}_d - \Lambda \ddot{\tilde{\mathbf{q}}}. \quad (2.8)$$

A lei de Slotine e Li [Slotine e Li, 1988] ou lei do Torque Computado (TC) foi equacionada pelo autor conjuntamente com sua prova de estabilidade por Lyapunov utilizando para tanto o equacionamento dinâmico do manipulador expresso pela Equação (2.1). A partir dela é possível definir uma lei de controle para o cálculo dos torques necessários para que cada grau de liberdade do manipulador siga adequadamente as respectivas trajetórias desejadas τ_d . Esta lei pode ser expressa através da Equação (2.9):

$$\tau_d = \mathbf{H}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{v}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\mathbf{v} - \mathbf{K}_d(\dot{\mathbf{q}} - \mathbf{v}) \quad (2.9)$$

onde \mathbf{K}_d é uma matriz de ganhos simétrica positiva. A primeira derivada da Lei de controle do Torque Computado (TC) é definida pela Equação (2.10):

$$\dot{\tau}_d = \mathbf{H}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{v}} + \dot{\mathbf{H}}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{v}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{v}} + \dot{\mathbf{C}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\mathbf{v} - \mathbf{K}_d(\ddot{\mathbf{q}} - \dot{\mathbf{v}}) \quad (2.10)$$

Conforme Slotine e Li, 1988, o vetor de termos proporcionais aos erros de seguimento de posição e velocidade \mathbf{s} e sua derivada podem ser expressos, respectivamente, por meio das equações (2.11) e (2.12):

$$\mathbf{s} = \dot{\tilde{\mathbf{q}}} + \lambda \tilde{\mathbf{q}} = \dot{\mathbf{q}} - \mathbf{v}, \quad (2.11)$$

$$\dot{\mathbf{s}} = \ddot{\tilde{\mathbf{q}}} + \lambda \dot{\tilde{\mathbf{q}}} = \ddot{\mathbf{q}} - \dot{\mathbf{v}}, \quad (2.12)$$

onde λ é um vetor de ganhos positivos.

Uma diferença importante entre um controlador TC aplicado a um sistema acionado eletricamente com relação a um sistema de potência fluídica é a impossibilidade, no segundo

caso, de realizar o controle da força (ou torque) diretamente. Isto ocorre porque o sinal de controle atua sobre a abertura da servoválvula a qual modula a amplitude da vazão que comanda, por sua vez, a derivada das pressões nas câmaras do atuador. Assim, o controle da força por meio da diferença de pressão entre as câmaras do atuador é realizado por meio da integração de uma função do sinal (ao invés de ser feito diretamente, como ocorre no caso elétrico).

Como a taxa de variação no tempo da diferença de pressão é inversamente proporcional à compressibilidade do fluido, pode-se atribuir uma das causas da limitação da velocidade de resposta dos sistemas pneumáticos também à alta compressibilidade do ar [Perondi, 2010].

Dado que a equação de controle deve ser realizada sobre a derivada da diferença da pressão e não diretamente sobre a pressão. McDonell, 1996, propõe uma nova lei de controle, aqui denominada de Torque Computado para Sistemas Pneumáticos (TC_SP), descrita pela Equação (2.13):

$$\dot{\tau}_{dsp} = \dot{\tau}_d - K_t s - K_a \tilde{\tau}, \quad (2.13)$$

onde K_t e K_a são matrizes de ganhos simétricas positivas e $\tilde{\tau}$ é a matriz de erro de torques e forças.

McDonell, 1996, define a matriz de erro de torques e forças $\tilde{\tau}$, conforme a Equação (2.14) e sua respectiva derivada pela Equação (2.15):

$$\tilde{\tau} = \tau - \tau_d, \quad (2.14)$$

$$\dot{\tilde{\tau}} = \dot{\tau} - \dot{\tau}_d. \quad (2.15)$$

Dado que o torque a ser aplicado pelo atuador pneumático pode ser escrito de forma a agrupar os termos que dependem da tensão na servoválvula u em uma função $\hat{u} = \hat{u}(P_A, P_B, \theta, u)$, e os termos que independem da tensão de controle em uma função $\hat{h} = \hat{h}(P_A, P_B, \theta, \dot{\theta})$, é possível escrever a lei de controle no mesmo formato, resultando:

$$\hat{h}(P_A, P_B, \theta, \dot{\theta}) + \hat{u}(P_A, P_B, \theta, u) = \dot{\tau}_d - K_t s - K_a \tilde{\tau}, \quad (2.16)$$

e, isolando \hat{u} , obtém-se:

$$\hat{u}(P_A, P_B, \theta, u) = -\hat{h}(P_A, P_B, \theta, \dot{\theta}) + \dot{\tau}_d - K_t s - K_a \tilde{\tau}. \quad (2.17)$$

Verifica-se, pela Equação (2.17), que a única variável a ser controlada é u , os demais parâmetros são conhecidos ou mensuráveis. A fim de obter o valor adequado da tensão de controle u a cada instante, necessita-se inverter a função \hat{u} , cada situação de enchimento e de esvaziamento das câmaras do atuador. Maiores detalhes desse procedimento estão apresentados no Apêndice D do corrente trabalho.

A fim de provar a estabilidade da lei de controle, McDonell, 1996, considera como a função de Lyapunov candidata a equação que representa a energia mecânica total do sistema V , descrita por meio da Equação (2.18):

$$V = \frac{1}{2} [s^T H(q) s + \tilde{\tau}^T K_t^{-1} \tilde{\tau}]. \quad (2.18)$$

Após devida manipulação algébrica, a derivada de V pode ser expressa pela Equação (2.19):

$$\dot{V} = s^T H(q) \dot{s} + \frac{1}{2} s^T \dot{H}(q) s + \tilde{\tau}^T K_t^{-1} \dot{\tilde{\tau}}. \quad (2.19)$$

Relembrando que a Equação da dinâmica do manipulador (Equação 2.1) é descrita por:

$$H(q) \ddot{q} + C(q, \dot{q}) \dot{q} = \tau, \quad (2.20)$$

incluindo conceito do erro de torque (Equação 2.14) à mesma, obtém-se:

$$\mathbf{H}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} = \tilde{\boldsymbol{\tau}} + \boldsymbol{\tau}_d. \quad (2.21)$$

Aplicando o Equacionamento da lei de controle por Torque Computado (Equação 2.10) na equação acima, em substituição a $\boldsymbol{\tau}_d$, obtém-se:

$$\mathbf{H}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} = \tilde{\boldsymbol{\tau}} + \mathbf{H}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{v}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\mathbf{v} - \mathbf{K}_d(\dot{\mathbf{q}} - \mathbf{v}). \quad (2.22)$$

Agrupando os termos e incorporando a definição do vetor de termos proporcionais aos erros de seguimento de posição e velocidade \mathbf{s} , obtém-se:

$$\mathbf{H}(\mathbf{q})(\ddot{\mathbf{q}} - \dot{\mathbf{v}}) + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})(\dot{\mathbf{q}} - \mathbf{v}) + \mathbf{K}_d(\dot{\mathbf{q}} - \mathbf{v}) - \tilde{\boldsymbol{\tau}} = 0, \quad (2.23)$$

$$\mathbf{H}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{s}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\mathbf{s} + \mathbf{K}_d\mathbf{s} - \tilde{\boldsymbol{\tau}} = 0. \quad (2.24)$$

Isolando $\mathbf{H}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{s}}$ na Equação (2.24), resulta:

$$\mathbf{H}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{s}} = -\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\mathbf{s} - \mathbf{K}_d\mathbf{s} + \tilde{\boldsymbol{\tau}}. \quad (2.25)$$

Substituindo agora a Equação (2.25) na Equação (2.19), tem-se:

$$\dot{\mathbf{V}} = \mathbf{s}^T [-\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\mathbf{s} - \mathbf{K}_d\mathbf{s} + \tilde{\boldsymbol{\tau}}] + \frac{1}{2}\mathbf{s}^T \dot{\mathbf{H}}(\mathbf{q})\mathbf{s} + \tilde{\boldsymbol{\tau}}^T \mathbf{K}_t^{-1} \dot{\tilde{\boldsymbol{\tau}}}, \quad (2.26)$$

$$\dot{\mathbf{V}} = -\mathbf{s}^T \mathbf{K}_d\mathbf{s} + \mathbf{s}^T \tilde{\boldsymbol{\tau}} + \frac{1}{2}\mathbf{s}^T \dot{\mathbf{H}}(\mathbf{q})\mathbf{s} - \mathbf{s}^T \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\mathbf{s} + \tilde{\boldsymbol{\tau}}^T \mathbf{K}_t^{-1}(\dot{\tilde{\boldsymbol{\tau}}} - \dot{\tilde{\boldsymbol{\tau}}}_d), \quad (2.27)$$

$$\dot{\mathbf{V}} = -\mathbf{s}^T \mathbf{K}_d\mathbf{s} + \mathbf{s}^T \tilde{\boldsymbol{\tau}} + \frac{1}{2}\mathbf{s}^T \left(\dot{\mathbf{H}}(\mathbf{q}) - 2\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \right) \mathbf{s} + \tilde{\boldsymbol{\tau}}^T \mathbf{K}_t^{-1}(\dot{\tilde{\boldsymbol{\tau}}} - \dot{\tilde{\boldsymbol{\tau}}}_d). \quad (2.28)$$

Conforme Sciavicco e Siciliano, 2000, sabendo que $\mathbf{N}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \dot{\mathbf{H}}(\mathbf{q}) - 2\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})$ é uma matriz anti-simétrica para uma escolha particular da matriz $\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})$, têm-se que $\mathbf{s}^T \mathbf{N}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = 0$, pode-se chegar então à seguinte expressão simplificada:

$$\dot{\mathbf{V}} = -\mathbf{s}^T \mathbf{K}_d\mathbf{s} + \mathbf{s}^T \tilde{\boldsymbol{\tau}} + \tilde{\boldsymbol{\tau}}^T \mathbf{K}_t^{-1}(\dot{\tilde{\boldsymbol{\tau}}} - \dot{\tilde{\boldsymbol{\tau}}}_d). \quad (2.29)$$

Substituindo $\dot{\tau}_{dsp}$ da Equação (2.13) na Equação (2.29), tem-se:

$$\dot{V} = -s^T K_d s + s^T \tilde{\tau} + \tilde{\tau}^T K_t^{-1} (\dot{\tau}_d - K_t s - K_a \tilde{\tau} - \dot{\tau}_d), \quad (2.30)$$

$$\dot{V} = -s^T K_d s + s^T \tilde{\tau} - \tilde{\tau}^T K_t^{-1} K_t s - \tilde{\tau}^T K_t^{-1} K_a \tilde{\tau}, \quad (2.31)$$

$$\dot{V} = -s^T K_d s - \tilde{\tau}^T K_t^{-1} K_a \tilde{\tau} \leq 0. \quad (2.32)$$

A Equação (2.32) permite concluir que o sistema é estável segundo Lyapunov, pois $\dot{V} \rightarrow 0$ quando $t \rightarrow \infty$ assim como $s \rightarrow 0$ e $\tilde{\tau} \rightarrow 0$ quando $t \rightarrow \infty$ e, a partir do Lema de Barbalat, segundo o qual, se $V \geq 0$, $\dot{V} \rightarrow 0$ se \dot{V} é uniformemente contínua, ou seja, se \ddot{V} é limitada. Para tanto, deriva-se a Equação (2.32):

$$\ddot{V} = -2s^T K_d \dot{s} - 2\tilde{\tau}^T K_t^{-1} K_a \dot{\tilde{\tau}}. \quad (2.33)$$

A fim de provar que \ddot{V} é limitada é necessário mostrar que s , \dot{s} , $\tilde{\tau}$ e $\dot{\tilde{\tau}}$ são limitados. Como $V \geq 0$ e $\dot{V} \leq 0$, V se mantém limitada e, da Equação (2.18) verifica-se que os vetores s e $\tilde{\tau}$ devem ser limitados. Além disso, dado que a definição de s , Equação (2.11), tem a forma de uma equação dinâmica linear invariante ao tempo e $-\lambda$ é composto unicamente por autovalores reais negativos, representa um sistema do tipo BIBO (*Bounded Input Bounded Output*). Resulta que $\dot{\tilde{q}}$ é limitado.

Como consequência, uma vez que os valores desejados para as trajetórias de junta são limitadas pela estrutura física do manipulador, então q e \dot{q} são limitados. Dado que a matriz de inércia $H(q)$ é inversível, a Equação (2.24) pode ser reescrita como:

$$\dot{s} = H^{-1}(q)[-C(q, \dot{q})s - K_d s + \tilde{\tau}], \quad (2.34)$$

concluindo que \dot{s} é limitada. Finalmente, dado que:

$$\dot{\tilde{\tau}} = \dot{\tau} - \dot{\tau}_d, \quad (2.35)$$

$$\dot{\tilde{\tau}} = (\dot{\tau}_d - K_t s - K_a \tilde{\tau}) - \dot{\tau}_d, \quad (2.36)$$

$$\dot{\tilde{\tau}} = -K_t \mathbf{s} - K_a \tilde{\tau}, \quad (2.37)$$

conclui-se que $\tilde{\tau}$ é limitada.

Conclui-se, portanto, que como \dot{V} é limitada e de acordo com o do Lema de Barbalat, \dot{V} irá convergir a zero e, portanto, \mathbf{s} e $\tilde{\tau}$ também. Além disso, $\mathbf{s} \rightarrow 0$ implica em $\tilde{\mathbf{q}} \rightarrow 0$.

No entanto, conforme Siciliano et al., 2010, verifica-se que esta técnica baseia-se na suposição de cancelamento perfeito de termos dinâmicos e então é usual levantar questões sobre problemas de sensibilidade e robustez devido à compensação inevitavelmente imperfeita.

A metodologia baseada no Torque Computado com parâmetros fixos tem sua aplicação geralmente questionada devido a não conseguir compensar perfeitamente os problemas práticos devido ao conhecimento imperfeito dos parâmetros mecânicos do manipulador, existência de dinâmicas não modeladas e constantes alterações nas cargas [Siciliano et al., 2010].

2.3.2 Controle por Torque Computado com Compensação Explícita do Atrito

Segundo Perondi, 2002, Sobczyk, 2005, Sobczyk, 2009, por motivos construtivos, os atritos nos atuadores pneumáticos são significativos, o que justifica a necessidade de uso de uma estratégia com compensação explícita do atrito a fim obter um controle mais efetivo. Desta forma, Sarmanho, 2014, propôs uma alteração na técnica de controle por Torque Computado com parâmetros fixos para aplicá-lo em sistemas físicos cuja estrutura não permite o controle direto das forças e torques aplicados às juntas, como o caso dos sistemas pneumáticos, onde apenas a derivada das forças e/ou torques podem ser diretamente controlados.

Nessa técnica, o autor definiu o termo $\mathbf{T}_{atr}(\dot{\mathbf{q}})$ como um vetor que representa os torques ou as forças de atrito associadas às juntas do manipulador e, portanto, define a nova equação de controle, isto é, a equação de controle do Torque Computado com Compensação do Atrito (TC_CA) é dada por:

$$\boldsymbol{\tau}_a = \mathbf{H}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{v}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\mathbf{v} - \mathbf{K}_d(\dot{\mathbf{q}} - \mathbf{v}) + \mathbf{T}_{atr}(\dot{\mathbf{q}}) \quad (2.38)$$

Analogamente, a Equação (2.1) da dinâmica do robô também é acrescida pelo termo $T_{atr}(\dot{q})$:

$$H(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q})\dot{q} + T_{atr}(\dot{q}) = \tau \quad (2.39)$$

A esta nova equação, Equação (2.39), que rege a dinâmica do manipulador com a presença do termo de atrito, o autor utilizou a definição do erro de torques e forças $\tilde{\tau}$, conforme Equação (2.14), substituindo-a na Equação (2.39):

$$H(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q})\dot{q} = \tilde{\tau} + \tau_d - T_{atr}(\dot{q}) \quad (2.40)$$

Substituindo agora a lei de controle por Torque Computado, Equação (2.10), na Equação (2.40), tem-se:

$$H(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q})\dot{q} = \tilde{\tau} + H(q)\dot{v} + C(q, \dot{q})v - K_d(\dot{q} - v) - T_{atr}(\dot{q}). \quad (2.41)$$

Agrupando os termos, resulta:

$$H(q)(\ddot{q} - \dot{v}) + C(q, \dot{q})(\dot{q} - v) + K_d(\dot{q} - v) - \tilde{\tau} + T_{atr}(\dot{q}) = 0. \quad (2.42)$$

Com a substituição dos vetores de termos proporcionais aos erros de seguimento de posição e velocidade s e \dot{s} definidos respectivamente pelas equações (2.11) e (2.12) na Equação (2.42), é possível obter-se a Equação (2.43):

$$H(q)\dot{s} + C(q, \dot{q})s + K_d s - \tilde{\tau} + T_{atr}(\dot{q}) = 0. \quad (2.43)$$

Sarmanho, 2014, define o erro de seguimento de forças e torques, considerando o efeito do atrito $\tilde{\tau}_a$, como:

$$\tilde{\tau}_a = \tilde{\tau} - T_{atr} = \tau - \tau_d - T_{atr}. \quad (2.44)$$

O mesmo autor, a fim de provar a estabilidade do sistema, propõe como candidata a

função Lyapunov a Equação (2.45):

$$V = \frac{1}{2} [s^T H(q)s + \tilde{\tau}_a^T K_t^{-1} \tilde{\tau}_a]. \quad (2.45)$$

A primeira derivada da Equação (2.45) é expressa por:

$$\dot{V} = s^T \dot{H}(q)s + s^T H(q)\dot{s} + \tilde{\tau}_a^T K_t^{-1} \dot{\tilde{\tau}}_a. \quad (2.46)$$

Desta forma, isolando $H(q)\dot{s}$ da Equação (2.43) e substituindo na Equação (2.46), obtém-se:

$$\dot{V} = -s^T K_d s + s^T \tilde{\tau}_a + \frac{1}{2} s^T [\dot{H}(q) - 2C(q, \dot{q})]s + \tilde{\tau}_a^T K_t^{-1} (\dot{\tau} - \dot{\tau}_d - \dot{T}_{atr}), \quad (2.47)$$

onde $\dot{T}_{atr}(\dot{q})$ é a primeira derivada no tempo das forças de torque de atrito no espaço das juntas do robô.

Novamente, sabendo que $N(q, \dot{q}) = \dot{H}(q) - 2C(q, \dot{q})$ é uma matriz anti-simétrica para uma escolha particular da matriz $C(q, \dot{q})$, têm-se que $s^T N(q, \dot{q}) = 0$, o que resulta em:

$$\dot{V} = -s^T K_d s + s^T \tilde{\tau}_a + \tilde{\tau}_a^T K_t^{-1} (\dot{\tau} - \dot{\tau}_d - \dot{T}_{atr}). \quad (2.48)$$

A Equação (2.48) depende da derivada primeira no tempo das forças e torques aplicados nas juntas. Assim, buscando seguir a trajetória desejada, supondo que as matrizes de forças e torques de atrito e das suas derivadas são conhecidas, o autor propôs a seguinte expressão para a derivada do torque desejado, aqui denominado por $\dot{\tau}_{dsp_ca}$:

$$\dot{\tau}_{dsp_ca} = \dot{\tau}_d - K_t s - K_a \tilde{\tau}_a + \dot{T}_{atr}. \quad (2.49)$$

onde K_a é o ganho que multiplica o erro de forças.

Destaca-se que a principal alteração realizada por Sarmanho, 2014, em relação ao equacionamento tradicional da técnica de controle por Torque Computado se dá pela inclusão de dois termos que não estão presentes no equacionamento proposto por McDonell, 1996: o

termo \dot{T}_{atr} referente à derivada primeira da força de atrito no tempo e o termo $\tilde{\tau}_a$ que considera a força de atrito no cálculo do erro de seguimento de força substituindo o termo $\tilde{\tau}$ no equacionamento de McDonell, 1996, definidos pelas equações (2.14) e (2.15).

Substituindo a Equação (2.49) na Equação (2.48), é possível obter as seguintes expressões:

$$\dot{V} = -s^T K_d s + s^T \tilde{\tau}_a - \tilde{\tau}_a^T K_t^{-1} K_t s - \tilde{\tau}_a^T K_t^{-1} K_a \tilde{\tau}_a, \quad (2.50)$$

$$\dot{V} = -s^T K_d s - \tilde{\tau}_a^T K_t^{-1} K_a \tilde{\tau}_a \leq 0. \quad (2.51)$$

A fim de provar que $\dot{V} \rightarrow 0$ quando $t \rightarrow \infty$, e, desta forma, que os vetores de erros $s \rightarrow 0$ e $\tilde{\tau}_a \rightarrow 0$ quando $t \rightarrow \infty$, Sarmanho, 2014, utilizou o Lema de Barbalat, segundo o qual, se $V \geq 0$ e $\dot{V} \geq 0$, $\dot{V} \rightarrow 0$ se \dot{V} é uniformemente contínua, ou seja, se \ddot{V} é limitada. Para tanto, deriva-se a Equação (2.51):

$$\ddot{V} = -2s^T K_d \dot{s} - 2\tilde{\tau}_a^T K_t^{-1} K_a \dot{\tilde{\tau}}_a. \quad (2.52)$$

A fim de provar que \ddot{V} é limitada é necessário mostrar que s , \dot{s} , $\tilde{\tau}_a$ e $\dot{\tilde{\tau}}_a$ são limitados. Como $V \geq 0$ e $\dot{V} \leq 0$, V se mantém limitada e, da Equação (2.45) conclui-se que os vetores s e $\tilde{\tau}_a$ devem ser limitados. Assim, lembrando que s , Equação (2.11), representa um sistema do tipo BIBO (*Bounded Input Bounded Output*) de primeira ordem quando $\lambda > 0$, com entrada definida como s e saída como \tilde{q} . Logo, se $s \rightarrow 0$ então $\tilde{q} \rightarrow 0$ e $\ddot{q} \rightarrow 0$, e como consequência, uma vez que os valores desejados para as trajetórias de junta são limitadas pela estrutura física do manipulador, então q e \dot{q} são limitados. Dado que a matriz de inércia $H(q)$ é inversível, a Equação (2.43) pode ser reescrita como:

$$\dot{s} = H^{-1}(q)[-C(q, \dot{q})s - K_d s + \tilde{\tau}_a], \quad (2.53)$$

concluindo que \dot{s} é limitada.

Substituindo a Equação (2.49) na derivada da equação que define $\tilde{\tau}_a$, isto é, na derivada da Equação (2.44), tem-se:

$$\dot{\tilde{\tau}}_a = \dot{\tau}_d - K_t s - K_a \tilde{\tau}_a + \dot{T}_{atr} - \dot{\tau}_d - \dot{T}_{atr} = -K_t s - K_a \tilde{\tau}_a, \quad (2.54)$$

o que permite concluir que $\dot{\tilde{\tau}}_a$ é limitada pelo valores de s e $\tilde{\tau}_a$. Assim, pode-se concluir que \dot{V} é limitada e de acordo com o Lema de Barbalat, $\dot{V} \rightarrow 0$ quando $t \rightarrow \infty$ e, como consequência, $s \rightarrow 0$ e $\tilde{\tau}_a \rightarrow 0$ quando $t \rightarrow \infty$. Quando $s \rightarrow 0$, os erros de seguimento de posição e velocidade também tendem a zero e, quando $\tilde{\tau}_a \rightarrow 0$ a força aplicada tende ao valor da soma da força da Lei do Torque Computado com parâmetros fixos com o termo de compensação de atrito, ou seja, $\tau \rightarrow \tau_d + T_{atr}$.

Aplicando a lei do Torque Computado com a compensação explícita do atrito na forma de agrupar os termos que dependem da tensão na servoválvula u e que independem da tensão de controle, para que sejam fornecidos os valores de torque desejados, é obtido pela substituição de $\dot{\tau}_{dsp_ca}$, definido pela Equação (2.49), na variável $\dot{\tau}$, obtendo:

$$\hat{u}(P_A, P_B, \theta, u) = -\hat{h}(P_A, P_B, \theta, \dot{\theta}) + \dot{\tau}_d - K_t s - K_a \tilde{\tau}_a + \dot{T}_{atr}. \quad (2.55)$$

2.3.2.1 Observador *LuGre* dos Torques de Atrito

Dada a proposta de controle apresentada na Seção 2.3.2, pode-se utilizar para encontrar o valor do termo referente ao torque de atrito T_{atr} um algoritmo observador baseado no modelo *LuGre*. Canudas et al., 1995, propõem um observador para a força de atrito, no qual o torque de atrito estimado \hat{T}_{atr_i} em cada atuador é definido como:

$$\hat{T}_{atr_i} = \sigma_{0_i} \hat{z}_i + \sigma_{1_i} \dot{\hat{z}}_i + \sigma_{2_i} \omega_i, \quad (2.56)$$

onde \hat{z}_i é a estimativa do estado interno não observável, dado por:

$$\dot{\hat{z}}_i = \omega_i - \frac{|\omega_i| \sigma_{0_i}}{g_i(\omega_i)} \hat{z}_i - K_{obs_i} \tilde{\theta}_i, \quad (2.57)$$

onde $K_{obs_i} > 0$ é o ganho de observação estritamente positivo e $\tilde{\theta}_i = \theta_i - \theta_{r_i}$ é o erro de seguimento de trajetória em posição.

Esse modelo pode requerer algumas pequenas alterações a fim de que possa ser utilizado para a compensação de atrito em algumas estratégias de controle aplicadas a sistemas pneumáticos. Isto ocorre, porque, conforme já comentado, essas estratégias de controle exigem em sua lei de controle, um termo específico relativo à derivada do torque de atrito \dot{T}_{atr_i} , o qual deverá ser calculado para compor o sinal de controle aplicado aos atuadores.

O diagrama do observador de atrito utilizado no Controlador por Torque Computado com Compensação de Atrito e no controlador desenvolvido no âmbito do presente trabalho está ilustrado na Figura 2.4.

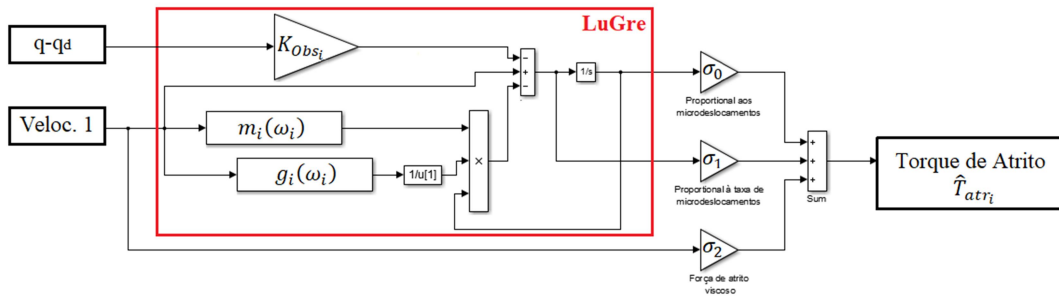


Figura 2.4 – Diagrama observador de atrito *LuGre*.

O modelo *LuGre* apresenta uma descontinuidade em sua estrutura matemática relativa à função módulo, a qual deve ser substituída por uma forma suavizada definida como $m_i(\omega_i)$:

$$m_i(\omega_i) = \frac{2}{\pi} \omega_i \arctan(k_{v_i} \omega_i) \geq 0, \quad (2.58)$$

onde k_{v_i} é uma constante positiva. A suavização da função sinal tem por propriedade $m_i(\omega_i)\omega_i = \text{sgn}(\omega_i)\omega_i$ na origem e quando $k_{v_i}\omega_i \rightarrow \infty$. Assim, utilizando valores elevados de k_{v_i} se obtêm uma boa aproximação [Perondi, 2002; Valdieiro, 2005; Sobczyk, 2005]. Além disso, Sobczyk, 2009, mostra também que o termo $0 \leq m_i(\omega_i)\omega_i \leq |\omega_i|$ e a função $g_i(\omega_i)$ estão limitados por $T_{c_i} \leq g_i(\omega_i) \leq T_{s_i}$.

Para obter a derivada temporal do torque de atrito estimado (\hat{T}_{atr_i}), derivada da Equação (2.56), deve-se substituir o termo $|\omega_i|$ por $m_i(\dot{\omega}_i)$ na Equação (2.57). Da mesma forma que Perondi, 2002, Valdieiro, 2005, Sobczyk, 2005, Sarmanho, 2014, no presente trabalho, o estado interno não-mensurável (\dot{z}) é estimado através do uso do seguinte observador, definido como:

$$\frac{d\hat{z}_i}{dt} = \omega_i - \frac{m_i(\omega_i)\sigma_{0i}}{g_i(\omega_i)}\hat{z}_i - \sigma_{0i}K_{Obs_i}\tilde{\omega}_i. \quad (2.59)$$

Por sua vez, a diferença residual $\Delta_i(\omega_i) \geq 0$ descrita como $\Delta_i(\omega_i) = |\omega_i| - m_i(\omega_i)$, que resulta no erro de estimativa do estado interno $\dot{\hat{z}}_i(t)$, é equacionado como:

$$\frac{d\hat{z}_i}{dt} = -\frac{m_i(\omega_i)\sigma_{0i}}{g_i(\omega_i)}\hat{z}_i - \Delta_i(\omega_i)z + \sigma_{0i}K_{Obs_i}\tilde{\omega}_i. \quad (2.60)$$

Definindo o erro de estimativa no torque de atrito em um i -ésimo atuador como:

$$\tilde{T}_{atr_i} = T_{atr_i} - \hat{T}_{atr_i}. \quad (2.61)$$

Aplicando a expressão do equacionamento do atrito *LuGre* ($T_{atr_i} = \sigma_{0i}z_i + \sigma_{1i}\frac{dz_i}{dt} + \sigma_{2i}\omega_i$) em (2.61), resulta na definição do erro de estimativa para o atrito, da forma:

$$\tilde{T}_{atr_i} = \sigma_{0i}\tilde{z}_i + \sigma_{1i}\dot{\tilde{z}}_i. \quad (2.62)$$

Sarmanho, 2014, define a estimativa para a força de atrito que, no presente trabalho, é expressa como estimativa de torque de atrito:

$$\hat{T}_{atr_i} = J_a^{-1}\hat{T}_{atr_i} = J_a^{-1}[\sigma_{0i}\hat{z}_i + \sigma_{1i}\dot{\hat{z}}_i + \sigma_{2i}\omega_i], \quad (2.63)$$

onde J_a é a matriz jacobiana que faz a transformação das coordenadas de juntas para as coordenadas generalizadas, visto que o manipulador estudado possuía diferentes tipos de transmissão. Assim, como as coordenadas de juntas e generalizadas coincidem no manipulador SCARA objeto deste trabalho, J_a será uma matriz unitária. Desta forma, ciente de que o acionamento dos atuadores pneumáticos é efetuado de forma direta no primeiro e segundo graus de liberdade, o equacionamento de \hat{T}_{atr_i} é:

$$\hat{T}_{atr_i} = \hat{T}_{atr_i} = [\sigma_{0_i}\hat{z}_i + \sigma_{1_i}\dot{\hat{z}}_i + \sigma_{2_i}\omega_i], \quad (2.64)$$

e o erro em torque de atrito é:

$$\tilde{T}_{atr_i} = T_{atr_i} - \hat{T}_{atr_i} = \tilde{T}_{atr_i}. \quad (2.65)$$

McDonell, 1996, mostra que em sistemas com acionamento pneumático, a combinação linear dos erros de seguimento de posição e velocidade \mathbf{s} tende a zero quando é aplicada a Lei do Torque Computado com parâmetros fixos. Sarmanho, 2014, acrescenta que a utilização de uma parcela na lei de controle de compensação explícita do atrito, além de manter esta propriedade, apresenta vantagens significativas em aplicações experimentais para servoposicionadores pneumáticos, pois permite compensar parte dos erros de seguimento de trajetória ocasionados pelas forças de atrito utilizando ganhos com valores menores, o que diminui, por exemplo, o efeito dos ruídos presentes nas medições, permitindo usar filtros com maior frequência de corte, o que aumenta a largura de banda efetiva do sistema, favorecendo dessa forma o resultado prático do controle.

Cabe, porém, destacar algumas deficiências deste algoritmo de controle. A primeira está associada ao observador de atrito que não apresenta a possibilidade de considerar assimetrias de comportamento dependentes do sentido de deslocamento da aleta, o que pode levar a erros residuais de posição. A segunda, conforme Sarmanho, 2014, está associada à presença de picos de erro significativos no início dos movimentos de inversão de sentido que ocorre devido ao integrador presente no modelo de observação do atrito, o qual faz com que na situação na qual o elo já se encontra com velocidade nula, o mesmo exiba um valor observado de força. Assim, quando o sentido da velocidade se inverte, o integrador demora

alguns instantes até ser “descarregado”, fazendo com que o controlador proposto, Torque Computado com Compensação explícita de Atrito (TC_CA), tenha que imprimir uma ação de controle mais agressiva, ocasionando um sobrepassamento da referência nestes casos. Tal situação não é, evidentemente, favorável, todavia não inviabilizou a utilização do mesmo no conforme descreve Sarmanho, 2014. A seção 5.2 demonstra que essa situação foi minimizada no presente trabalho.

2.3.3 Controle por Torque Computado Adaptativo

O controlador deve fornecer os sinais para que os atuadores de forma que as trajetórias das juntas convirjam para as trajetórias desejadas. Desta forma, deve ser idealmente capaz de fazer com que o erro de posição, isto é, a diferença entre a posição desejada e a posição do manipulador, convirja para zero quando o tempo tende a infinito. Conforme já destacado, dentre as diversas técnicas de controle já aplicadas em servoposicionadores pneumáticos, o presente trabalho tem por objetivo contribuir com o desenvolvimento de um algoritmo de controle baseado na técnica de torque computado adaptativo acrescido de um esquema de compensação explícita de atrito.

A pesquisa em controle adaptativo começou no início da década de 1950 em conexão com o projeto de pilotos automáticos para aeronaves de alto desempenho, que operam em uma ampla gama de velocidades e altitudes e, portanto, experimentam grandes variações de parâmetros. Mas somente na década de 80 a teoria do controle adaptativo foi aprofundada, valendo-se de várias ferramentas da teoria do controle não-linear. Esses avanços teóricos, juntamente com a disponibilidade de computação cada vez mais acessível, levaram a muitas aplicações práticas, em áreas como a robótica, controle de aeronaves, processos químicos, sistemas de energia, navegação e bioengenharia [Slotine, 1988].

Embora o termo adaptativo possa ter significados amplos, os projetos de controle adaptativo atuais são aplicados principalmente a sistemas com estrutura dinâmica conhecida, mas parâmetros desconhecidos ou que variam lentamente, dentre os quais se inclui o robô objeto de estudo deste trabalho, o qual pode sofrer variação dos seus parâmetros causadas por diferentes cargas transportadas, por desgastes e deteriorações de materiais ao longo do tempo e falta de precisão em sua montagem, haja vista não ser um robô de fabricação industrial.

Segundo Wang et al., 1998, o controle de um robô de alto desempenho é normalmente

dividido em uma etapa não linear baseada no modelo dinâmico do manipulador e em uma parte de compensação de incertezas de modelagem e parâmetros que podem variar ao longo do tempo. Os autores afirmam que a parte da compensação das incertezas é geralmente desenvolvida segundo o método de Torque Computado Adaptativo (TCA).

Conforme Slotine e Li, 1991, o controle adaptativo é utilizado quando os parâmetros do sistema não são completamente conhecidos, tornando-o menos sensível às variações desses parâmetros.

Desta forma, na Lei de Controle por Torque Computado Adaptativo, supõe-se que a planta tenha uma estrutura conhecida, embora alguns parâmetros sejam desconhecidos. Dado que o controlador é parametrizado por uma série de ganhos ajustáveis e deve ter uma capacidade de seguir adequadamente a trajetória desejada quando todos os parâmetros são todos conhecidos. Por outro lado, quando os parâmetros da planta não são precisamente conhecidos uma das alternativas para melhorar o desempenho é a de utilizar um mecanismo de adaptação que ajusta os ganhos do controlador, de modo que o seguimento de trajetória seja alcançado adequadamente.

No desenvolvimento da lei de adaptação, procura-se sintetizar um mecanismo de adaptação que garanta que o sistema de controle permaneça estável e o erro de seguimento de trajetória convirja para zero à medida que os parâmetros são variados.

Desta forma, os conceitos definidos pela técnica de controle por Torque Computado na Seção 2.3.1 necessitam ser ampliados. Conforme McDonell, 1996, embora a equação da dinâmica de um manipulador seja não linear, parâmetros de interesse, como momentos de inércia, aparecem como coeficientes lineares das funções conhecidas das variáveis de junta. Desta forma, a dinâmica do manipulador pode ser escrita conforme a Equação (2.66):

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{H}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} \equiv \mathbf{Y}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}})\mathbf{a}, \quad (2.66)$$

onde $\mathbf{Y}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}})$ é uma matriz de termos conhecidos e \mathbf{a} é o vetor dos parâmetros de interesse.

A lei de Slotine e Li [Slotine e Li, 1988] para o controlador por Torque Computado, reescrita aqui como a Equação (2.67):

$$\boldsymbol{\tau}_d = \mathbf{H}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{v}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\mathbf{v} - \mathbf{K}_d\mathbf{s}, \quad (2.67)$$

foi modificada por McDonell, 1996, para ser aplicada de forma adaptativa para sistema com atuação pneumática. Nesse sentido, McDonnell, 1996, propôs a seguinte lei para o torque desejado e sua derivada primeira para o controlador por Torque Computado Adaptativo (TCA):

$$\tau_d = \hat{H}(q)\dot{v} + \hat{C}(q, \dot{q})v - K_d s = Y(q, \dot{q}, v, \dot{v})\hat{a} - K_d s \quad (2.68)$$

$$\begin{aligned} \dot{\tau}_d &= \hat{H}(q)\ddot{v} + \hat{C}(q, \dot{q})\dot{v} + \dot{\hat{H}}(q)\dot{v} + \dot{\hat{C}}(q, \dot{q})v - K_d \dot{s} \\ &= Y(q, \dot{q}, v, \dot{v})\dot{\hat{a}} + \dot{Y}(q, \dot{q}, v, \dot{v})\hat{a} - K_d \dot{s}, \end{aligned} \quad (2.69)$$

onde \hat{H} é a matriz estimada de H , \hat{C} é a matriz estimada de C , v e s já foram definidos na Seção 2.3.1, \hat{a} é um vetor de valores estimados para os parâmetros e Y é uma matriz conhecida composta pelos termos lineares ou não lineares que não dependem dos parâmetros físicos e geométricos do sistema.

Spong e Ortega, 1990, definem a matriz Y que, adaptada para o manipulador SCARA estudado nesse trabalho, é descrita pela Equação (2.70):

$$Y = \begin{bmatrix} \dot{v}_1 & \dot{v}_1 & \dot{v}_1 + \dot{v}_2 & \gamma_1 & \dot{v}_1 & \dot{v}_1 + \dot{v}_2 \\ 0 & 0 & \dot{v}_1 + \dot{v}_2 & \gamma_2 & 0 & \dot{v}_1 + \dot{v}_2 \end{bmatrix}, \quad (2.70)$$

onde $\gamma_1 = 2 \cos(\theta_2)\dot{v}_1 + \cos(\theta_2)\dot{v}_2 - \sin(\theta_2)v_1\dot{\theta}_2 - \sin(\theta_2)v_2(\dot{\theta}_1 + \dot{\theta}_2)$ e $\gamma_2 = \cos(\theta_2)\dot{v}_1 + \sin(\theta_2)v_1\dot{\theta}_1$.

Spong e Ortega, 1990, também definem o vetor de parâmetros desconhecidos \hat{a} para um manipulador de dois graus de liberdade que, adaptado para o manipulador SCARA, é definido como:

$$\hat{a} = [a_1 \quad \dots \quad a_6]^T, \quad (2.71)$$

onde $a_1 = m_1 r_1^2$, $a_2 = m_2 l_1^2$, $a_3 = m_2 r_2^2$, $a_4 = m_2 l_1 r_2$, $a_5 = I_1$, $a_6 = I_2$. Os parâmetros m_i , l_i , r_i , I_i , são respectivamente, massa, comprimento de elos, centro de massa, e momento de inércia de cada grau de liberdade e estão definidos no Apêndice A e identificados na Seção 32.

McDonell, 1996, propõe a Lei de adaptação dos parâmetros por meio da derivada dos

parâmetros estimados $\hat{\mathbf{a}}$ expressa como:

$$\dot{\hat{\mathbf{a}}} = -\mathbf{\Gamma}\mathbf{Y}^T(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \mathbf{v}, \dot{\mathbf{v}})\mathbf{s}, \quad (2.72)$$

onde $\mathbf{\Gamma}$ é uma matriz simétrica positiva. O autor também propõe, a fim de provar a estabilidade em malha fechada do controlador, como candidata a função de Lyapunov e respectiva derivada as equações (2.73) e (2.74):

$$\mathbf{V} = \frac{1}{2}(\mathbf{s}^T \mathbf{H}(\mathbf{q})\mathbf{s} + \tilde{\mathbf{a}}^T \mathbf{\Gamma}^{-1} \tilde{\mathbf{a}} + \tilde{\boldsymbol{\tau}}^T \mathbf{K}_t^{-1} \tilde{\boldsymbol{\tau}}), \quad (2.73)$$

$$\dot{\mathbf{V}} = \mathbf{s}^T \mathbf{H}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{s}} + \frac{1}{2} \mathbf{s}^T \dot{\mathbf{H}}(\mathbf{q})\mathbf{s} + \dot{\tilde{\mathbf{a}}}^T \mathbf{\Gamma}^{-1} \tilde{\mathbf{a}} + \tilde{\boldsymbol{\tau}}^T \mathbf{K}_t^{-1} \dot{\tilde{\boldsymbol{\tau}}} \quad (2.74)$$

onde $\tilde{\mathbf{a}} = \hat{\mathbf{a}} - \mathbf{a}$, é definida como a diferença entre os valores estimados $\hat{\mathbf{a}}$ e os parâmetros da planta \mathbf{a} .

Lembrando a equação que define o erro de torque, Equação (2.14), em que $\tilde{\boldsymbol{\tau}} = \boldsymbol{\tau} - \boldsymbol{\tau}_d$, e, substituindo nesta expressão a equação da dinâmica, Equação (2.1), em que $\mathbf{H}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} = \boldsymbol{\tau}$, obtém-se:

$$\mathbf{H}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} = \tilde{\boldsymbol{\tau}} + \boldsymbol{\tau}_d. \quad (2.75)$$

Substituindo o valor do torque desejado definido pela Equação (2.68) na Equação (2.75), tem-se:

$$\mathbf{H}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} = \tilde{\boldsymbol{\tau}} + \hat{\mathbf{H}}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{v}} + \hat{\mathbf{C}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\mathbf{v} - \mathbf{K}_d\mathbf{s}. \quad (2.76)$$

Expandindo agora a Equação (2.76), obtém-se:

$$\mathbf{H}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} = \tilde{\boldsymbol{\tau}} + [\tilde{\mathbf{H}}(\mathbf{q}) + \mathbf{H}(\mathbf{q})]\dot{\mathbf{v}} + [\tilde{\mathbf{C}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})]\mathbf{v} - \mathbf{K}_d\mathbf{s}. \quad (2.77)$$

Reagrupando os termos da Equação (2.77), permite reescrevê-la como:

$$H(q)(\ddot{q} - \dot{v}) = -C(q, \dot{q})(\dot{q} - v) + \tilde{H}(q)\dot{v} + \tilde{C}(q, \dot{q})v - K_d s + \tilde{\tau}, \quad (2.78)$$

$$H(q)\dot{s} = -C(q, \dot{q})s + \tilde{H}(q)\dot{v} + \tilde{C}(q, \dot{q})v - K_d s + \tilde{\tau}, \quad (2.79)$$

$$H(q)\dot{s} = -C(q, \dot{q})s + Y(q, \dot{q}, v, \dot{v})\tilde{a} - K_d s + \tilde{\tau}. \quad (2.80)$$

Substituindo a Equação (2.80) na expressão da derivada primeira da equação candidata a função de Lyapunov, Equação (2.74) tem-se, portanto:

$$\dot{V} = s^T [-C(q, \dot{q})s + Y(q, \dot{q}, v, \dot{v})\tilde{a} - K_d s + \tilde{\tau}] + \frac{1}{2}s^T \dot{H}(q)s + \dot{\tilde{a}}^T \Gamma^{-1} \tilde{a} + \tilde{\tau}^T K_t^{-1} \dot{\tilde{\tau}} \quad (2.81)$$

$$\begin{aligned} \dot{V} = s^T Y(q, \dot{q}, v, \dot{v})\tilde{a} + \frac{1}{2}s^T [\dot{H}(q) - 2C(q, \dot{q})]s - s^T K_d s + s^T \tilde{\tau} + \dot{\tilde{a}}^T \Gamma^{-1} \tilde{a} \\ + \tilde{\tau}^T K_t^{-1} \dot{\tilde{\tau}}, \end{aligned} \quad (2.82)$$

$$\dot{V} = s^T Y(q, \dot{q}, v, \dot{v})\tilde{a} - s^T K_d s + s^T \tilde{\tau} + \dot{\tilde{a}}^T \Gamma^{-1} \tilde{a} + \tilde{\tau}^T K_t^{-1} \dot{\tilde{\tau}}. \quad (2.83)$$

A passagem da Equação (2.82) para a Equação (2.83) vale-se também da propriedade de anti-simetria da matriz $N(q, \dot{q}) = \dot{H}(q) - 2C(q, \dot{q})$.

Como os termos nominais do vetor de parâmetros \mathbf{a} são constantes, a derivada primeira de $\tilde{\mathbf{a}} = \hat{\mathbf{a}} - \mathbf{a}$ resulta $\dot{\tilde{\mathbf{a}}} = \dot{\hat{\mathbf{a}}}$. Assim, substituindo a transposta de $\dot{\tilde{\mathbf{a}}}$ expressa pela Equação (2.72) no lugar de $\dot{\tilde{\mathbf{a}}}^T$ na Equação (2.83), tem-se:

$$\dot{V} = s^T Y(q, \dot{q}, v, \dot{v})\tilde{a} - s^T K_d s + s^T \tilde{\tau} - s^T Y(q, \dot{q}, v, \dot{v})\Gamma^T \Gamma^{-1} \tilde{a} + \tilde{\tau}^T K_t^{-1} \dot{\tilde{\tau}}, \quad (2.84)$$

$$\dot{V} = -s^T K_d s + s^T \tilde{\tau} + \tilde{\tau}^T K_t^{-1} \dot{\tilde{\tau}}, \quad (2.85)$$

$$\dot{V} = -s^T K_d s + s^T \tilde{\tau} + \tilde{\tau}^T K_t^{-1} (\dot{\tilde{\tau}} - \dot{\tau}_d). \quad (2.86)$$

A Equação (2.86) coincide com a Equação (2.29), utilizada na prova de estabilidade do Torque Computado, de forma que todas as conclusões sobre a estabilidade dessa análise valem também para o controlador adaptativo.

Ressalta-se que, da mesma forma como executado nas leis de controle já descritas, a equação de controle deve ser realizada sobre a derivada da diferença da pressão e não diretamente sobre a pressão. McDonell, 1996, define a lei de controle por Torque Computado Adaptativo para sistemas pneumáticos, aqui denominada como $\dot{\tau}_{dspa}$, conforme a Equação

(2.87):

$$\dot{\tau}_{dspa} = \dot{\tau}_d - K_t s - K_a \tilde{\tau}, \quad (2.87)$$

onde K_a e K_t são matrizes simétricas positivas.

Lembrando que a equação das forças a ser aplicada pelo atuador pneumático pode ser escrita de forma a agrupar os termos que dependem da tensão na servoválvula u em uma função $\hat{u} = \hat{u}(P_A, P_B, \theta, u)$, e os termos que independem da tensão de controle em uma função $\hat{h} = \hat{h}(P_A, P_B, \theta, \dot{\theta})$ e, portanto, $\dot{F}_p = \dot{\tau}$, ou seja:

$$\hat{h}(P_A, P_B, \theta, \dot{\theta}) + \hat{u}(P_A, P_B, \theta, u) = \dot{\tau}_d - K_t s - K_a \tilde{\tau}. \quad (2.88)$$

Isolando \hat{u} , resulta:

$$\hat{u}(P_A, P_B, \theta, u) = -\hat{h}(P_A, P_B, \theta, \dot{\theta}) + \dot{\tau}_d - K_t s - K_a \tilde{\tau}. \quad (2.89)$$

Verifica-se, pela Equação (2.89), que a única variável a ser controlada é u , os demais parâmetros são conhecidos ou mensuráveis. Para obter o valor da tensão de controle u a cada instante, é necessário calcular a inversa de \hat{u} , isto é, encontrar o valor de uma combinação de funções inversas para cada situação de enchimento e de esvaziamento das câmaras do atuador, chegando ao valor da tensão de controle para o caso em que a câmara A está enchendo e, concomitantemente, a câmara B está exaurindo e vice e versa, para os dois graus de liberdade rotacionais. Mais detalhes são apresentação no Apêndice D.

Dados os conceitos básicos sobre controle de manipuladores robóticos, a Tabela 2.1 relaciona as metodologias de controle relevante para o desenvolvimento presente trabalho, destacando as principais contribuições de cada autor, incluindo a contribuição desta tese de Doutorado.

Tabela 2.1 – Metodologias de controle e respectivos autores.

Controlador	Slotine e Li	McDonell	Sarmanho	Schlüter
TC	Lei de controle tradicional	Adaptação da lei de controle para sistemas pneumáticos		
TC_CA			Lei de controle tradicional e para sistemas pneumáticos	
TCA	Lei de controle tradicional	Adaptação da lei de controle para sistemas pneumáticos		
TCA_CA				Lei de controle tradicional e para sistemas pneumáticos

3 MODELAGEM MATEMÁTICA E IDENTIFICAÇÃO DE PARÂMETROS

Através da modelagem matemática de um determinado sistema, é possível elaborar e programar algoritmos a fim de realizar simulações computacionais com capacidade de representar adequadamente características operacionais do mesmo.

Um modelo matemático é um conjunto de equações que representa algumas ou a maioria das características observadas em um sistema real. Desta forma, dado um conjunto de dados de entrada as soluções deste conjunto de equações são representativas das respostas do processo real [Jain, 1990]. Além disso, como já comentado, os modelos matemáticos podem ser usados para auxiliar a síntese de controladores dos sistemas que eles representam.

Apresenta-se no corrente trabalho a modelagem matemática do robô em duas etapas: a primeira corresponde à modelagem matemática e identificação de parâmetros dos atuadores pneumáticos rotativos e a segunda etapa contempla a modelagem matemática e identificação de parâmetros do manipulador SCARA pneumático. Como os estudos e equacionamentos a respeito da cinemática direta, inversa e da dinâmica de manipuladores tipo SCARA estão amplamente documentados na bibliografia da área, os mesmos estão apresentados no Apêndice A.

3.1 Modelagem Matemática e Identificação de Parâmetros de Atuadores Pneumáticos Rotacionais

A presente seção contempla a descrição do sistema de servoposicionamento pneumático rotativo incluindo a identificação dos parâmetros para a modelagem específica do sistema apresentando os experimentos de validação dos mesmos incluindo a modelagem e identificação do atrito presente no sistema de atuação pneumático rotacional.

3.1.1 Descrição do Sistema de Servoposicionamento Pneumático Rotativo

O modelo matemático do servoposicionador rotativo pneumático envolve o estudo de uma parcela pneumática e outra mecânica, resultando em dois conjuntos de equações. A exemplos dos trabalhos de Perondi, 2002, Frasson, 2007, Sobczyk, 2009, Suzuki, 2010, Allgayer, 2011 e Sarmanho, 2014, a modelagem matemática do sistema pneumático necessita

de algumas simplificações para permitir seu equacionamento. Assim, admite-se usualmente as seguintes considerações:

- o ar se comporta como gás perfeito, ou seja, respeita a lei geral de estados dos gases;
- as diferenças de pressões por efeitos dissipativos ocorrem apenas nos orifícios de passagem das válvulas proporcionais, desprezando as demais;
- dado que a variação de temperatura é lenta, sua taxa de variação é desprezada, assumindo-se no equacionamento valores médios homogêneos semelhantes à temperatura de suprimento;
- a energia cinética do gás é desprezada;
- os calores específicos, a pressão e o volume são constantes não se alteram ao longo dos processos;
- os vazamentos de ar, nos dutos, válvulas proporcionais e na aleta do atuador são desprezados;
- os processos termodinâmicos nas câmaras do atuador são considerados isentrópicos;
- a dinâmica das servoválvulas proporcionais não é considerada. Este fato se justifica pois as válvulas utilizadas possuem frequências naturais muito superiores à frequência natural típica dos atuadores pneumáticos.

Admitindo-se as simplificações citadas, entende-se por sistema de servo-acionamento pneumático aquele em que os atuadores pneumáticos são acionados através de servoválvulas para gerar movimentos, os quais são proporcionais à força pneumática que move a aleta do atuador que por sua vez está associada à diferença de pressão entre as câmaras que o compõem. Quando este servossistema possibilita que a aleta seja posicionada em diferentes posições do seu curso é chamado de servoposicionador pneumático.

Os atuadores rotativos pneumáticos que integram os servoposicionadores pneumáticos utilizados neste trabalho possuem como princípio de funcionamento o movimento de uma aleta que, quando impulsionada pela pressão do ar, executa o movimento rotativo do eixo do atuador [Festo, 2016]. A Figura 3.1 ilustra o dispositivo em vista em corte transversal.

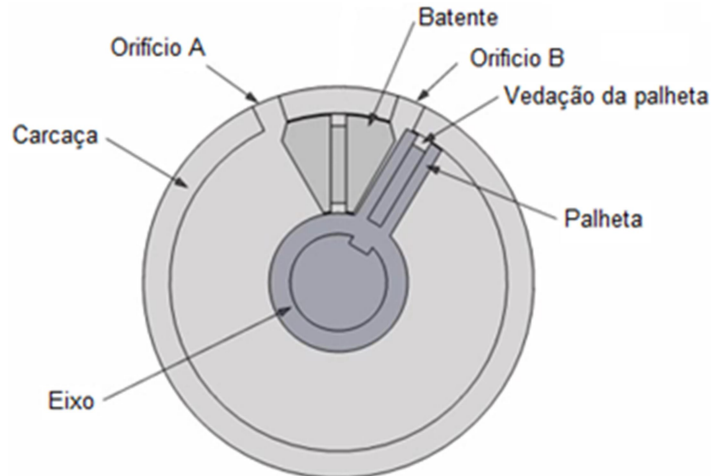


Figura 3.1 – Vista em corte transversal do atuador rotativo. [Adaptado de Festo Corporation, 2016]

O atuador pneumático rotativo possui uma aleta fixada ao eixo que se movimenta entre as duas faces do batente, dentro da carcaça que delimita as câmaras de ar. O ar é introduzido nas câmaras através dos orifícios identificados na Figura 3.1 como Orifício A e B. As câmaras, quando pressurizadas, deslocam a aleta nos sentidos horário e anti-horário, gerando um movimento do eixo e consequentemente da carga acoplada a esse eixo. A Figura 3.2 identifica as câmaras.

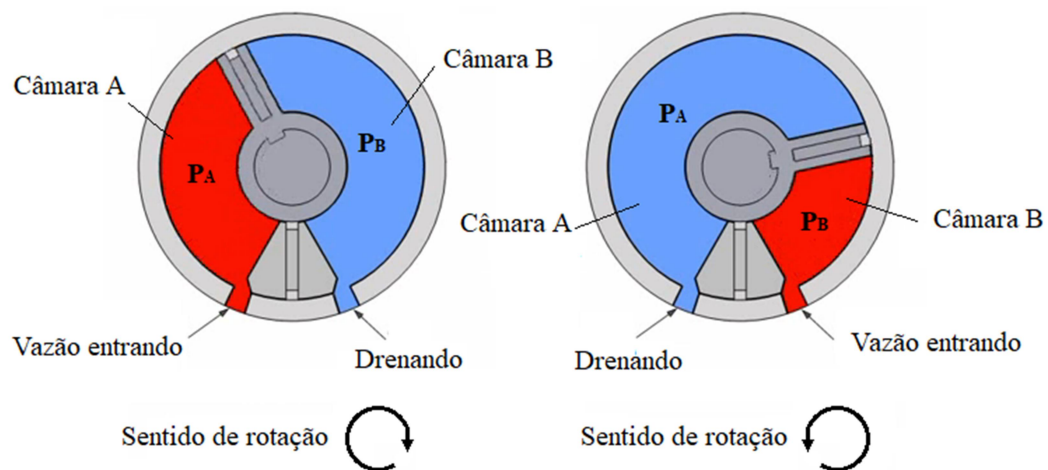


Figura 3.2 – Sentido de rotação e identificação das câmaras. [Adaptado de Festo Corporation, 2016]

Na Figura 3.2 as câmaras A e B são identificadas bem como suas respectivas pressões P_A e P_B . Quando o ar entra pelo orifício A, ocorre a movimentação da aleta no sentido horário.

Caso contrário, quando o ar entra pelo orifício B, o movimento ocorre no sentido anti-horário.

Para comandar esse dispositivo a fim dele executar o movimento preciso de seguimento de trajetórias é necessário o uso de uma servoválvula, a qual possibilita um controle no deslocamento rotativo do eixo mediante abertura e fechamento proporcional de orifícios de passagem de ar realizados pela movimentação de um carretel de controle. No Capítulo 3 detalha-se o sistema construtivo da servoválvula. A Figura 3.3 ilustra o sistema composto por um atuador rotativo pneumático e uma servoválvula onde identifica-se: τ como o torque aplicado, θ o deslocamento angular, q_{mA} como a vazão mássica da câmara A, q_{mB} como a vazão mássica da câmara B, P_s como a pressão de suprimento, P_{atm} como pressão atmosférica e ainda define-se para posterior equacionamento que a vazão mássica que entra no atuador recebe o sinal positivo e vazão que sai recebe o sinal negativo, bem como a posição do carretel para tensão de controle u em -10 V e em +10 V.

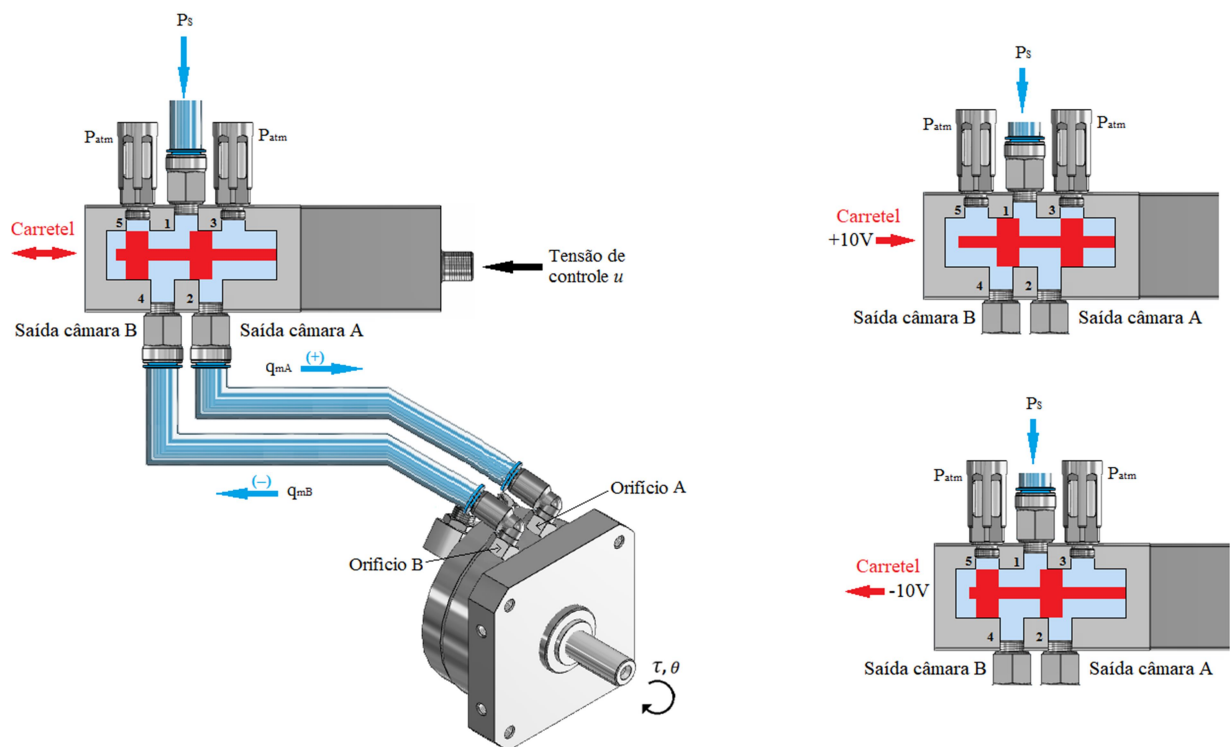


Figura 3.3 – Servoatuador pneumático rotativo. [Adaptado de Festo Corporation, 2016]

O torque aplicado τ pode ser expresso por meio de uma força F multiplicada por uma distância r perpendicular à linha de ação da força até o ponto de pivotamento. A Equação (3.1) define essa relação:

$$\tau = Fr. \quad (3.1)$$

A força F que movimenta o eixo pode ser expressa utilizando-se a diferença de pressão entre as câmaras do atuador rotativo pneumático que gera o movimento de rotação do eixo. Para o cálculo do valor médio da força, considera-se no presente trabalho que essa pressão é exercida na superfície da aleta uniformemente.

A superfície da aleta possui forma aproximadamente retangular e pode ser definida através da identificação dos parâmetros R_i , R_e e h , ilustrados na Figura 3.4a (no corte transversal do atuador) e na Figura 3.4b (no corte longitudinal). O parâmetro R_i refere-se ao raio do eixo, R_e ao raio do ponto pivô à extremidade da aleta e h é o parâmetro relativo à altura da aleta.

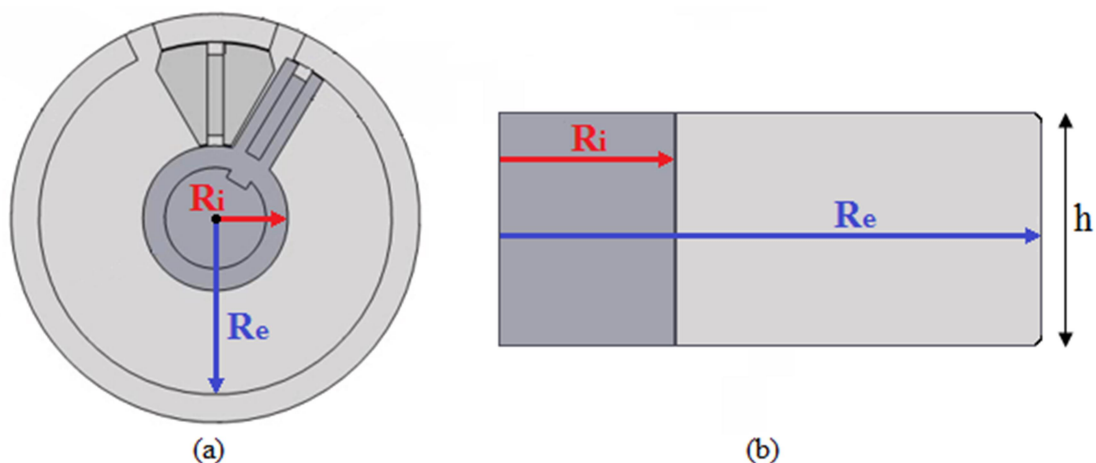


Figura 3.4 – Identificação dos parâmetros da aleta. [Adaptado de Festo Corporation, 2016]

Dada a importância de se obter o correto dimensionamento da aleta para a modelagem, tornou-se necessário desmontar o atuador rotativo a fim de possibilitar a medição da mesma, haja vista os catálogos do fabricante Festo® não fornecem essa informação. Para tanto, a fim de evitar qualquer tipo de dano no atuador, o mesmo foi desmontado por um técnico da assistência técnica autorizada do fabricante Festo®, por meio de ferramental adequado. Para a remontagem do atuador, efetuada pelo mesmo técnico, a graxa foi reaplicada na aleta e utilizou-se uma prensa específica para realizar a selagem das câmaras impedindo o vazamento do ar para a atmosfera.

A Figura 3.5 ilustra uma imagem do interior do atuador identificando-se a aleta e o

batente.

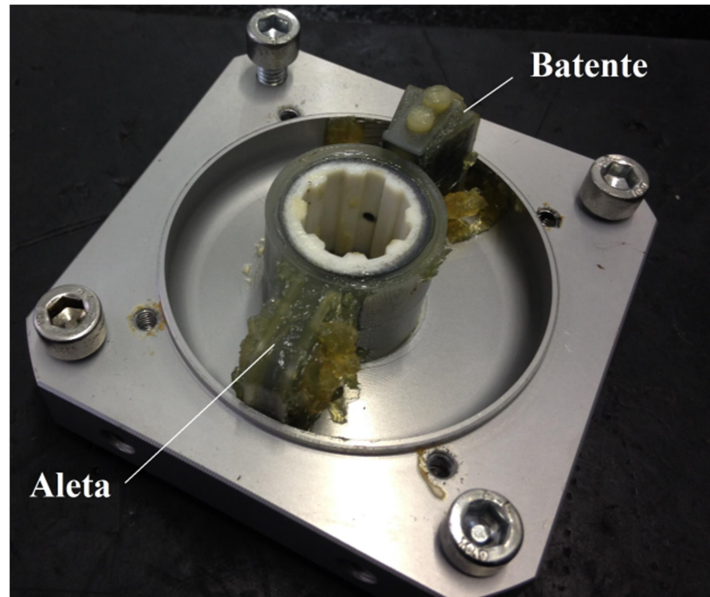


Figura 3.5 – Imagem da parte interna do atuador pneumático rotativo.

A superfície de aplicação da pressão do ar é constante e tem a área A_a definida por meio da Equação (3.2):

$$A_a = (R_e - R_i)h. \quad (3.2)$$

Já, o volume V das câmaras do atuador (ou volume de controle) varia conforme o deslocamento θ da aleta. Sabendo que a equação do volume de uma secção circular, ilustrada pela Figura 3.6, é dada por $A_{SC} = (r'^2\theta/2)$, onde r' é o raio e θ é o ângulo (deslocamento angular).

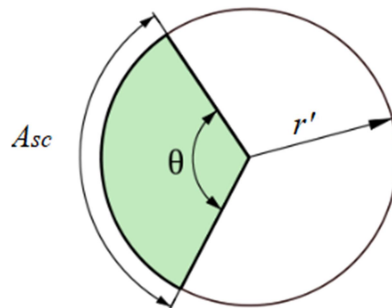


Figura 3.6 – Seção circular.

A área da seção circular que forma cada câmara pode ser expressa por:

$$A = \frac{Re^2\theta}{2} - \frac{Ri^2\theta}{2} = \frac{\theta(Re^2 - Ri^2)}{2}, \quad (3.3)$$

onde θ é o complemento do arco que define a câmara (em radianos). Desta forma, o volume resultante da multiplicação da área da seção circular do atuador pneumático pela altura de uma câmara pode ser expresso por meio da Equação (3.4):

$$V = \frac{\theta(Re^2 - Ri^2)}{2} h. \quad (3.4)$$

Sendo a força pneumática F_p relativa à diferença de pressão P_Δ entre as câmaras do atuador pneumático exercida sobre a área da aleta A_a , pode-se calcular essa força por meio da Equação (3.5):

$$F_p = A_a P_\Delta. \quad (3.5)$$

Substituindo a Equação (3.2), na Equação (3.5), o torque τ pode ser calculado através da aplicação da força no raio médio em relação ao ponto de pivotamento, conforme expresso na Equação (3.6):

$$\tau = A_a P_\Delta R_m = (Re - Ri) h P_\Delta R_m, \quad (3.6)$$

onde $R_m = \left[\frac{(Re - Ri)}{2} + Ri \right]$ é raio médio. A Equação 3.6, após simplificada, resulta na Equação (3.7):

$$\tau = \frac{(Re^2 - Ri^2) h P_\Delta}{2}. \quad (3.7)$$

Conforme ilustrado na Figura 3.3, o modelo do servossistema pneumático é composto

por uma servoválvula acoplada a um atuador rotativo que move uma determinada carga. A servoválvula é o dispositivo que controla as vazões mássicas que entram ou saem das câmaras do atuador conectadas à mesma. Desta forma, as ações de controle aplicadas à servoválvula apresentam uma correspondência direta com as ações de movimentação da aleta. Considerando-se que o sistema de coordenadas é convencionado com origem em uma situação em que a aleta está exatamente na metade do seu curso, o volume total V_T pode ser assim definido pela Equação (3.8):

$$V_T = V_A + V_B = \frac{\theta(Re^2 - Ri^2)}{2} h, \quad (3.8)$$

onde V_A é o volume da câmara A e V_B o volume da câmara B. Considerando que $V_a = V_b = V_T/2$, obtém-se as equações (3.9) e (3.10):

$$V_A = V_a + \frac{\theta(Re^2 - Ri^2)}{2} h, \quad (3.9)$$

$$V_B = V_b - \frac{\theta(Re^2 - Ri^2)}{2} h, \quad (3.10)$$

as quais, usando a definição da constante dimensional do atuador φ , o qual é definido como $\varphi = h(Re^2 - Ri^2)/2$, podem ser reescritas como:

$$V_A = V_a + \varphi\theta, \quad (3.11)$$

$$V_B = V_b - \varphi\theta. \quad (3.12)$$

Estas equações para o volume serão utilizadas mais adiante para o cálculo das vazões mássicas nas câmaras do atuador.

3.1.2 Caracterização das Vazões nas Servoválvulas

As vazões mássicas na servoválvula podem ser estudadas tendo como referência a

teoria da mecânica de fluidos que trata do escoamento de fluidos compressíveis através de orifícios. A modelagem clássica das vazões mássicas pode ser vista em Andersen, 1967, onde as mesmas são modeladas em situações de pressurização e exaustão de uma câmara, através de uma abordagem baseada na análise de mecânica dos fluidos aplicada a fluidos compressíveis que se deslocam através de um estrangulamento de uma seção de passagem. A fundamentação para obtenção desse modelo está em Fox et al., 2014.

O regime de vazão (saturado ou subsônico) depende da relação P_d/P_u entre as pressões a jusante (P_d) e montante (P_u) com relação ao orifício (A_o). A vazão mássica assume comportamento subsônico para $P_d/P_u > P_{crit}$, onde P_{crit} é definido como a relação crítica de pressões que caracteriza a transição do regime de escoamento saturado para o subsônico. A Figura 3.7 ilustra a curva da vazão mássica teórica.

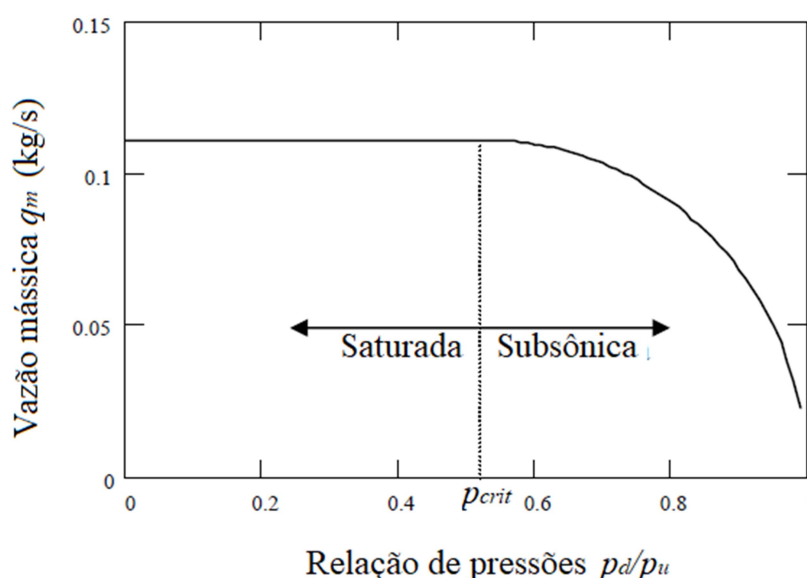


Figura 3.7 – Vazão mássica teórica. [Adaptado de Perondi, 2002]

Conforme Beater, 2007, a vazão de pressão crítica P_{crit} tem tipicamente um valor abaixo de 0,5 e normalmente acima de 0,2 para válvulas. Por outro lado, pode ter variações de acordo com aspectos geométricos do orifício de passagem A_o nas válvulas de controle direcional proporcional.

Dado que o presente trabalho baseia-se no equacionamento da vazão mássica das pesquisas de Andersen, 1967, Fox et al., 2014, e Beater, 2007, já replicado por vários autores, como Perondi, 2002, Sobczyk, 2009, e Sarmanho, 2014. A partir do princípio da conservação de energia e considerando que o processo termodinâmico da passagem de um fluido através

de um orifício ocorre sem perdas energéticas, a Equação (3.13) descreve a vazão mássica q_m através do princípio de operação da servoválvula que se dá pela variação da área de orifício de passagem de ar (A_o) de acordo com a variação da tensão de controle (u), ou seja, $A_o = A_o(u)$. Desta forma, a vazão mássica em regime subsônico é governada por:

$$q_m = A_o(u)P_u \sqrt{\frac{2r}{(r-1)} \frac{1}{RT} \left[\left(\frac{P_d}{P_u} \right)^{\frac{2}{r}} - \left(\frac{P_d}{P_u} \right)^{\frac{1+r}{r}} \right]}, \quad (3.13)$$

onde P_d são as pressões a jusante e P_u as pressões a montante.

No caso em que $P_d/P_u \leq P_{crit}$, a vazão mássica apresenta um comportamento de regime saturado, sendo atribuído a este um valor fixo expresso que apresenta valor máximo e dado por [Perondi, 2002]:

$$q_m = A_o(u)P_u \sqrt{\frac{r}{RT} \left(\frac{2}{r+1} \right)^{\frac{r+1}{r-1}}}. \quad (3.14)$$

3.1.3 Dinâmica das Pressões nas Câmaras do Atuador Pneumático Rotativo

A exemplo de Perondi, 2002, no presente trabalho será utilizada uma abordagem baseada da 1ª Lei da Termodinâmica. Esta equação relaciona o torque aplicado pelos atuadores com as pressões nas câmaras. A seguir, será equacionada a relação dinâmica entre a vazão que entra ou sai das câmaras com a variação das pressões ao longo do tempo e com o deslocamento da aleta, o qual depende da dinâmica do sistema mecânico. Assim, aplicando o princípio da conservação de energia, pode-se fazer uma análise entre a energia interna da massa que entra no volume de controle, a potência do movimento do eixo e a variação da energia interna no volume de controle.

Para tanto, parte-se da consideração de que o sistema possui um comportamento adiabático, visto que as trocas de calor ocorrem em velocidade alta em relação ao fluxo de calor que ocorre nas paredes do atuador. Ademais, utiliza-se a hipótese de que os processos são reversíveis e, portanto, o sistema apresenta comportamento isentrópico. Por fim,

considera-se o ar como um gás perfeito, garantido a validade da equação geral de estados para gases perfeitos.

Considerando que a energia interna que entra na câmara A do atuador é dada pela Equação (3.15):

$$E = C_p q_{mA} T, \quad (3.15)$$

onde C_p é o calor específico do ar a pressão constante, q_{mA} é a vazão mássica na câmara A e T é a temperatura do ar de suprimento.

A potência do movimento do atuador é dada por $P_A \dot{V}_A$, onde P_A é a pressão na câmara A, $\dot{V}_A = dV_A/dt$ é a variação de volume e a variação da energia interna do volume de controle é $d(C_v \rho_A V_A T)dt$, sendo C_v o calor específico do ar a volume constante e ρ_A é a massa específica do ar.

Definindo a relação de calores específicos como:

$$r = C_p/C_v, \quad (3.16)$$

e, recordando que a equação da massa específica para um gás ideal é

$$\rho = P/(RT), \quad (3.17)$$

sendo R a constante do gás e desprezando a potência calorífica dissipada através das paredes do atuador, o balanço energético resultante pode ser descrito por meio da Equação (3.18):

$$q_{mA} T - \frac{P_A}{C_p} \frac{dV_A}{dt} = \frac{1}{rR} \frac{d}{dt} (P_A V_A). \quad (3.18)$$

O volume total da câmara A depende da posição angular da aleta, das dimensões da aleta e do volume morto das conexões e tubulação. Assim, o volume total da câmara A pode ser expresso por meio da Equação (3.19):

$$V_A = \varphi\theta + V_{A0}, \quad (3.19)$$

onde θ é o deslocamento angular, V_{A0} é o volume morto na câmara A incluindo as tubulações e φ é a constante dimensional do atuador, conforme acima definido. A taxa de variação do volume V_A é definida por $\dot{V}_A = \dot{\theta}\varphi$, onde $\dot{\theta} = d\theta/dt$ é a velocidade angular. Desta forma, a equação do balanço energético pode ser reescrita conforme a Equação (3.20):

$$\dot{P}_A = -\frac{\varphi r \dot{\theta}}{\varphi\theta + V_{A0}} P_A + \frac{RrT}{\varphi\theta + V_{A0}} q_{mA}. \quad (3.20)$$

Definindo α como o valor máximo do curso angular de operação do atuador, obtém-se analogamente a Equação (3.21) para a câmara B:

$$\dot{P}_B = \frac{\varphi r \dot{\theta}}{\varphi(\alpha - \theta) + V_{B0}} P_B + \frac{RrT}{\varphi(\alpha - \theta) + V_{B0}} q_{mB}. \quad (3.21)$$

Como a pressão de exaustão é a pressão atmosférica e a pressão de suprimento é mantida aproximadamente constante, verifica-se que as vazões mássicas são funções das pressões do atuador e da tensão de controle (u) aplicada à servoválvula, isto é, $q_{mA} = q_{mA}(P_A, u)$ e $q_{mB} = q_{mB}(P_B, u)$. As equações (3.20) e (3.21) podem ser reescritas conforme as equações (3.22) e (3.23), respectivamente:

$$\dot{P}_A = -\frac{\varphi r \dot{\theta}}{\varphi\theta + V_{A0}} P_A + \frac{RrT}{\varphi\theta + V_{A0}} q_{mA}(P_A, u), \quad (3.22)$$

$$\dot{P}_B = \frac{\varphi r \dot{\theta}}{\varphi(\alpha - \theta) + V_{B0}} P_B + \frac{RrT}{\varphi(\alpha - \theta) + V_{B0}} q_{mB}(P_B, u). \quad (3.23)$$

Isolando $q_{mA}(P_A, u)$ e $q_{mB}(P_B, u)$ nas equações (3.22) e (3.23), respectivamente, obtém-se as expressões (3.24) e (3.25) para as vazões mássicas que entram ou saem das câmaras do atuador:

$$q_{mA}(P_A, u) = \frac{\varphi \dot{\theta}}{RT} P_A + \frac{\varphi \theta + V_{A0}}{rRT} \dot{P}_A, \quad (3.24)$$

$$q_{mB}(P_B, u) = \frac{\varphi \dot{\theta}}{RT} P_B - \frac{\varphi(\alpha - \theta) + V_{B0}}{rRT} \dot{P}_B. \quad (3.25)$$

Como, por hipótese, os vazamentos são desprezados, as vazões expressas por essas equações correspondem às que passam pelos orifícios da servoválvula, tanto na situação de enchimento das câmaras como na situação de exaustão das mesmas (equações (3.13) e (3.14)).

Dado que o torque τ de cada atuador rotativo pneumático é expresso através da diferença de pressão entre as câmaras P_Δ , que corresponde à diferença entre os valores de P_A e P_B multiplicada pela área de aplicação da pressão de ar comprimido e pelo raio médio do mesmo, já definido pela Equação (3.6) e, considerando que o atuador é simétrico (mesma área efetiva dos dois lados do êmbolo), define-se sua derivada por:

$$\dot{\tau} = A_a \dot{P}_\Delta R_m = A_a (\dot{P}_A - \dot{P}_B) R_m. \quad (3.26)$$

Utilizando as expressões (3.24) e (3.25), pode-se descrever a derivada do torque em relação ao tempo como:

$$\dot{\tau} = A_a R_m \left[RrT \left[\frac{q_{mA}(P_A, u)}{\varphi \theta + V_{A0}} - \frac{q_{mB}(P_B, u)}{\varphi(\alpha - \theta) + V_{B0}} \right] - \varphi r \dot{\theta} \left[\frac{P_A}{\varphi \theta + V_{A0}} + \frac{P_B}{\varphi(\alpha - \theta) + V_{B0}} \right] \right], \quad (3.27)$$

possibilitando agrupar os termos que dependem da tensão na servoválvula u em uma função $\hat{u} = \hat{u}(P_A, P_B, \theta, u)$, e os termos que independem da tensão de controle em uma função $\hat{h} = \hat{h}(P_A, P_B, \theta, \dot{\theta})$, ou seja:

$$\hat{u}(P_A, P_B, \theta, u) = RrT A_a R_m \left[\frac{q_{mA}(P_A, u)}{\varphi \theta + V_{A0}} - \frac{q_{mB}(P_B, u)}{\varphi(\alpha - \theta) + V_{B0}} \right] \quad (3.28)$$

$$\hat{h}(P_A, P_B, \theta, \dot{\theta}) = -\varphi r \dot{\theta} A_a R_m \left[\frac{P_A}{\varphi \theta + V_{A0}} + \frac{P_B}{\varphi(\alpha - \theta) + V_{B0}} \right]. \quad (3.29)$$

Desta forma, a derivada do torque $\dot{\tau}$ também pode ser escrita como:

$$\dot{\tau} = \hat{h}(P_A, P_B, \theta, \dot{\theta}) + \hat{u}(P_A, P_B, \theta, u). \quad (3.30)$$

3.1.4 Equilíbrio das Forças na Aleta

A parte mecânica de cada atuador pode ser equacionada por meio da Segunda Lei de Newton também conhecida por Princípio Fundamental da Dinâmica, na qual define-se a força como uma grandeza necessária para se vencer a inércia de um corpo. A parte mecânica de cada atuador pode ser equacionada por meio da Segunda Lei de Newton também conhecida por Princípio Fundamental da Dinâmica inércia de um corpo. Considerando a carga como um sistema massa-amortecedor, pela segunda lei de Newton, a força pode ser definida conforme a Equação (3.31):

$$\tau = J \frac{d^2\theta}{dt^2} + T_{atr}(t), \quad (3.31)$$

onde J é o momento de inércia de massa da parte móvel do sistema com relação ao centro de rotação do eixo e $T_{atr}(t)$ é o torque de atrito (descrito mais adiante por meio do modelo *LuGre*).

Partindo da consideração de que a aplicação da pressão na aleta é distribuída uniformemente pela área da mesma, a equação de movimento é definida conforme Equação (3.32):

$$J \frac{d^2\theta}{dt^2} = 0,5(Re^2 - Ri^2)hP_{\Delta} - T_{atr}(t). \quad (3.32)$$

3.1.5 Modelagem Matemática do Atrito em Atuadores Pneumáticos Rotativos

O atrito é um fenômeno físico que ocorre entre dois elementos mecânicos em contato quando existe movimento relativo entre ambos. Conforme Olsson, 1996, a modelagem

matemática do atrito é complexa, pois envolve fenômenos físicos que apresentam comportamentos de natureza aleatória e variantes no tempo. O atrito possui características que dependem, dentre outros fatores, da velocidade relativa entre os corpos, da temperatura, sentido de deslocamento, condições de lubrificação da força normal entre as superfícies e do desgaste das mesmas.

A modelagem do atrito no presente trabalho é realizada por meio do chamado modelo *LuGre*, proposto por Canudas de Wit et al., 1995. A opção por esta estratégia deve-se à capacidade deste modelo de representar diversos efeitos que compõem o atrito, dentre eles o fenômeno de *Stribeck*, os efeitos de atrito de Coulomb, atrito viscoso e estático, além de características como a histerese, força de quebra variável e de deformações elásticas no movimento de pré-deslizamento.

Este modelo foi desenvolvido baseado no estudo do atrito a nível microscópico, onde o contato ocorre através de pequenos elementos modelados de forma elástica [Canudas de Wit et al., 1995], partindo do princípio de que as superfícies em contato apresentam rugosidades, cujo contato dificulta o deslizamento entre elas. A modelagem estuda o caso em que os corpos encontram-se inicialmente em repouso até que ocorre uma ação (força externa) que tende a causar um movimento relativo entre eles, causando uma deformação elástica entre os elementos na região de contato. Essa deformação gera uma força que tende a impedir o movimento relativo entre os dois corpos.

No equacionamento matemático do modelo *LuGre*, a força de atrito é composta por uma força proporcional à média das micro-deformações dos elementos elásticos, uma parcela proporcional à taxa de variação temporal das deformações e por uma parcela relativa à força de atrito viscoso. Assim, o efeito do atrito é representado pelo torque de atrito, expresso pela Equação (3.33):

$$T_{atr_i} = \sigma_{0_i} z_i + \sigma_{1_i} \frac{dz_i}{dt} + \sigma_{2_i} \omega_i, \quad (3.33)$$

onde T_{atr_i} é o torque de atrito no atuador i , σ_{0_i} é o coeficiente de rigidez das deformações microscópicas entre as superfícies de contato do atuador i , z_i é a média das micro-deformações dos elementos elásticos do atuador i , σ_{1_i} é o coeficiente de amortecimento, σ_{2_i} é o coeficiente de amortecimento viscoso e ω_i a velocidade relativa do atuador i .

A dinâmica da média das micro-deformações z_i é definida pela Equação (3.34), onde o termo $g_i(\omega_i)$ é uma função que representa os efeitos do atrito seco e viscoso, além do fenômeno de *Stribeck*:

$$\frac{dz_i}{dt} = \omega_i - \frac{|\omega_i|\sigma_{0i}}{g_i(\omega_i)}z_i. \quad (3.34)$$

Conforme Canudas de Wit et al., 1995, o termo $g_i(\omega_i)$, que descreve os efeitos de *Stribeck*, é positivo e depende basicamente das propriedades do material, lubrificação e temperatura. A Equação (3.35) expressa uma parametrização que descreve o efeito de *Stribeck*:

$$g_i(\omega_i) = T_{c_i} + (T_{s_i} - T_{c_i})e^{-(\omega_i/\omega_{s_i})^2}, \quad (3.35)$$

onde T_{c_i} é o torque de atrito seco (ou de Coulomb), T_{s_i} é a torque de atrito estático ω_{s_i} é a velocidade angular de *Stribeck* para cada atuador. Com esta descrição, o modelo fica caracterizado por quatro parâmetros estáticos σ_{2_i} , T_{c_i} , T_{s_i} e ω_{s_i} e dois parâmetros dinâmicos σ_{0_i} e σ_{1_i} para cada atuador. Através da Equação (2.33) verifica-se que a função que descreve as características de regime permanente do modelo com movimentos em velocidade constante e $\dot{z} = 0$ é definida no domínio $0 < T_{c_i} \leq g_i(\omega_i) \leq T_{s_i} < \infty$. Nesse caso, o torque de atrito pode ser descrito por meio da Equação (3.36):

$$T_{ss_i} = \text{sgn}(\omega_i) \left(T_{c_i} + (T_{s_i} - T_{c_i})e^{-(\omega_i/\omega_{s_i})^2} \right) + \sigma_{2_i}\omega_i. \quad (3.36)$$

O gráfico da Figura 3.8 que representa o comportamento do modelo do torque aplicando a Equação (3.36) para diferentes velocidades constantes, tornando possível a identificação dos parâmetros estáticos.

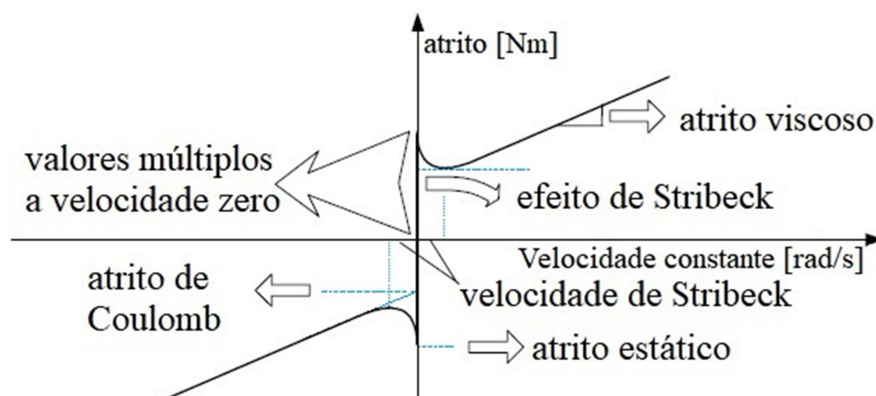


Figura 3.8 – Torque de atrito versus velocidade constante. [Adaptado de Perondi, 2002]

3.1.6 Identificação dos Parâmetros para a Modelagem do Sistema Pneumático Rotativo

Conforme descrito no Capítulo 1, para a construção do robô SCARA são utilizados dois atuadores pneumáticos rotativos comandados por servoválvulas proporcionais, caracterizando um sistema de servo-acionamento pneumático. Neste tipo de sistema, a força pneumática que move a aleta do atuador pneumático está associada à diferença de pressão entre as câmaras que o compõem, possibilitando que a aleta seja posicionada em diferentes locais ao longo do seu curso.

Um servoposicionador pneumático responde a um sinal de controle u , movendo o carretel contido no interior da servoválvula que efetua abertura e fechamento dos orifícios da mesma, interligando as câmaras do atuador à pressão de suprimento (advinda de um compressor de ar) ou à pressão atmosférica. Esta interligação resulta no deslocamento de uma massa de ar (vazão mássica de ar) insuflando ou exaurindo ar das câmaras do atuador [Sarmanho, 2014].

A entrada (ou a saída) do ar em uma câmara gera um incremento (ou decremento) na pressão. A configuração ilustrada pela Figura 3.2, faz com que estas relações ocorram aos pares, ou seja, enquanto câmara A é inflada, a câmara B é simultaneamente exaurida e vice e versa. Desta forma, a diferença de pressão atuante sobre as faces da aleta gera uma força que a move, efetuando o movimento de rotação quando esta é superior às forças de reação.

O princípio de operação da servoválvula está associado à variação da área de orifício de passagem de ar (A_o) que ocorre de acordo com a variação da tensão de controle (u).

Consequentemente, a Equação (3.13) (da vazão mássica teórica ideal q_m) pode ser escrita como a multiplicação de duas funções, uma que depende da tensão de controle (u) e outra que depende da relação P_d/P_u (pressão a jusante/pressão a montante), ou seja:

$$q_m = A_o(u)P_u\Psi\left(\frac{P_d}{P_u}\right). \quad (3.37)$$

Conforme Perondi, 2002, apud Martin, 1995, a função $\Psi(P_d/P_u)$ possui valor constante para $P_d/P_u \leq 0,528$ e é dependente da relação das pressões quando $P_d/P_u > 0,528$. Desta forma, pode-se aproximar a descrição da vazão mássica máxima da servoválvula por uma função que depende da pressão a jusante P_d , da pressão a montante P_u e da tensão de controle (u), a exemplo de Bobrow e McDonell, 1998, conforme a Equação (3.38):

$$q_m(P_u, P_d, u) = [q_m]_{max} f(P_u, P_d) f_u(u), \quad (3.38)$$

onde $[q_m]_{max}$ é a vazão mássica máxima através do orifício da servoválvula, $f(P_u, P_d)$ é função das pressões variando entre $[0,1]$ e $f_u(u)$ é a função que considera a abertura da servoválvula dependente da tensão de controle u , também normalizada entre $[0,1]$.

No caso de enchimento de uma dada câmara j , assumindo as hipóteses de que a pressão de suprimento P_{sup} é constante e a pressão de exaustão é igual à pressão atmosférica P_{atm} , tem-se que a pressão a montante é igual à pressão de suprimento, isto é, $P_u = P_{sup}$ e que a pressão a jusante P_j é variável e corresponde à pressão no interior da câmara. Por consequência, a vazão mássica de enchimento da câmara j , $q_{m_j}^{ench}$, se dá pela expressão da Equação (3.39):

$$q_{m_j}^{ench}(P_j, u) = [q_{m_j}^{ench}]_{max} f_{P_j}^{ench}(P_j) f_{u_j}^{ench}(u), \quad (3.39)$$

onde $f_{P_j}^{ench}(P_j)$ é a função de pressão no enchimento da câmara j e $f_{u_j}^{ench}(u)$ é a função de tensão correspondente ao enchimento da câmara j .

Na situação de exaustão, a pressão a montante assume o valor da pressão interna da câmara j , isto é, $P_u = P_j$ e a pressão a jusante é igual à pressão atmosférica, $P_d = P_{atm}$.

Assim, a vazão mássica de exaustão da câmara j , $q_{m_j}^{exau}$, se dá pela expressão da Equação (3.40):

$$q_{m_j}^{exau}(P_j, u) = \left[q_{m_j}^{exau} \right]_{max} f_{P_j}^{exau}(P_j) f_{u_j}^{exau}(u), \quad (3.40)$$

onde $f_{P_j}^{exau}(P_j)$ é função de pressão na exaustão da câmara j e $f_{u_j}^{exau}(u)$ é a função de tensão correspondente à exaustão da câmara j .

As equações (3.39) e (3.40) correspondem a uma maneira alternativa de representar genericamente as equações vazão/pressão. Segundo Bobrow e McDonell, 1998, as equações teóricas podem divergir de um sistema real por conta de características específicas dos componentes e de montagem do sistema não contempladas na modelagem. Assim, segundo os mesmos autores, uma identificação do sistema auxilia na obtenção de modelos matemáticos mais precisos.

A fim de identificar experimentalmente as funções de pressão, $f_{P_j}^{ench}(P_j)$ e $f_{P_j}^{exau}(P_j)$, e as funções de tensão, $f_{u_j}^{ench}(u)$ e $f_{u_j}^{exau}(u)$, montou-se uma bancada equivalente ao primeiro e segundo graus de liberdade para realizar aquisições de dados que permitem equacionar o comportamento da relação vazão/pressão nas câmaras dos atuadores ao longo do tempo. O experimento é realizado mantendo inicialmente aleta do atuador pertencente ao atuador i em uma determinada posição. Desta forma, a velocidade da aleta é nula e o volume total (V_t) das câmaras é considerado constante e pode ser calculado, o que permite reescrever as equações (3.24) e (3.25) em função da derivada da pressão na câmara j de cada grau de liberdade i , através da Equação (3.41):

$$q_{m_{j_i}}(P_{j_i}, u_i) = \frac{V_{t_{j_i}}}{RrT} \dot{P}_{j_i}, \quad (3.41)$$

Como, por hipótese, toda a vazão que passa pelos orifícios de controle da válvula chega à aleta durante o seu enchimento, a vazão expressa por meio da Equação (3.41) representa também a vazão expressa pela Equação (3.38). Desta forma, igualando as equações e lembrando que no enchimento $P_u = P_s = cte$, a Equação (3.39), da câmara j , do grau de liberdade i , pode ser escrita como:

$$q_{m_{j_i}}^{ench}(P_{j_i}, u_i) = \frac{V_{t_{j_i}}}{RrT} \dot{P}_{j_i}. \quad (3.42)$$

De forma análoga, lembrando que na exaustão $P_d = P_{atm} = cte$, a Equação (3.40) pode ser escrita como:

$$q_{m_{j_i}}^{exau}(P_{j_i}, u_i) = \frac{V_{t_{j_i}}}{RrT} \dot{P}_{j_i}. \quad (3.43)$$

Desta forma, foi realizado um procedimento para coleta de dados experimentais, efetuado para cada caso de enchimento e exaustão de cada uma das duas servoválvulas do manipulador. Portanto, para cada valor de tensão de controle u aplicada em cada servoválvula, realizou-se o seguinte procedimento experimental:

- Aquisição do comportamento da pressão ao longo do tempo para cada caso de enchimento e exaustão realizada pela variação da tensão aplicada em cada servoválvula, totalizando 100 curvas para o enchimento e 100 para a exaustão de cada uma das câmaras das duas servoválvulas. O valor da tensão aplicada foi normalizado, isto é, ajustado a um intervalo entre 0 e 1 para a faixa entre o seu valor mínimo e o máximo. Desta forma, utiliza-se 0 para representar a situação da tensão mínima de controle u (área de orifício de passagem de ar completamente fechada) e o valor 1 para representar o valor máximo de tensão de controle u (área de orifício de passagem de ar completamente aberta), obtendo o gráfico pressão *versus* tempo *versus* tensão.
- Cálculo da derivada da pressão em relação ao tempo, obtendo o gráfico vazão *versus* tempo *versus* tensão e a vazão mássica de enchimento e exaustão em função do tempo através das equações (3.42) e (3.43), para cada valor de tensão aplicado na servoválvula resultando em uma curva de vazão *versus* pressão *versus* tensão para cada caso de enchimento e exaustão;
- Determinação, a partir das curvas obtidas, dos valores máximos da vazão $[q_{m_{j_i}}]_{max}$, de enchimento e exaustão com abertura máxima em cada câmara j de cada grau de liberdade i .

Os resultados dos experimentos estão apresentados nas curvas dos gráficos das Figuras

3.9 a 3.16, onde a Servoválvula 1 refere-se à do 1º GDL e a Servoválvula 2 à do 2º GDL.

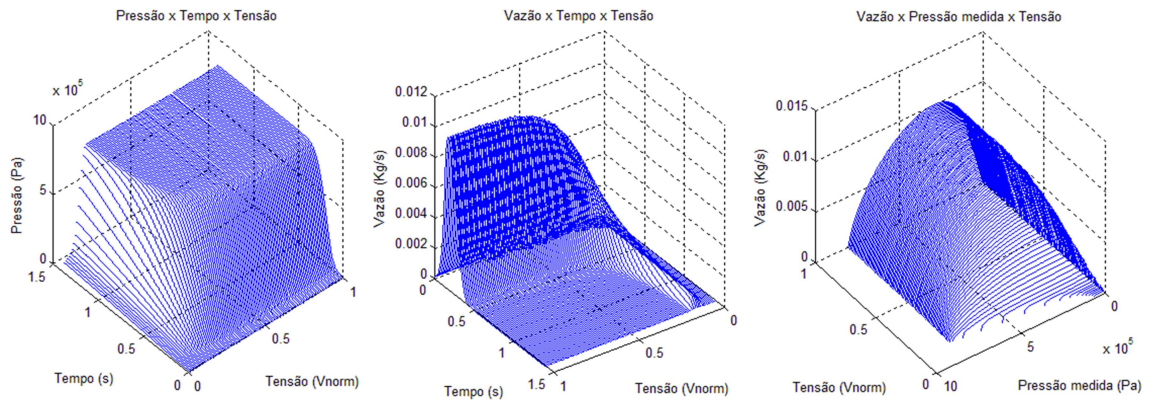


Figura 3.9 – Servoválvula 1 com a câmara A enchendo.

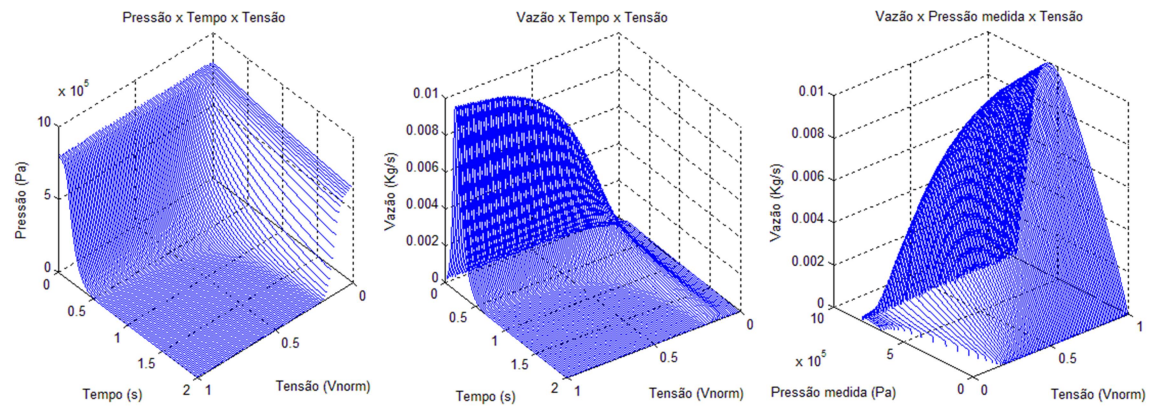


Figura 3.10 – Servoválvula 1 com a câmara A exaurindo.

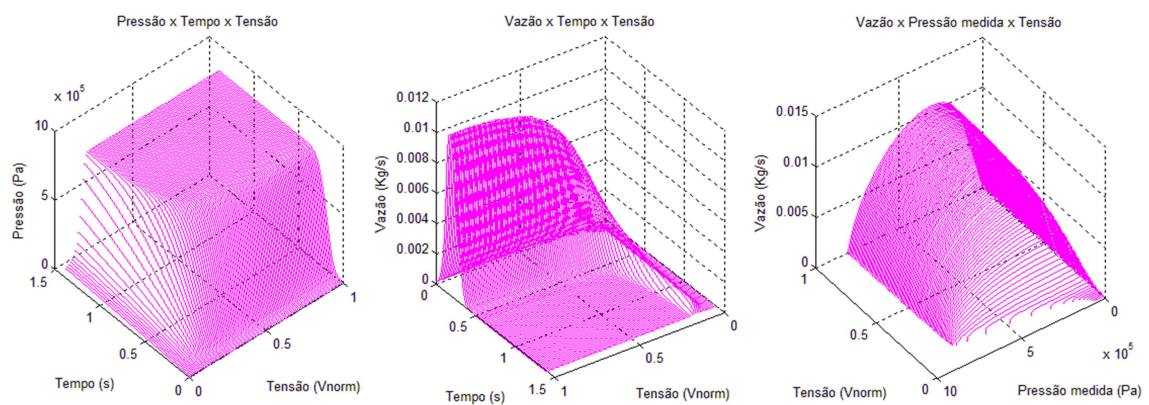


Figura 3.11 – Servoválvula 1 com a câmara B enchendo.

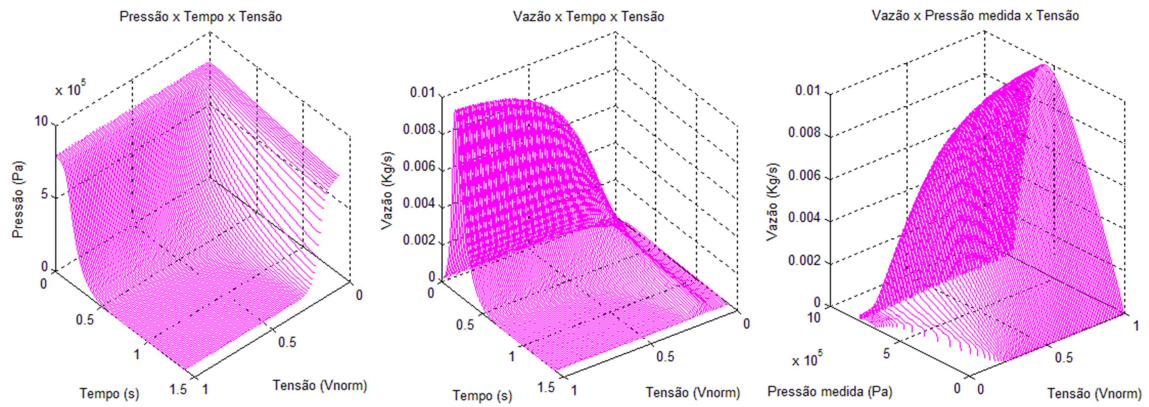


Figura 3.12 – Servoválvula 1 com a câmara B exaurindo.

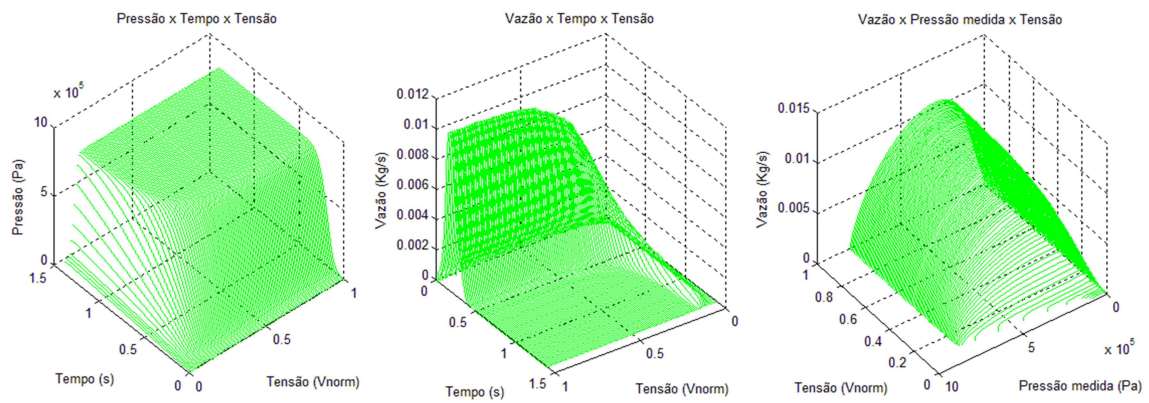


Figura 3.13 – Servoválvula 2 com a câmara A enchendo.

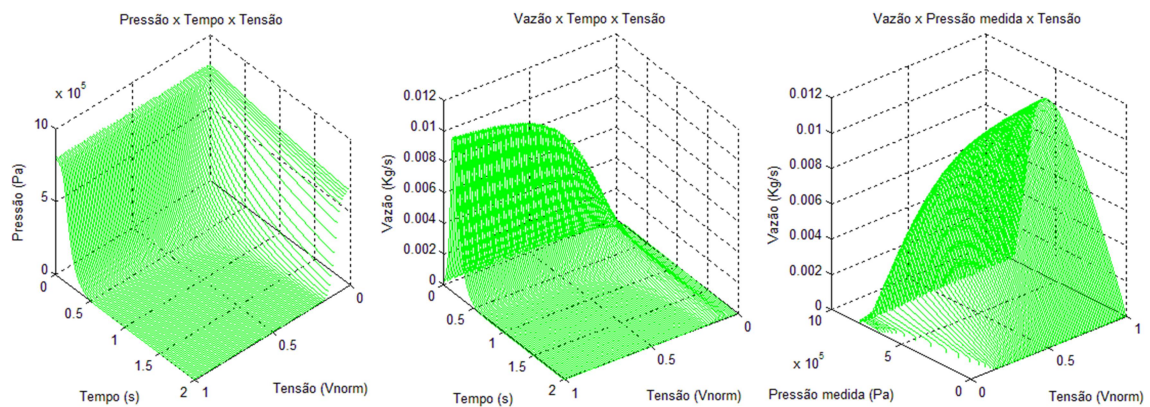


Figura 3.14 – Servoválvula 2 com a câmara A exaurindo.

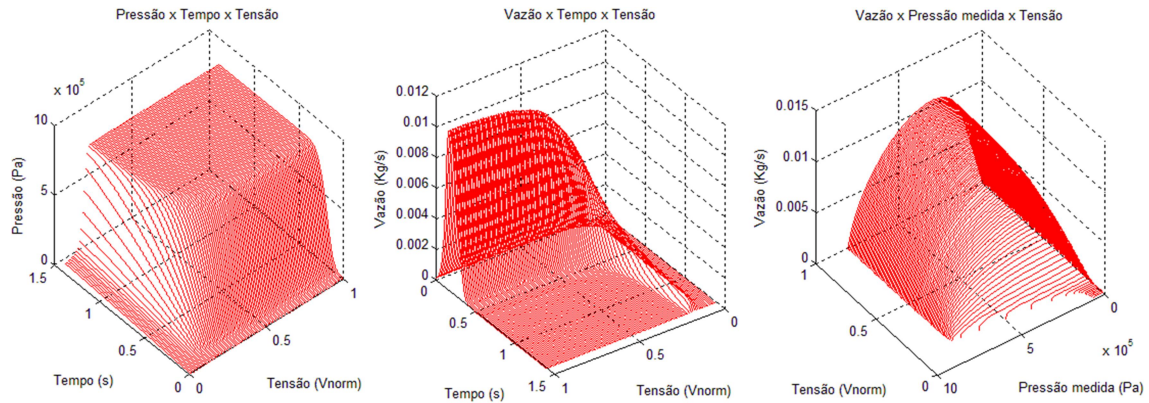


Figura 3.15 – Servoválvula 2 com a câmara B enchendo.

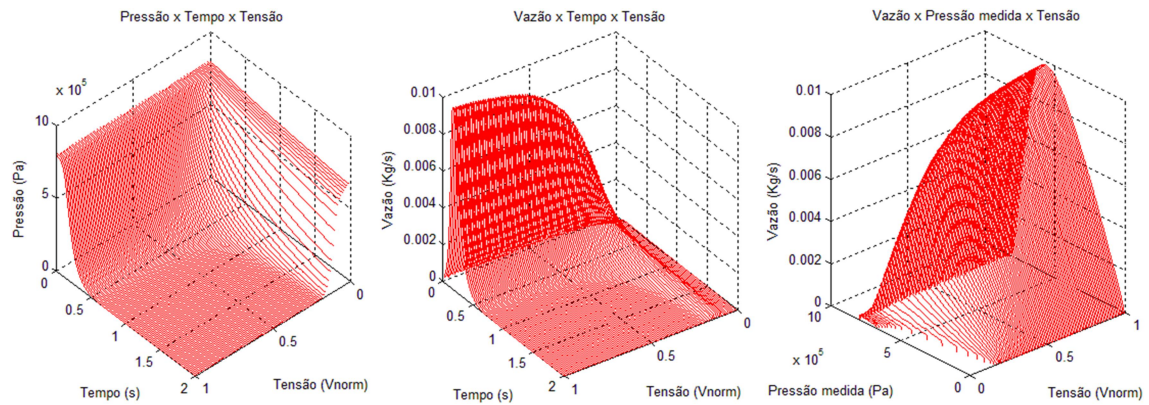


Figura 3.16 – Servoválvula 2 com a câmara B exaurindo.

Na continuidade do procedimento experimental, utilizando as vazões mássicas máximas $[q_{m_{j_i}}]_{max}$ de enchimento e exaustão de cada câmara i , de cada grau de liberdade j , obtidas experimentalmente, através das equações (3.39) e (3.40), foi possível obter as funções de tensão e pressão através do seguinte procedimento:

- Normalização das curvas vazão mássica *versus* pressão *versus* tensão pelos respectivos valores máximos de vazão mantendo a tensão constante para obter as correspondentes funções de pressão, $f_{P_{j_i}}(P_{j_i})$;
- Normalização das curvas da vazão mássica *versus* tempo *versus* tensão através dos respectivos valores máximos das vazões mássicas, obtendo as funções de vazão em relação à tensão de controle u , $f_{u_{j_i}}(P_{j_i})$.

Essas curvas foram aproximadas, por partes, por meio de dois polinômios cada: um de grau zero e outro de 3º grau para o gráfico da relação vazão *versus* pressão; um de 1º grau e

outro de 3º grau para o gráfico da relação vazão *versus* tensão.

Para evitar redundância com relação às entradas, os ajustes das curvas interpoladas foram feitos de maneira tal que, no domínio de operação, houvesse apenas uma possibilidade de valor real das funções interpoladas para cada entrada.

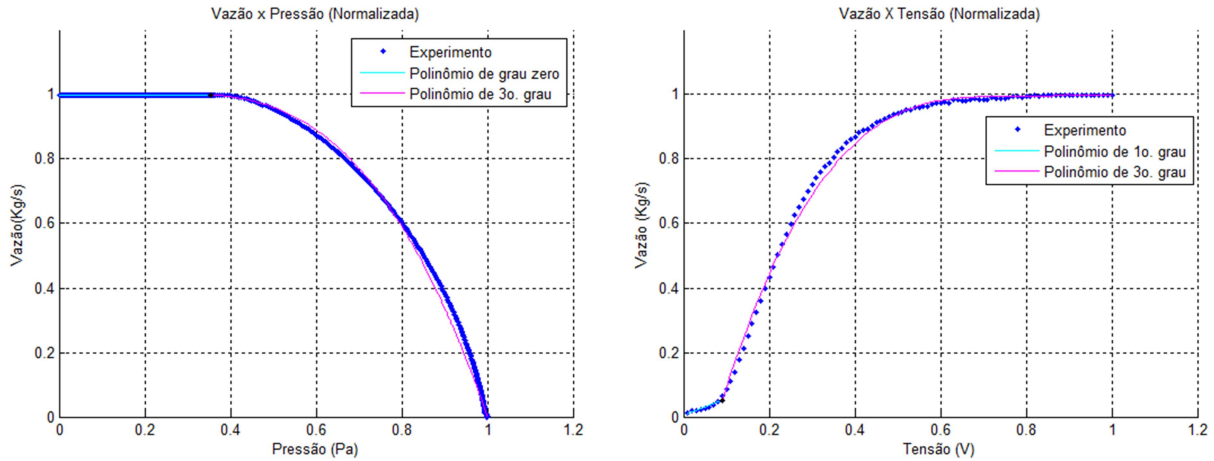


Figura 3.17 – Servoválvula 1 com a câmara A enchendo.

Na Figura 3.17, a qual apresenta o gráfico da vazão *versus* pressão, observa-se que o polinômio de grau zero é utilizado para aproximação da zona saturada, definido quando $\bar{p}_a < 0,35502$ como $f_{pa}^{ench}(\bar{p}_a) = 1$. Para valores em que $\bar{p}_a \geq 0,35502$, o polinômio de terceiro grau utilizado é $f_{pa}^{ench}(\bar{p}_a) = -2,0493\bar{p}_a^3 + 1,2598\bar{p}_a^2 - 0,2191\bar{p}_a + 1,0107$. As raízes do polinômio de terceiro grau são, portanto, $(-0,193 + 0,675i)$, $(-0,193 - 0,675i)$ e $1,000$.

Ainda na Figura 3.17, no gráfico de vazão *versus* tensão, a aproximação é feita por um polinômio de primeiro grau para valores de $\bar{u} < 0,09064$, definido por $f_{ua}^{ench}(\bar{u}) = 0,5413\bar{u} + 0,0034$ e um polinômio de terceiro grau para $\bar{u} \geq 0,09064$, definido por $f_{ua}^{ench}(\bar{u}) = 3,1095\bar{u}^3 - 7,1220\bar{u}^2 + 5,4289\bar{u} - 0,3834$. As raízes do polinômio de terceira ordem são $(1,106 + 0,591i)$, $(1,106 - 0,591i)$ e $0,078$.

Na situação em que a câmara A do primeiro grau de liberdade está exaurindo, as curvas também foram ajustadas através de dois polinômios, sendo o maior de terceira ordem, ambos contendo apenas uma raiz real no intervalo $(0,1)$. Essas curvas foram aproximadas de forma análoga às curvas de enchimento por meio de dois polinômios cada: um de grau zero e outro de 3º grau para o gráfico da relação vazão *versus* pressão; um de 1º grau e outro de 3º grau para o gráfico da relação vazão *versus* tensão. Estes polinômios estão ilustrados na

Figura 3.18.

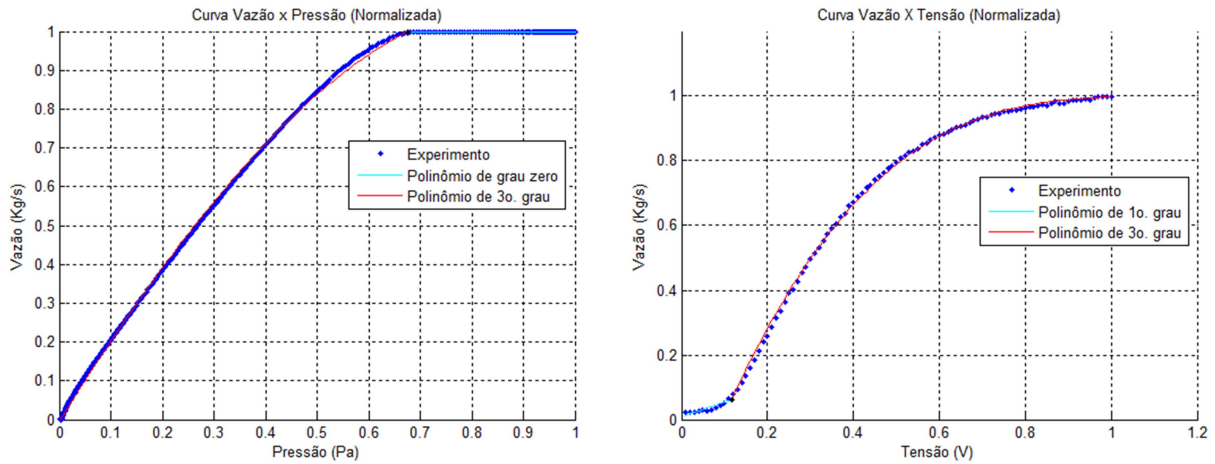


Figura 3.18 – Servoválvula 1 com a câmara A exaurindo.

O gráfico da vazão *versus* pressão ilustra o polinômio de grau zero para aproximação na zona saturada, definido para $\bar{p}_a > 0,67575$, como $f_{pa}^{exau}(\bar{p}_a) = 1$, enquanto que, para valores em que $\bar{p}_a \leq 0,67575$ o polinômio de terceira ordem que se aproxima da função é $f_{pa}^{exau}(\bar{p}_a) = -0,3305\bar{p}_a^3 - 0,7399\bar{p}_a^2 + 2,1377\bar{p}_a - 0,0047$. As raízes do polinômio de terceira ordem são -3,899, 1,658 e 0,002.

Ainda na Figura 3.18, no gráfico de vazão *versus* tensão a aproximação é feita por um polinômio de primeira ordem para valores de $\bar{u} < 0,11693$, definido por $f_{ua}^{exau}(\bar{u}) = 0,4505\bar{u} + 0,0086$ e um polinômio de terceira ordem para $\bar{u} \geq 0,11693$, definido por $f_{ua}^{exau}(\bar{u}) = 1,0850\bar{u}^3 - 3,4251\bar{u}^2 + 3,6600\bar{u} - 0,3216$. As raízes do polinômio de terceira ordem são $(1,530 + 0,858i)$, $(1,530 - 0,858i)$ e 0,096.

Verifica-se que, no procedimento realizado, tanto nas curvas de pressão *versus* vazão mássica quanto nas curvas de tensão *versus* vazão mássica que o ponto de transição entre os polinômios de aproximação diferem em todas as situações, isto deve-se à necessidade de buscar um modelo que apresente adequadamente as características do sistema.

O resultado completo contendo os polinômios para enchimento e exaustão das câmaras A e B da Servoválvula 1 bem como os pontos de transição entre os polinômios estão apresentados na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Polinômios de Aproximação para a Servoválvula 1.

Câmara A enchendo	
Vazão <i>versus</i> Pressão	Vazão <i>versus</i> Tensão
$\overline{p}a < 0,35502, f_{pa}^{ench}(\overline{p}a) = 1$	$\overline{u} < 0,09064, f_{ua}^{ench}(\overline{u}) = 0,5413\overline{u} + 0,0034$
$\overline{p}a \geq 0,35502, f_{pa}^{ench}(\overline{p}a) = -2,0493\overline{p}a^3 + 1,2598\overline{p}a^2 - 0,2191\overline{p}a + 1,0107$	$\overline{u} \geq 0,09064, f_{ua}^{ench}(\overline{u}) = 3,1095\overline{u}^3 - 7,1220\overline{u}^2 + 5,4289\overline{u} - 0,3834$
Câmara A exaurindo	
Vazão <i>versus</i> Pressão	Vazão <i>versus</i> Tensão
$\overline{p}a < 0,67575, f_{pa}^{exau}(\overline{p}a) = -0,3305\overline{p}a^3 - 0,7399\overline{p}a^2 + 2,1377\overline{p}a - 0,0047$	$\overline{u} < 0,11693, f_{ua}^{exau}(\overline{u}) = 0,4505\overline{u} + 0,0086$
$\overline{p}a \geq 0,67575, f_{pa}^{exau}(\overline{p}a) = 1$	$\overline{u} \geq 0,11693, f_{ua}^{exau}(\overline{u}) = 1,085\overline{u}^3 - 3,4251\overline{u}^2 + 3,66\overline{u} - 0,3216$
Câmara B enchendo	
Vazão <i>versus</i> Pressão	Vazão <i>versus</i> Tensão
$\overline{p}b < 0,40265, f_{pb}^{ench}(\overline{p}b) = 1$	$\overline{u} < 0,08982, f_{ub}^{ench}(\overline{u}) = 0,3536\overline{u} + 0,0042$
$\overline{p}b \geq 0,40265, f_{pb}^{ench}(\overline{p}b) = -2,2174\overline{p}b^3 + 1,4704\overline{p}b^2 - 0,2636\overline{p}b + 1,0125$	$\overline{u} \geq 0,08982, f_{ub}^{ench}(\overline{u}) = 3,0467\overline{u}^3 - 6,9571\overline{u}^2 + 5,3471\overline{u} - 0,3904$
Câmara B exaurindo	
Vazão <i>versus</i> Pressão	Vazão <i>versus</i> Tensão
$\overline{p}b < 0,68039, f_{pb}^{exau}(\overline{p}b) = -0,7223\overline{p}b^3 - 0,2335\overline{p}b^2 + 1,9721\overline{p}b - 0,0062$	$\overline{u} < 0,11253, f_{ub}^{exau}(\overline{u}) = 0,4241\overline{u} + 0,0082$
$\overline{p}b \geq 0,68039, f_{pb}^{exau}(\overline{p}b) = 1$	$\overline{u} \geq 0,11253, f_{ub}^{exau}(\overline{u}) = 1,6742\overline{u}^3 - 4,5594\overline{u}^2 + 4,2528\overline{u} - 0,3673$

De forma análoga aos resultados da Servoválvula 1, verifica-se que, no procedimento realizado para a Servoválvula 2, tanto nas curvas de pressão *versus* vazão mássica quanto nas curvas de tensão *versus* vazão mássica, os pontos de transição entre os polinômios de aproximação diferem em todas as situações. O resultado completo contendo os polinômios para enchimento e exaustão das câmaras A e B da Servoválvula 2 estão apresentados na Tabela 3.2

Tabela 3.2 – Polinômios de Aproximação para o 2º GDL.

Câmara A enchendo	
Vazão <i>versus</i> Pressão	Vazão <i>versus</i> Tensão
$\bar{p}a < 0,38293, f_{pa}^{ench}(\bar{p}a) = 1$	$\bar{u} < 0,10851, f_{ua}^{ench}(\bar{u}) = 0,2696\bar{u} + 0,0029$
$\bar{p}a \geq 0,38293, f_{pa}^{ench}(\bar{p}a) = -1,9834\bar{p}a^3 + 1,1435\bar{p}a^2 - 0,1648\bar{p}a + 1,0068$	$\bar{u} \geq 0,10851, f_{ua}^{ench}(\bar{u}) = 4,0740\bar{u}^3 - 8,8726\bar{u}^2 + 6,4540\bar{u} - 0,5689$
Câmara A exaurindo	
Vazão <i>versus</i> Pressão	Vazão <i>versus</i> Tensão
$\bar{p}a < 0,67249, f_{pa}^{exau}(\bar{p}a) = -0,3932\bar{p}a^3 - 0,6895\bar{p}a^2 + 2,1361\bar{p}a - 0,0051$	$\bar{u} < 0,08935, f_{ua}^{exau}(\bar{u}) = 0,2444\bar{u} + 0,0120$
$\bar{p}a \geq 0,67249, f_{pa}^{exau}(\bar{p}a) = 1$	$\bar{u} \geq 0,08935, f_{ua}^{exau}(\bar{u}) = 1,6492\bar{u}^3 - 4,3802\bar{u}^2 + 4,0206\bar{u} - 0,2916$
Câmara B enchendo	
Vazão <i>versus</i> Pressão	Vazão <i>versus</i> Tensão
$\bar{p}b < 0,39159, f_{pb}^{ench}(\bar{p}b) = 1$	$\bar{u} < 0,10317, f_{ub}^{ench}(\bar{u}) = 0,1780\bar{u} + 0,0065$
$\bar{p}b \geq 0,39159, f_{pb}^{ench}(\bar{p}b) = -2,1465\bar{p}b^3 + 1,3754\bar{p}b^2 - 0,2383\bar{p}b + 1,0113$	$\bar{u} \geq 0,10317, f_{ub}^{ench}(\bar{u}) = 3,5268\bar{u}^3 - 7,9868\bar{u}^2 + 6,0204\bar{u} - 0,5151$
Câmara B exaurindo	
Vazão <i>versus</i> Pressão	Vazão <i>versus</i> Tensão
$\bar{p}b < 0,68732, f_{pb}^{exau}(\bar{p}b) = -0,7387\bar{p}b^3 - 0,2520\bar{p}b^2 + 1,9867\bar{p}b - 0,0066$	$\bar{u} < 0,08797, f_{ub}^{exau}(\bar{u}) = 0,2185\bar{u} + 0,0137$
$\bar{p}b \geq 0,68732, f_{pb}^{exau}(\bar{p}b) = 1$	$\bar{u} \geq 0,08797, f_{ub}^{exau}(\bar{u}) = 1,7839\bar{u}^3 - 4,7169\bar{u}^2 + 4,2378\bar{u} - 0,3046$

As equações cúbicas aproximadas de f_{ui} definidas permitem, através das expressões da vazão mássica, equações (3.39) e (3.40), chegar ao conjunto de funções que definem a tensão de controle para cada o caso em que a câmara A está enchendo e, concomitantemente, a câmara B está exaurindo e vice e versa, para os dois graus de liberdade rotacionais. O Apêndice D descreve os procedimentos para obtenção do sinal de controle.

3.1.7 Identificação dos Parâmetros para a Modelagem do Atrito na Aleta dos Atuadores Rotativos

Nos atuadores rotacionais modelados no âmbito do presente projeto, os efeitos das forças de atrito resultam em torques de reação contrários ao movimento de giro dos seus eixos móveis. Assim, o efeito do estudo do atrito foi realizado considerando como referência (por conta da maior disponibilidade) os estudos encontrados na bibliografia sobre o atrito em atuadores translacionais. Assim, segundo Virvalo, 1995, Perondi, 2002, Valdiero, 2005 e 2011, Chang et al., 2012, e Sarmanho, 2014, o atrito nos atuadores pneumáticos deve-se principalmente ao contato do anel de vedação, presente no êmbolo do atuador, com o corpo do cilindro por onde o mesmo se move.

Segundo Beater, 2007, em alguns casos, as forças de atrito das vedações do cilindro são muito menores do que as forças necessárias para mover a carga ou a força gerada pela contrapressão de um pistão de movimento rápido quando a resistência no escape é elevada. Nesses casos, é mais importante calcular cuidadosamente as forças opostas do que dispensar tempo excessivo na determinação das forças de atrito. Há, por outro lado, também situações em que as forças de atrito devem ser levadas em conta porque dominam a resposta do servoposicionador [Bowns e Ballard, 1972; Jebar et al., 1975].

No presente trabalho parte-se da hipótese de que o atrito do atuador pneumático rotativo possui comportamento semelhante ao do êmbolo do atuador pneumático linear. Também se adota a hipótese de que a fonte de atrito que ocorre no atuador rotativo pneumático é dominante em relação às demais forças de atrito presentes no robô, desconsiderando, portanto, o efeito do atrito existente na estrutura do manipulador. A hipótese de forças de atrito nas juntas é comum em robótica e pode, por exemplo, ser encontrada nos trabalhos de Spong et al., 2006, e Siciliano, 1998.

A força de atrito estático (ou de quebra) tem que ser superada para iniciar o movimento da aleta. De forma análoga aos cilindros lineares, os elementos vedantes necessitam exercer uma força no sentido radial de dentro para fora para manter a vedação. Esta força elimina gradualmente quaisquer lubrificantes entre a vedação e a parede do atuador e permite que a vedação assente na textura superficial das câmaras. Depois que a aleta está parada durante algum tempo, a diferença de pressão necessária para iniciar o movimento é, portanto, mais alta do que seria se fosse movida novamente imediatamente após a parada,

além do mais, diferentes tipos de lubrificantes podem ser utilizados pelo fabricante de um atuador para outro [Beater, 2007].

A Figura 3.19 ilustra o atuador em corte, possibilitando identificar a região onde ocorre o contato do sistema de vedação da aleta com as câmaras. O atrito é considerado importante porque os componentes vedantes da aleta deslizante devem se mover contra as superfícies internas das câmaras com força suficiente para evitar que o ar comprimido escape de uma câmara para a outra do atuador.

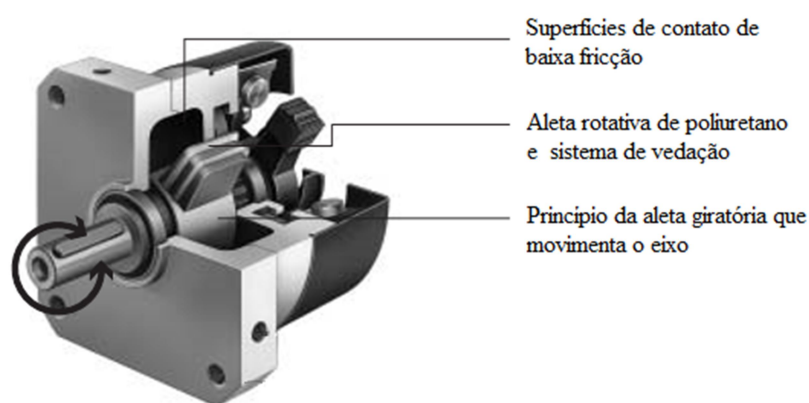


Figura 3.19 – Identificação da região de contato da vedação da aleta nas câmaras do atuador.
[Adaptado de Festo Corporation, 2016]

Conforme já comentado, o modelo para o atrito utilizado no presente trabalho é o conhecido modelo de atrito *LuGre*, proposto por Canudas de Wit et al., 1995, devido à sua capacidade de representar diversos efeitos que compõem o fenômeno de atrito, dentre eles o de *Stribeck*, incluindo o atrito de Coulomb, atrito viscoso e o estático, além de características como a histerese, força de quebra variável e de deformações elásticas no movimento de pré-deslizamento.

Para o estudo para identificação dos parâmetros do atrito, foram executados diversos testes experimentais para obtenção dos mesmos. Vale destacar que os valores da força do atrito estático e seco do modelo *LuGre* são relacionados com o torque, pois nos dois primeiros GDL, de maior interesse no contexto, o movimento nas juntas do robô é rotacional. Nesse sentido, em lugar da força, utilizado o torque, e, portanto, a velocidade angular (ω) em substituição à velocidade translacional (\dot{y}).

Foram realizados experimentos com um dos atuadores pneumáticos rotativos nos quais foram adquiridos os valores de torque para velocidades constantes no intervalo entre -18 rad/s

e +18 rad/s. A Figura 3.20a apresenta o gráfico referente ao sentido de rotação anti-horário em que o intervalo da velocidade é de (-18,0], enquanto que a Figura 3.20b apresenta dos dados do sentido de rotação oposta, em que a velocidade encontra-se no intervalo [0,18).

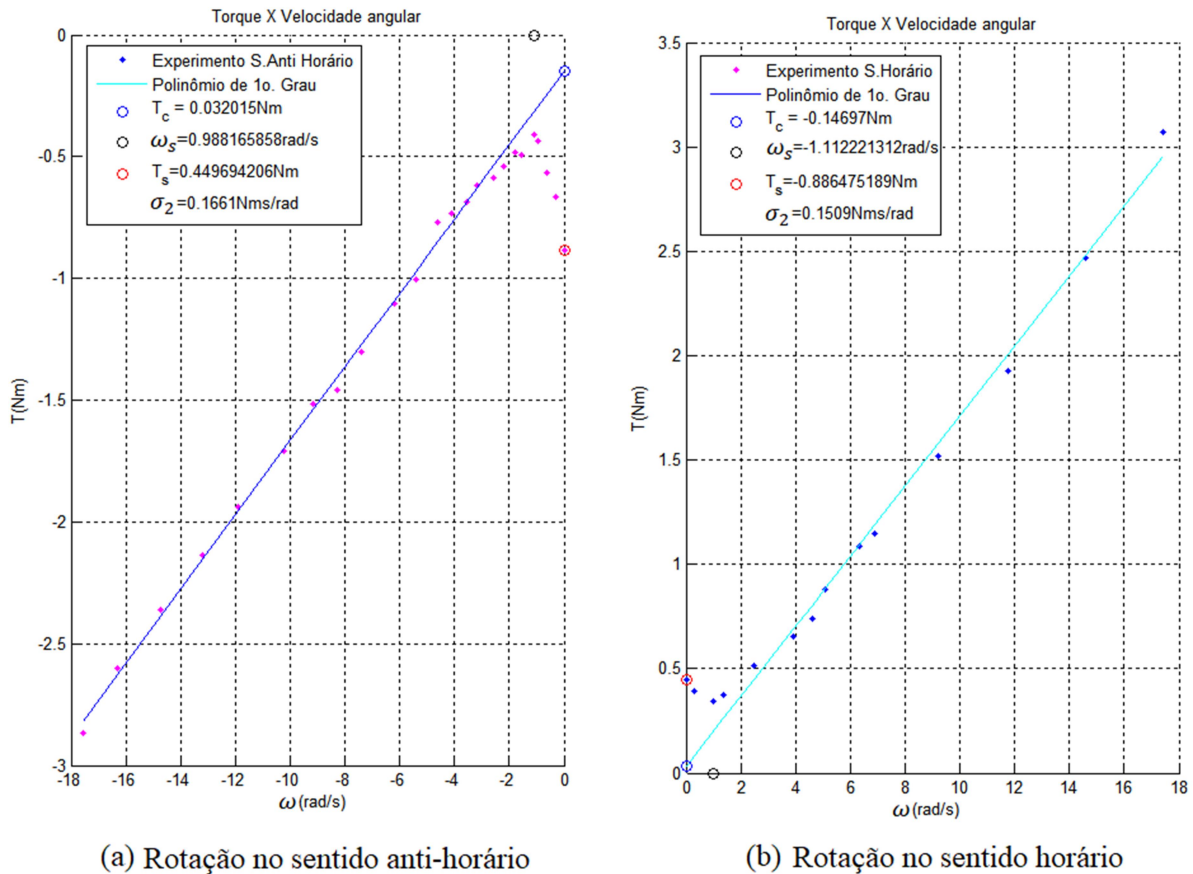


Figura 3.20 – Torque versus velocidade.

As curvas obtidas foram aproximadas por um polinômio de primeiro grau para cálculo dos coeficientes viscoso σ_{2i} . Além disso, analisando os gráficos foi possível também identificar por inspeção os quatro parâmetros estáticos σ_{2i} , T_{ci} , T_{si} e ω_{si} para cada sentido de rotação.

Os valores de σ_{0i} e σ_{1i} foram obtidos a partir dos dados apresentados por Sarmanho, 2014, onde os parâmetros de atrito *LuGre* para um robô de acionamento pneumático foram levantados através da combinação de resultados experimentais e procedimentos de simulação, obtendo os valores $\sigma_{0i} = 1,5 \cdot 10^5$ N/m e $\sigma_{1i} = 3,9 \cdot 10^2$ Ns/m. Os valores de σ_{0i} e σ_{1i} foram obtidos realizando um procedimento semelhante ao de Sarmanho, 2014, baseado em interações entre resultados experimentais e de simulação, obtendo os valores de $\sigma_{0i} =$

$3,75 \cdot 10^3 \text{ Nm/rad}$ e $\sigma_{1i} = 61,22 \text{ Nms/rad}$. Estes valores apresentam uma relação de proporcionalidade com os valores adotados por Sarmanho, 2014, para o sistema translacional.

3.1.8 Resultados em Malha Aberta e Validação do Modelo do Servoposicionador Pneumático Rotativo

Através de um modelo que representa adequadamente o comportamento dinâmico do robô, é possível realizar simulações de apoio ao desenvolvimento dos controladores. Para realizar as simulações foi desenvolvido um programa computacional no *software* Simulink® para cada servoposicionador pneumático rotacional. Cada modelo de simulação contempla o equacionamento dinâmico de um atuador, incluindo os parâmetros de atrito e as funções das pressões e vazão das servoválvulas, permitindo comparar os resultados do modelo com os resultados experimentais de posição medida por sensores (encoder) ao longo do tempo e é constituído por cinco blocos e está ilustrado na Figura 3.21.

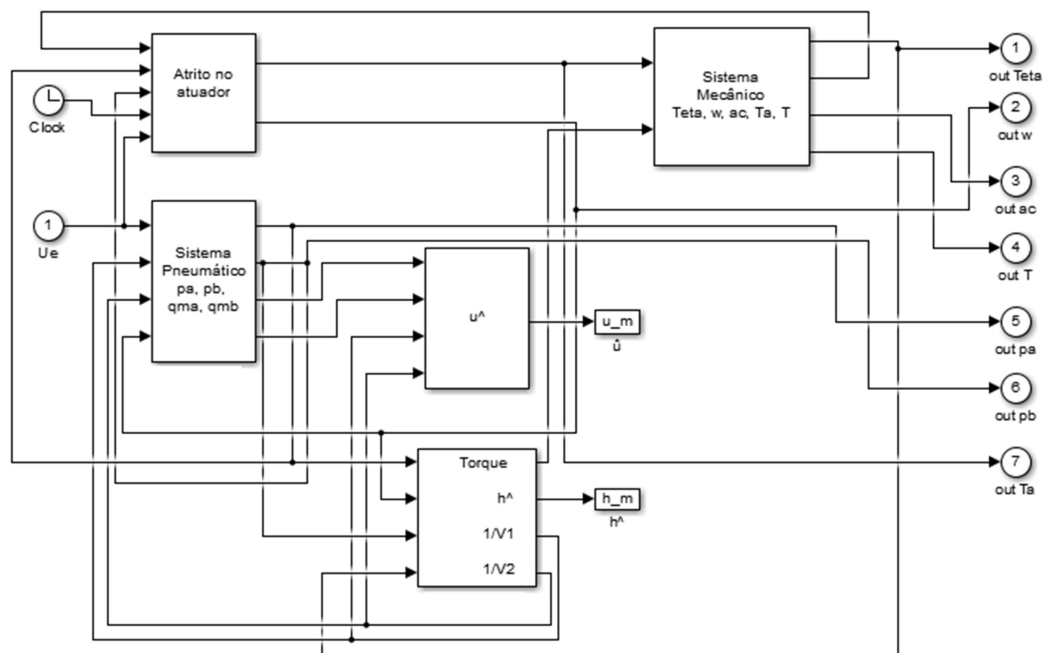


Figura 3.21 – Modelo do servoposicionador pneumático rotativo.

O modelo possui como entrada o sinal de controle (tensão) e como saídas a posição, a velocidade, a aceleração, o torque e as pressões nas câmaras A e B. No bloco referente ao atrito foram equacionadas as características do atrito obtidas experimentalmente e descritas na

seção 3.1.7, no bloco referente ao equacionamento pneumático estão contidas as características do sistema pneumático expressas pelas tabelas 3.1 e 3.2. Já o bloco que calcula o torque também inclui os cálculos com os termos que independem da tensão de controle em uma função \hat{h} (Equação 3.28) e o equacionamento dos termos que dependem da tensão de controle \hat{u} (Equação 3.29) em outro bloco. O equacionamento mecânico resulta nos valores de posição, velocidade e aceleração levando em consideração um momento de inércia de massa acoplada ao eixo do atuador quando da realização do experimento.

Como cada modelo descreve o comportamento de um dos servoposicionadores, entende-se por Servoposicionador 1 o conjunto de válvula proporcional e atuador pneumático rotativo a ser aplicado no acionamento do 1GDL e, da mesma forma, entende-se por Servoposicionador 2 o conjunto de válvula proporcional e atuador pneumático rotativo a ser aplicado no acionamento do 2GDL.

Para a validação do modelo, foram obtidas experimentalmente as curvas de posição ao longo do tempo, totalizando 50 experimentos de aquisição para cada validação. Na realização do primeiro experimento, montou-se uma bancada constituída pelo Servoposicionador 1 acoplado a um volante, conforme ilustra a Figura 3.22. A aquisição dos dados foi realizada, através da arquitetura de controle e precisão dos sensores descrita no Apêndice C, conforme ilustra a imagem do experimento através da Figura 3.22, para respectiva validação.

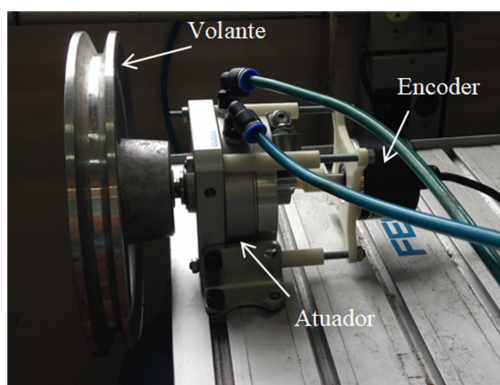


Figura 3.22 – Imagem da bancada experimental utilizada na validação modelo do Servoposicionador 1.

No experimento, aplicou-se uma tensão de controle tipo passo unitário $u = 1$ (abertura máxima do orifício de passagem da servoválvula) para que o atuador pneumático se deslocasse da posição de início do curso ($\theta = 0 \text{ rad}$) até o final do seu curso ($\theta = 4,71 \text{ rad}$), girando no sentido horário. A tensão de controle foi aplicada diretamente na servoválvula e

foram feitas as aquisições de posição ao longo do tempo através do encoder óptico acoplado ao atuador. A Figura 3.23 apresenta um gráfico que permite comparar os resultados obtidos experimentalmente e por simulação.

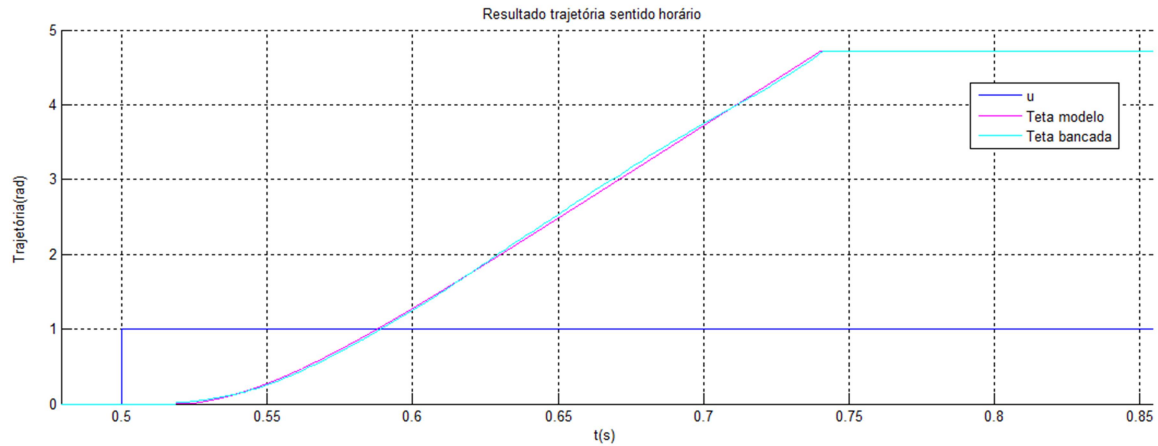


Figura 3.23 – Resposta experimental e de simulação do movimento de rotação no sentido horário do Servoposicionador 1.

Verifica-se que o modelo computacional do Servoposicionador 1 contempla satisfatoriamente as características do mesmo, apresentando resultado considerado suficientemente próximo ao do movimento do atuador. Para avaliar o movimento no sentido anti-horário, aplicou-se uma tensão de controle tipo passo unitário $u = -1$ para que a aleta do atuador pneumático se deslocasse da posição de fim de curso ($\theta = 4,71 \text{ rad}$) para a posição $\theta = 0 \text{ rad}$. A Figura 3.24 apresenta um gráfico que permite comparar os resultados obtidos por simulação com os de experimentos.

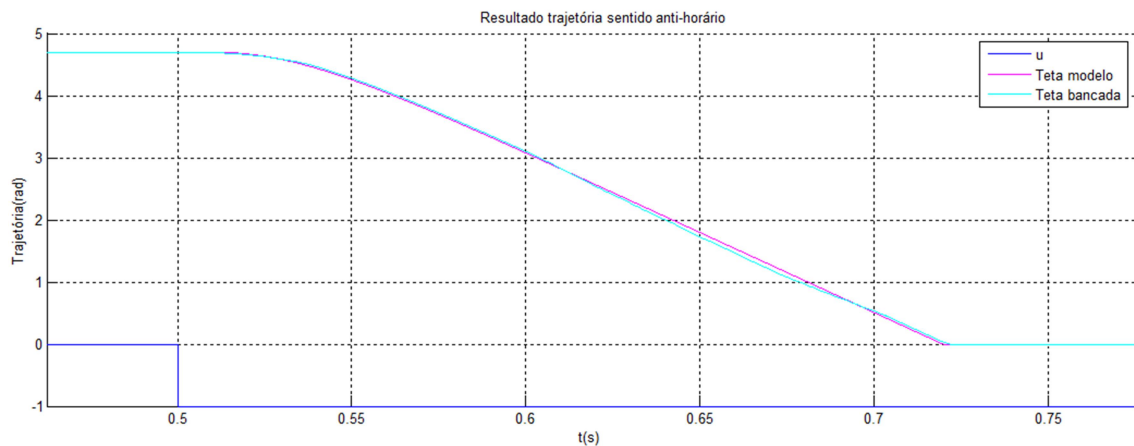


Figura 3.24 – Resposta experimental e de simulação do movimento de rotação no sentido anti-horário do Servoposicionador 1.

Considera-se que, no sentido anti-horário, o modelo computacional do Servoposicionador 1 também contempla satisfatoriamente as características do sistema, apresentando resultado considerado semelhante ao do movimento do atuador.

A etapa seguinte consistiu em validar o modelo matemático do Servoposicionador 2, sendo executado experimento semelhante ao de validação do Servoposicionador 1. Considera-se que os resultados obtidos também contemplam satisfatoriamente as características do sistema e estão apresentados nos gráficos das figuras 3.25 e 3.26.

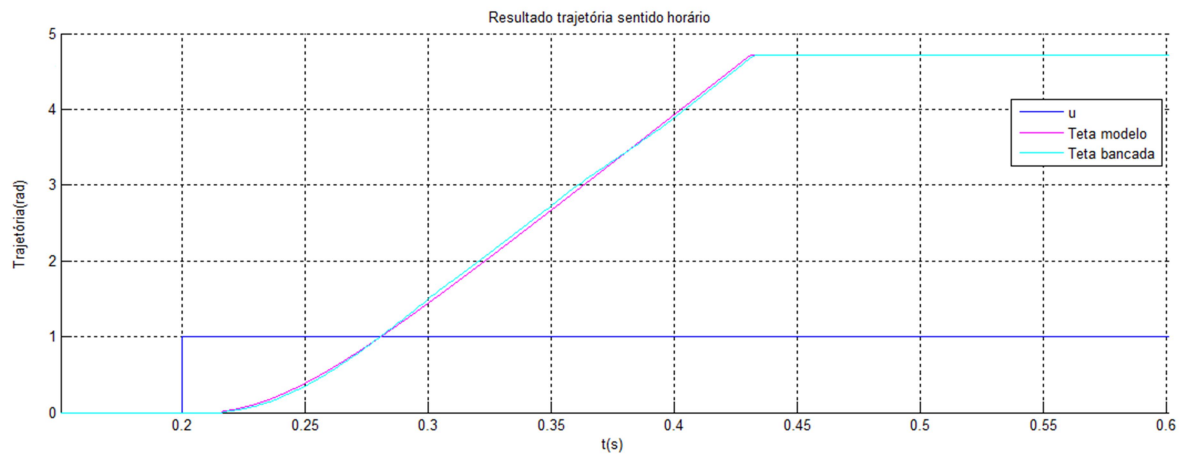


Figura 3.25 – Resposta experimental e de simulação do movimento de rotação no sentido horário do Servoposicionador 2.

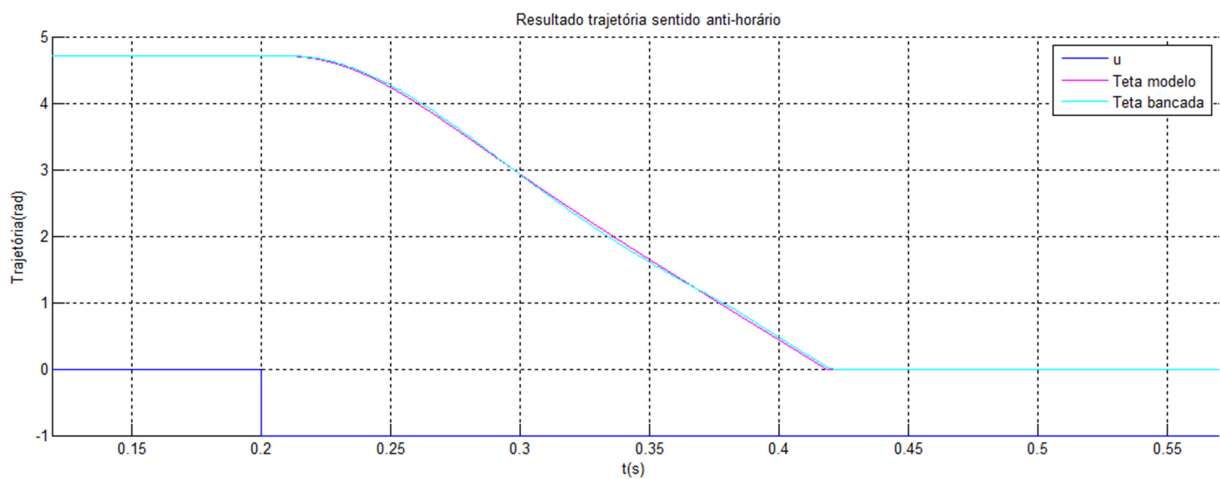


Figura 3.26 – Resposta experimental e de simulação do movimento de rotação no sentido anti-horário do Servoposicionador 2.

Através dos experimentos de validação também foram adquiridas as curvas das pressões ao longo do tempo, elas estão comparadas com as curvas de pressão resultante do modelo matemático. As figuras 3.7 a 3.10 ilustram as curvas de pressão dos experimentos de validação das figuras 3.23 a 3.26, respectivamente.

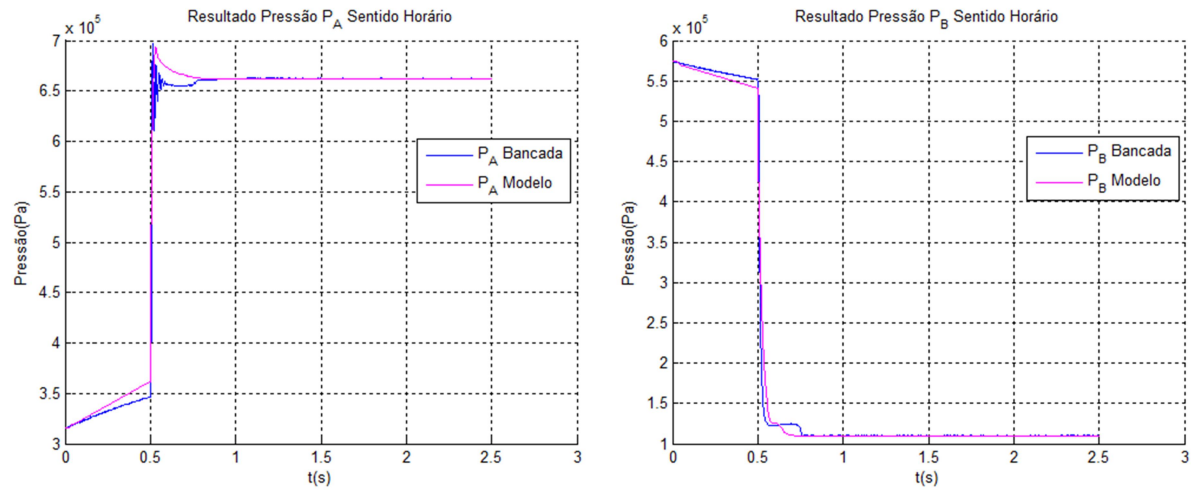


Figura 3.27 – Resposta experimental e de simulação do movimento de rotação no sentido horário do Servoposicionador 1.

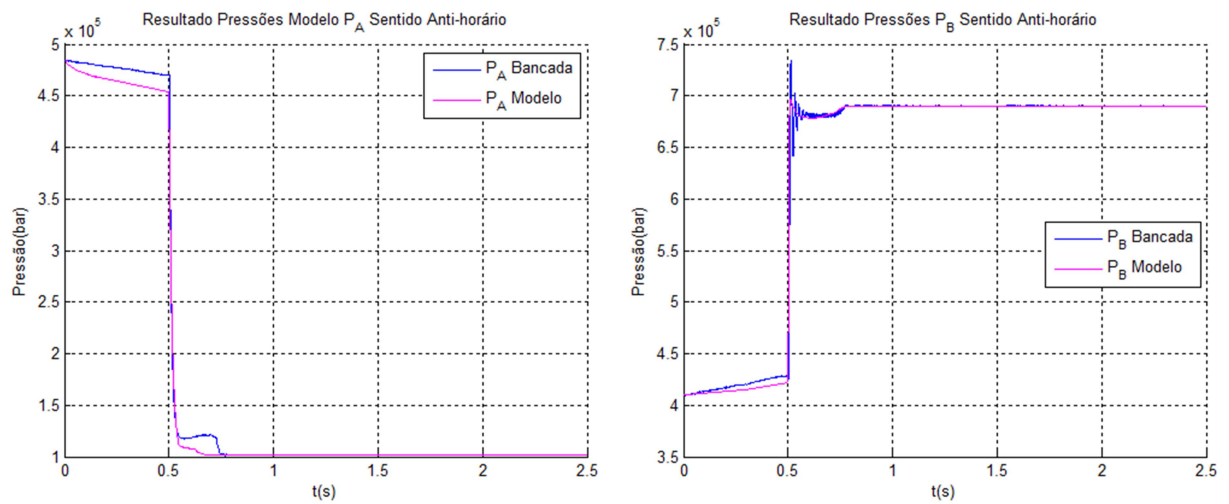


Figura 3.28 – Resposta experimental e de simulação do movimento de rotação no sentido anti-horário do Servoposicionador 1.

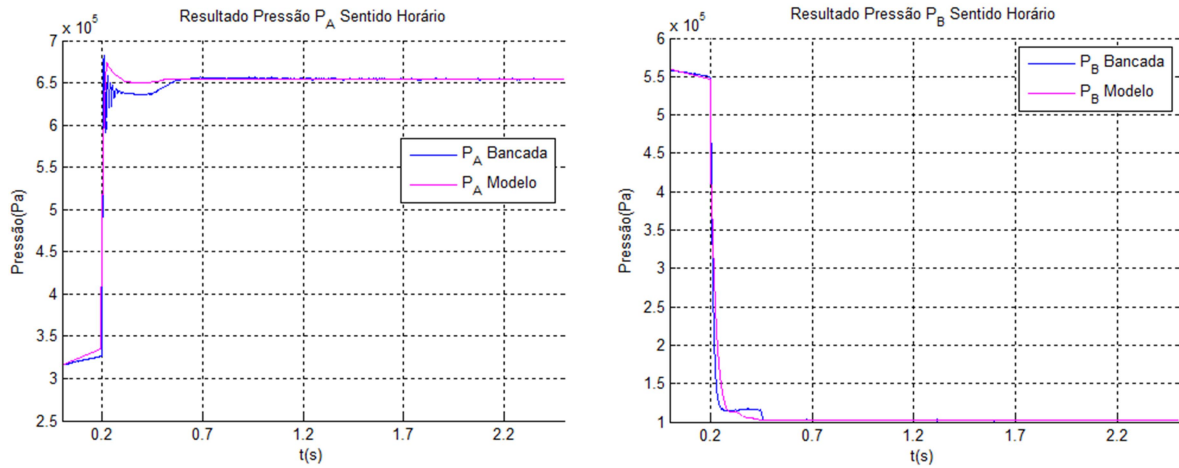


Figura 3.29 – Resposta experimental e de simulação do movimento de rotação no sentido horário do Servoposicionador 2.

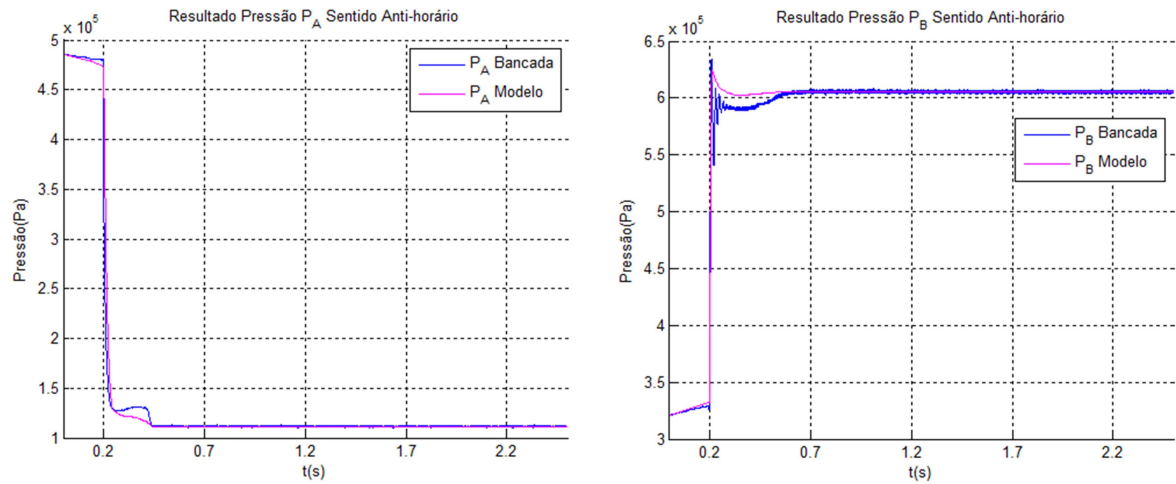


Figura 3.30 – Resposta experimental e de simulação do movimento de rotação no sentido anti-horário do Servoposicionador 2.

3.2 Modelagem do Manipulador e Identificação dos Parâmetros

Para obtenção do modelo matemático completo do manipulador foi elaborado um modelo de simulação no *software* Simulink[®], cuja validação será apresentada na Seção 3.5 e no qual será implementado e testado o controlador projetado. Considerando a Equação A.24 da dinâmica do manipulador, descrita no Apêndice A, na forma $\mathbf{H}\ddot{\boldsymbol{\theta}} + \mathbf{C}\dot{\boldsymbol{\theta}} = \boldsymbol{\tau}$, isolou-se $\ddot{\boldsymbol{\theta}}$ para proporcionar a criação do diagrama de blocos resultando na Equação (3.44):

$$\ddot{\theta} = H^{-1}(\tau - C\dot{\theta}), \quad (3.44)$$

onde $\ddot{\theta}$ é matriz de velocidades, $\dot{\theta}$ é a matriz de posições, H a matriz dos momentos de inércia, C é a matriz em função das posições e velocidades e τ a matriz de torques.

Verifica-se, por meio da Equação A.24 que a matriz H depende somente de θ_2 , enquanto que o vetor $C\dot{\theta}$ depende de θ_2 , $\dot{\theta}_2$ e $\dot{\theta}_1$. Já, o vetor de torques constitui a entrada do sistema. Os ângulos e as velocidades angulares são obtidos integrando-se sucessivamente as acelerações, que correspondem às saídas do sistema nesta formulação. Esses valores são utilizados para o cálculo de H e $C\dot{\theta}$, que, por sua vez, resultam em novos valores para as acelerações, completando um ciclo de simulação. Na Figura 3.31, que corresponde ao diagrama de blocos desenvolvido no software Simulink[®].

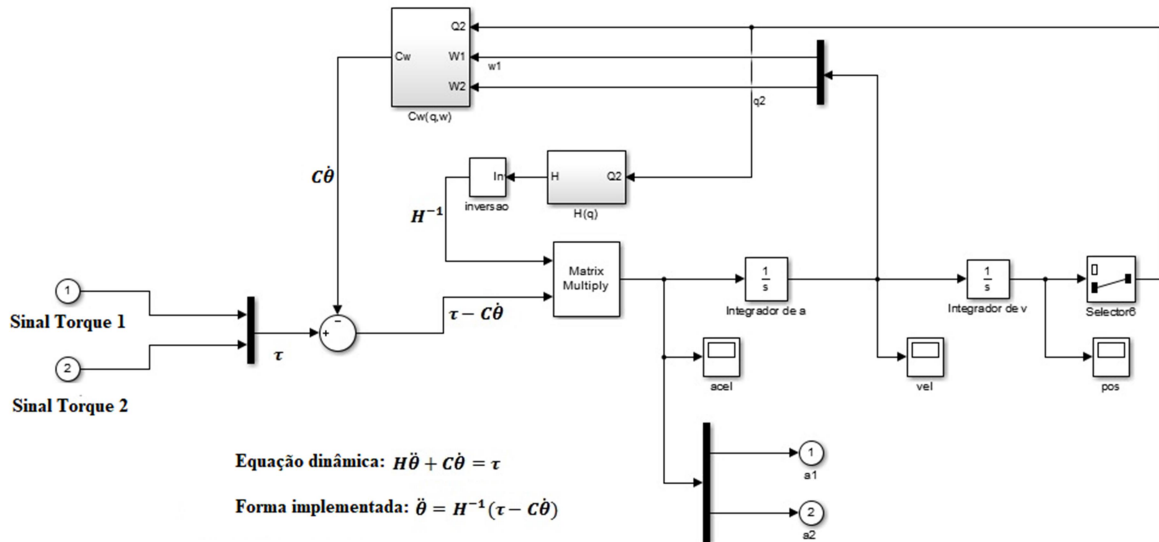


Figura 3.31 – Modelo do equacionamento dinâmico desenvolvido no *software* Simulink[®].

Na Figura 3.31 identifica-se na esquerda, os torques de entrada representados pelo vetor τ que é subtraído de $C\dot{\theta}$, sendo o resultado multiplicado por H^{-1} , resultando nas acelerações angulares, que são integradas duas vezes para obtenção das velocidades e posições angulares. Por último, estes valores são usados como entrada nos subsistemas que calculam a matriz H e o vetor $C\dot{\theta}$.

Os valores dos parâmetros físicos que compõe a matriz H foram identificados a partir do projeto mecânico apresentado no Apêndice B. Estes parâmetros estão apresentados na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Parâmetros do Manipulador.

Parâmetro	Grandeza
I_1	0,0924 kgm^2
I_2	0,0676 kgm^2
r_1	0,1349 m
r_2	0,1290 m
l_1	0,2498 m
l_2	0,2230 m
m_1	2,7545 kg
m_2	2,5158 kg

Desta forma, a modelagem pneumática dos dois atuadores e a modelagem da dinâmica foram acopladas de forma a compor um sistema único representativo do manipulador SCARA. A Figura 3.32 apresenta os blocos representativos de cada um dos sistemas pneumáticos (subtraídos dos respectivos blocos mecânicos presente na Figura 3.21), interligados a um novo bloco representativo do sistema mecânico completo do manipulador, isto é, ao bloco apresentado na Figura 3.31.

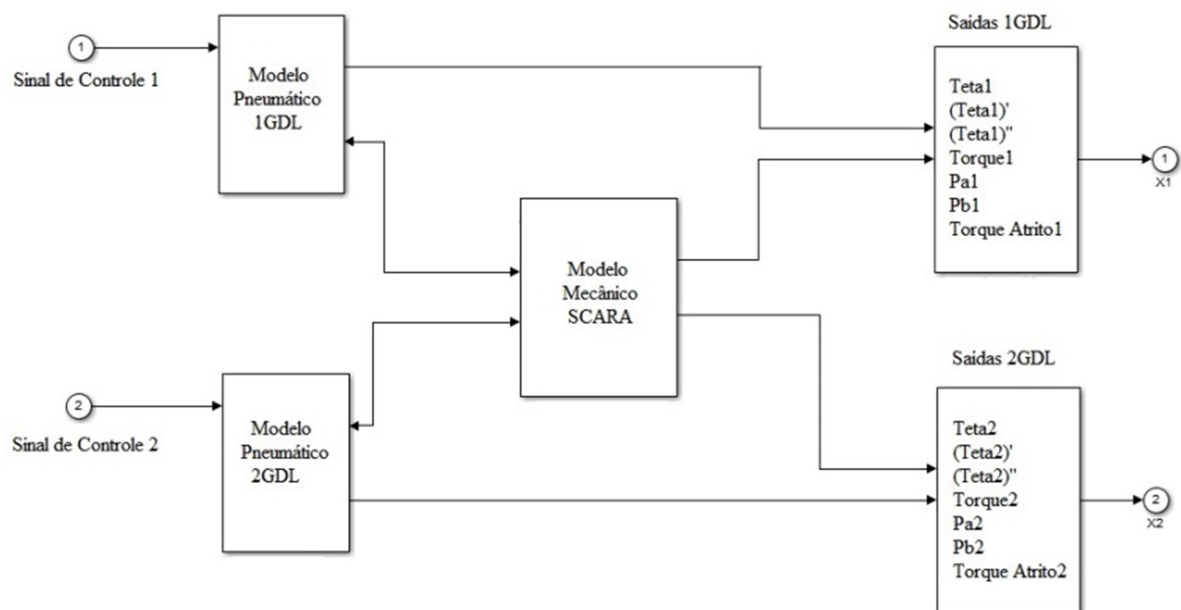


Figura 3.32 – Diagrama representativo do Modelo Matemático completo do SCARA.

Este bloco possui como entradas os sinais advindos do controlador para cada grau de liberdade do manipulador e possui como saídas os valores de posição, velocidade, aceleração, torque, pressão da câmara A, pressão da câmara B e torque de atrito de ambos os graus de liberdade.

3.2.1 Resultados em Malha Aberta e Validação do Modelo do Manipulador

A validação em malha aberta do modelo completo do manipulador foi executada de forma análoga à validação dos modelos dos servoposicionadores pneumáticos rotativos, isto é, foram realizados 50 experimentos nos quais aplicou-se uma tensão tipo passo unitário $u = 1$ (abertura máxima do orifício de passagem da servoválvula) para que os dois graus de liberdade se deslocassem da posição de início do curso ($\theta = 0$ rad) até o final do seu curso ($\theta = 4,71$ rad), rotacionando no sentido horário. Após, aplicou-se uma tensão tipo passo unitário $u = -1$ para que os dois graus de liberdade retornassem para a posição de início de curso ($\theta = 0$ rad).

O primeiro experimento realizou-se de forma que, enquanto o primeiro grau de liberdade executava o movimento, o segundo permanecia fixo mecanicamente na posição 0 rad. Conforme ilustra a Figura 3.33, na qual identifica-se também o sentido de movimentação do manipulador.

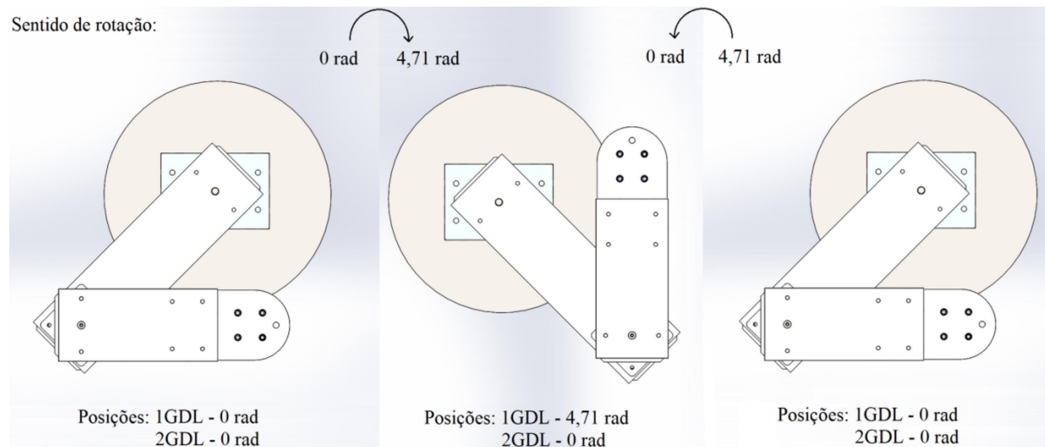


Figura 3.33 – Movimentação do 1º GDL.

Já, o segundo experimento foi realizado de forma alternativa. Assim, enquanto o segundo grau de liberdade executava o movimento, o primeiro estava fixo mecanicamente na posição central do curso, aproximadamente 2,35 rad. Conforme ilustra a Figura 3.34.

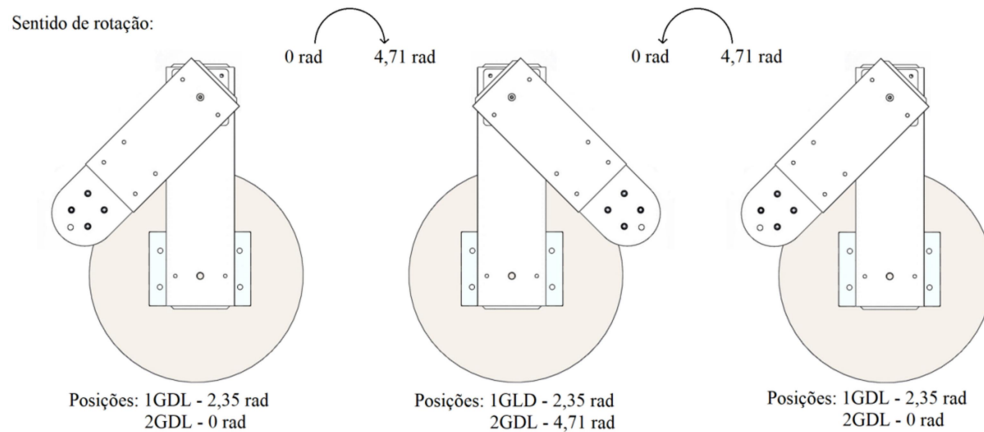


Figura 3.34 – Movimentação do 2º GDL.

A tensão de controle foi aplicada diretamente através da bancada onde está instalado o manipulador e as posições ao longo do tempo para os dois graus de liberdade rotacionais foram adquiridas através da placa dSPACE®. Esses dados adquiridos experimentalmente foram comparados com os resultados obtidos através da aplicação da mesma função passo unitário no modelo matemático do manipulador implantado no *software* Simulink®, descrito na Seção 3.2. Nas simulações, para reproduzir o efeito da fixação mecânica do 2º GDL na posição 0 rad e do 1º GDL na posição 2,35 rad, utilizou-se a função saturação do sinal de posição, forçando com que, na simulação, seus valores mantivessem os da restrição desejada.

As figuras 3.35 e 3.36 apresentam os gráficos que permitem comparar os resultados obtidos experimentalmente e por simulação para o primeiro grau de liberdade no sentido de rotação horário e anti-horário:

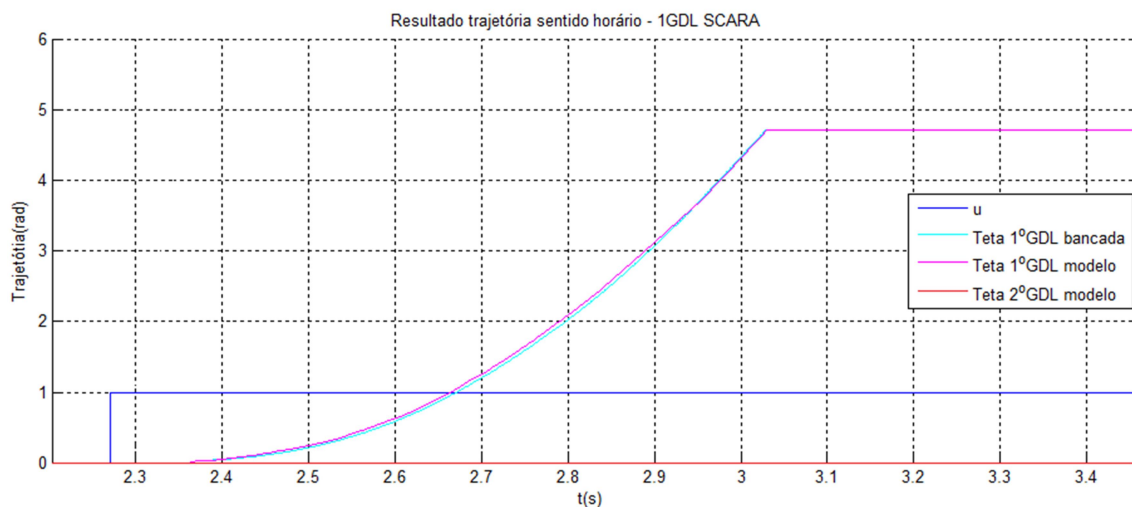


Figura 3.35 – Validação no sentido horário do 1º GDL do modelo matemático completo do manipulador.

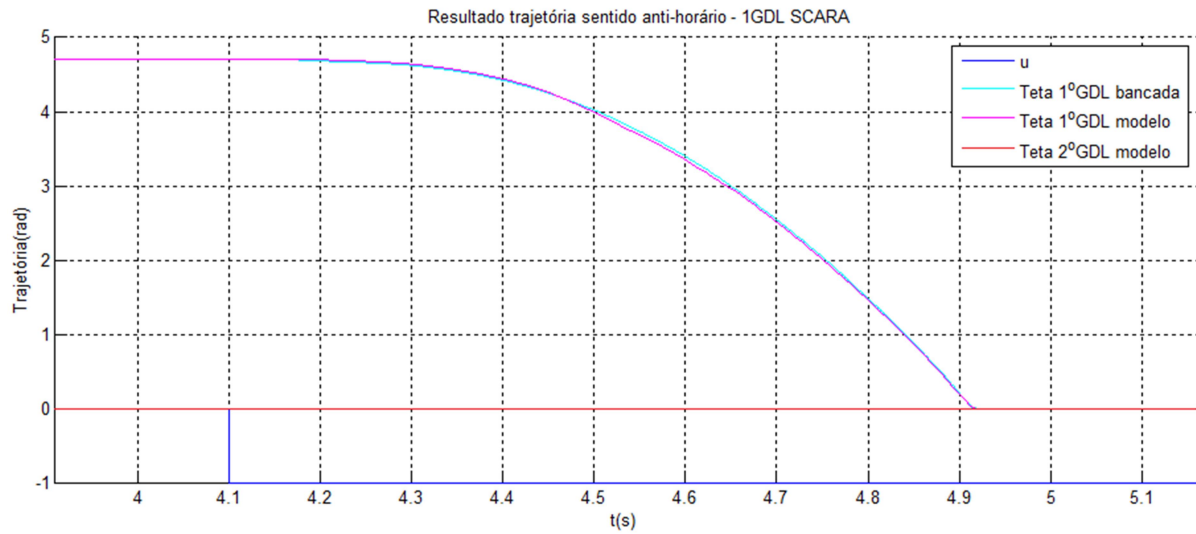


Figura 3.36 – Validação no sentido anti-horário do 1º GDL do modelo matemático completo do manipulador.

As figuras 3.37 e 3.38 também apresentam os gráficos que permitem comparar os resultados obtidos experimentalmente e por simulação para o segundo grau de liberdade, em nos dois sentidos de rotação, da posição de início do curso ($\theta = 0$ rad) até o final do seu curso ($\theta = 4,71$ rad), rotacionando no sentido horário e, após, rotacionando no sentido anti-horário, retornando para a posição de início de curso ($\theta = 0$ rad):

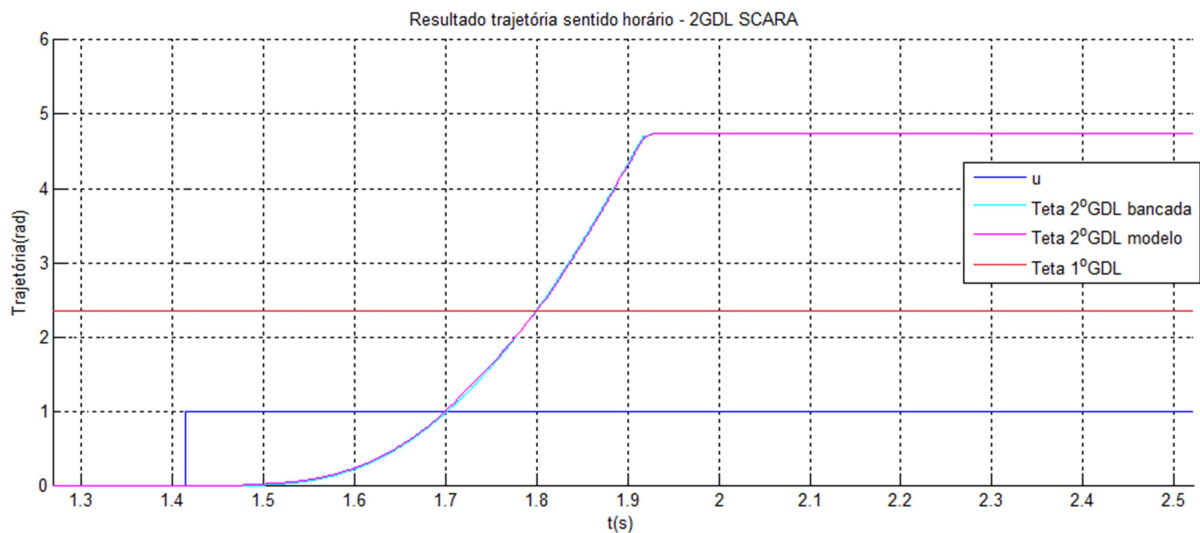


Figura 3.37 – Validação no sentido horário do 2º GDL do modelo matemático completo do manipulador.

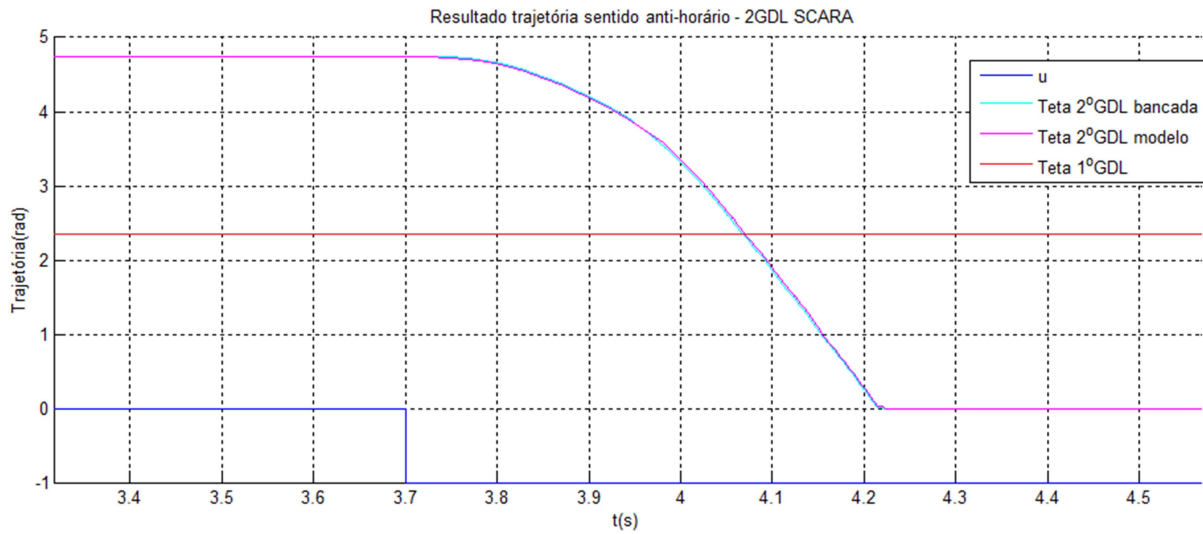


Figura 3.38 – Validação no sentido anti-horário do 2º GDL do modelo matemático completo do manipulador.

Diante dos resultados obtidos tanto por meio de simulações como pelos experimentos, ilustrados pelas figuras 3.35 a 3.38, é possível verificar que o modelo desenvolvido é adequado para aplicações de simulação e na síntese de controladores, pois fornece resultados de simulação e de experimento em malha aberta considerados suficientemente aproximados, considerando-se a alta complexibilidade do sistema envolvido.

4 CONTROLE

O problema de controle de robôs manipuladores compreende várias etapas, dentre as quais destacam-se a definição do tipo de trajetória que o robô deverá executar, o cálculo da trajetória, o controle dinâmico do manipulador e a definição da interface com o usuário. A Figura 4.1 apresenta um diagrama esquemático do sistema de controle do manipulador em estudo. Segundo este esquema, o usuário, definido como programador irá inicialmente definir a trajetória que será realizada pelo manipulador através de uma interface de programação.

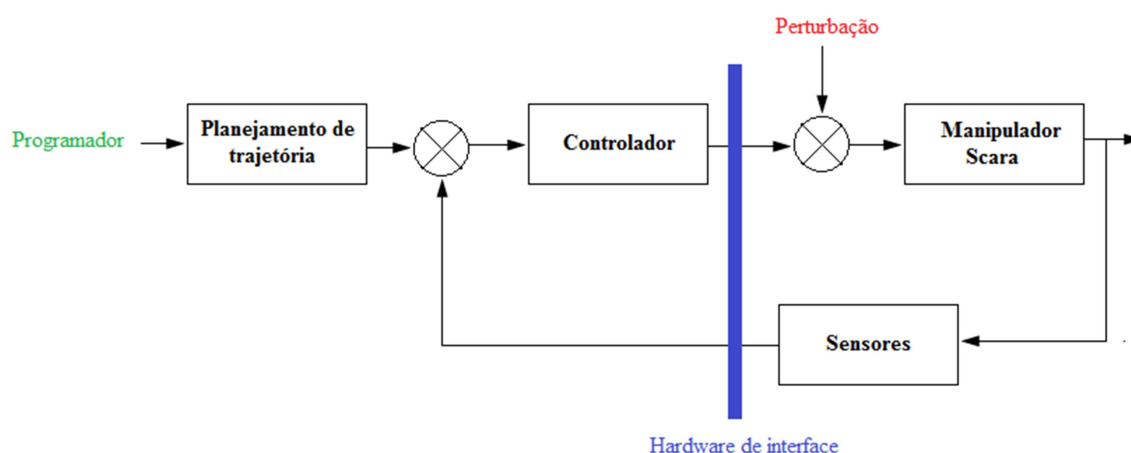


Figura 4.1 – Sistema de controle do manipulador.

A descrição de uma trajetória a ser executada pelo robô é normalmente realizada através de uma linguagem de programação por meio de comandos que especificam os objetivos a serem alcançados. Definidos esses objetivos, um algoritmo de geração de trajetória deverá executar o cálculo da trajetória entre a posição atual e o objetivo ser alcançado, gerando referências intermediárias para os controladores de juntas, de modo a que o manipulador se movimente até o seu objetivo evitando esforços excessivos nos atuadores, bem como vibrações ou movimentos que possam comprometer a estrutura mecânica do robô.

A etapa seguinte ilustrada na Figura 4.1 é o processo de controle propriamente dito, no qual define-se os esforços que devem ser aplicados pelos atuadores, de modo a que as posições e velocidades de junta medidas através de sensores de posição e velocidade converjam para a trajetória desejada, procurando rejeitar os efeitos das perturbações externas que possam ocorrer.

O sistema a ser controlado, além de parâmetros geométricos e de distribuição de massa

intrinsecamente suscetível a desvios com relação aos valores previstos em projeto, apresenta importantes não linearidades, principalmente devido à compressibilidade do ar e ao atrito. Assim, o enfoque da estratégia de controle é a de procurar compensar as não-linearidades por meio da estratégia de linearização por realimentação, dos erros paramétricos por meio de um esquema adaptativo, além de procurar compensar explicitamente os efeitos do atrito, estimando-os através do observador de atrito. Dessa forma, conforme já comentado, propõe-se uma expressão adaptativa da Lei do Torque Computado Adaptativo incluindo um termo de compensação de atrito de forma que seja possível fornecer os torques de junta capazes de fazer com que a resposta do sistema convirja para a trajetória desejada, buscando com que o erro de posição convirja à zero na medida em que o tempo avança.

O presente capítulo foi seccionado de acordo com o fluxo de atividades necessárias para a realização do controle do robô SCARA. Desta forma, a primeira seção aborda o planejamento de trajetória, a segunda apresenta a principal contribuição deste trabalho constituída pelo desenvolvimento teórico do Controlador por Torque Computado Adaptativo com Compensação explícita de Atrito (TCA_CA), enquanto que a parte final do capítulo aborda os procedimentos para a programação do robô.

4.1 Planejamento de Trajetória

Na etapa de planejamento da trajetória, a posição desejada para o efetuador final será especificada para cada instante de tempo pelo sistema de controle. Assim, nessa etapa é realizada a especificação completa do movimento do robô manipulador em algum sistema de coordenadas previamente definido.

No controle de posição, o objetivo é determinar os sinais necessários a serem fornecidas aos atuadores das juntas, para que o efetuador final siga uma determinada trajetória e, simultaneamente, rejeite perturbações originárias de efeitos dinâmicos, tais como atrito e ruídos nos sinais medidos para que o mesmo alcance uma posição desejada. O controle pode ser desenvolvido para trajetórias de movimentos ponto a ponto ou para seguimento contínuo de trajetória.

Na trajetória ponto a ponto, deseja-se que o manipulador efetue o movimento a partir de um ponto inicial para um ponto final em um determinado tempo. As soluções para este problema centram-se em encontrar uma trajetória que atenda os requisitos de tempo e que seja

fisicamente realizável pelo manipulador (trajetórias contínuas em posição, velocidade, e se necessário, em aceleração).

Conforme Sciavicco e Siciliano, 2000, nos problemas de seguimento de trajetória, o sistema de comando descreve o caminho a ser executado pelo manipulador com mais de dois pontos, ou seja, deseja-se que o manipulador passe por diversos pontos localizados em posições intermediárias entre o ponto inicial e o ponto final, de forma que possa, por exemplo, desviar de obstáculos. Com isto, tem-se n pontos pelos quais o manipulador deve passar, chamados pontos de caminho. Conforme Romano, 2002, percorrer uma trajetória, significa executar um movimento que envolve o controle coordenado de todas as juntas do robô, no qual os elos devem mover-se suavemente durante a execução do trajeto especificado.

O desenvolvimento de um módulo de geração de trajetórias para o manipulador é fundamental para a execução da etapa de validação da funcionalidade do robô, na qual o mesmo deverá executar trajetórias que necessitam ser matematicamente definidas e posteriormente implementadas no respectivo *software* de controle. A escolha adequada da trajetória pode reduzir o tempo de ciclo e evitar choques do robô com obstáculos presentes no volume de trabalho, garantindo que o efetuador final siga uma trajetória específica.

O movimento relativo a uma trajetória a ser executada pelo robô deve ser representado como um sinal de referência, o qual é enviado ao sistema de controle, devendo agir no sentido de fazer com que o robô acompanhe o sinal de referência. Algoritmos computacionais são projetados para calcular o sinal de referência apropriado baseado na trajetória a ser executada, levando em consideração variáveis importantes como a velocidade e a aceleração necessárias. Este sinal de referência que corresponde à trajetória pode ser definido como o local de pontos no volume de trabalho, ou no espaço das articulações, na qual uma lei temporal é especificada [Sciavicco e Siciliano, 2000].

Os caminhos que devem ser percorridos são geralmente determinados por meio de funções de interpolação que representam o deslocamento do manipulador ao longo do tempo. Como exemplo, pode-se citar o trabalho de Izquierdo et al., 2015, que aplica uma técnica de otimização baseada no cálculo dos pontos intermediários do caminho por meio do algoritmo baseado em *Metaheuristic Algorithm Firefly* (FMA), executando posteriormente a interpolação por meio de uma função polinomial.

Tendo em vista que, para o presente trabalho, a geração da trajetória tem sua importância focada na necessidade de validação do controlador a ser desenvolvido para o

manipulador e, portanto, não é o foco de estudo do presente trabalho, as trajetórias foram definidas para dois diferentes tipos de caminho: reta e arco, sendo que o arco pode ser determinado através da informação de três pontos ou através de dois pontos, juntamente com o raio em relação ao centro do arco. Embora sejam apenas dois tipos de caminho, eles se mostram suficientes para a realização de movimentações básicas. Para os dois tipos de caminho, foram utilizadas ferramentas do *software* Matlab® para criar a interface com o usuário e o próprio algoritmo de geração de trajetória devido à facilidade de integração com todos os sistemas envolvidos. Optou-se pelo perfil de velocidade trapezoidal, por este ser um padrão comum em servotransdutores e apresentarem baixa complexidade na implementação.

O perfil de velocidade escolhido para a execução dos dois tipos de caminho (reta e arco) é o trapezoidal, largamente utilizado. Nesse perfil, o robô apresenta aceleração positiva e constante durante um período inicial de tempo t' , permanece parte do tempo com velocidade constante e aceleração nula até o momento em que reduz a velocidade com aceleração negativa e constante por um período de tempo definido, conforme ilustra a Figura 4.2.

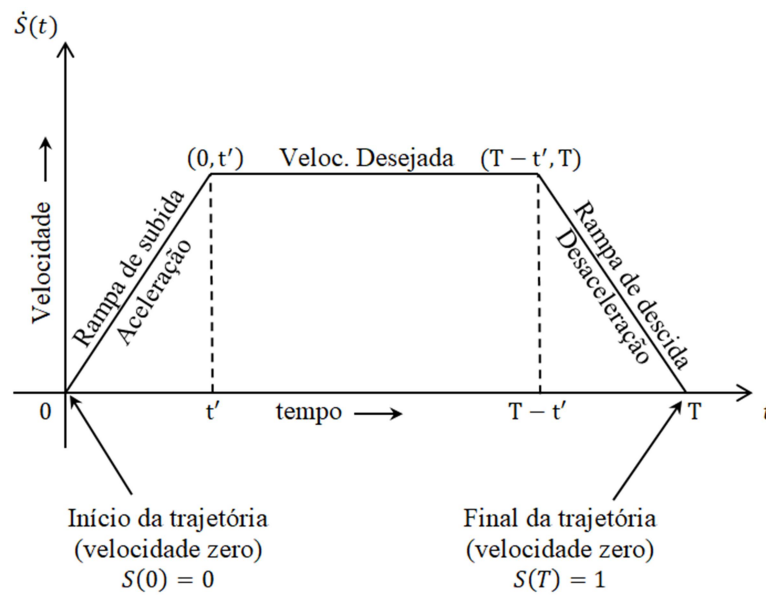


Figura 4.2 – Perfil de velocidade trapezoidal.

4.1.1 Algoritmo de Geração da Trajetória

O algoritmo de geração de trajetória opera a partir da informação de trajetória desejada no espaço cartesiano fornecida pelo usuário, a qual deverá ser transformada para o espaço de

juntas a fim de ser realizado o controle do manipulador. Para a implementação do algoritmo que realiza os cálculos da cinemática direta, utilizou-se as equações (A.6) e (A.7), apresentadas no Apêndice A. Para a determinação da cinemática inversa, foram utilizadas as equações (A.9) e (A.10) do mesmo apêndice.

Foram elaboradas duas rotinas denominadas: *j2cart* e *cart2j*. A primeira realiza os cálculos da cinemática direta, onde os parâmetros de entrada são os ângulos de cada junta e as variáveis de saída são as coordenadas x e y do efetuador final. A segunda rotina realiza os cálculos da cinemática inversa, onde os parâmetros de entrada são as coordenadas cartesianas do efetuador final e a saída é uma matriz de soluções. Assim, é possível que sejam obtidas, em alguns casos, mais de uma solução para um dado ponto desejado de posicionamento. Nessa situação, optou-se por realizar a trajetória mais curta. Caso ocorra a situação em que os ângulos informados estejam fora do volume de trabalho, uma mensagem de erro é indicada.

Desta forma, criou-se uma nova função denominada *ec2ej* que, utilizando as rotinas *j2cart* e *cart2j*, converte coordenadas do espaço de juntas para o espaço cartesiano, sendo os parâmetros de entrada um conjunto de pontos no espaço cartesiano contendo um valor de tempo para cada ponto e uma variável booleana indicando se o usuário deseja mostrar essa trajetória na tela. Como resultado, tem-se um vetor dos ângulos contendo o valor de tempo para cada conjunto de ângulos.

4.1.2 Cálculo da Trajetória

As trajetórias foram definidas para dois diferentes tipos de caminho: reta e arco, sendo que o arco pode ser determinado através da informação de três pontos ou através de dois pontos juntamente com o raio em relação ao centro. Para o caminho que descreve uma reta, a função desenvolvida recebe como parâmetros de entrada os pontos inicial e final do segmento de reta, além da velocidade do movimento, a aceleração máxima de transição entre o repouso e a velocidade preestabelecida e o intervalo de tempo em que ocorre a amostragem.

A função para a geração do arco utiliza três pontos como entradas, velocidade, aceleração tangencial desse movimento e intervalo de tempo de amostragem. Nesse caso, o caminho do arco inicia no primeiro ponto definido e termina no terceiro ponto após passar pelo ponto intermediário (segundo ponto).

As saídas das funções arco e reta são definidas como as matrizes de trajetória, isto é,

matrizes compatíveis com a entrada da rotina *ec2ej* a fim de gerar a conversão do espaço cartesiano para o espaço das juntas. O objetivo consiste em fazer o movimento como um perfil trapezoidal de velocidade (tangencial) quando possível; e, quando a distância entre os pontos não permite que isto ocorra, o perfil se torna triangular.

Para a execução do movimento tipo reta, gera-se um vetor com o ponto inicial e, a partir dele são amostrados os pontos na direção do ponto final desde o primeiro até o último. Concomitantemente, outro vetor é criado do ponto final em direção ao ponto inicial, diferindo-se do primeiro, pois é preenchido do último elemento até o primeiro. Esses vetores são comparados e, caso seja constatado que a velocidade programada não foi atingida até a metade do caminho, o perfil obtido resulta triangular. Desta forma, o cálculo dos vetores de posição para o perfil trapezoidal de velocidade segue as equações (4.1) a (4.3) até que a velocidade atinja o valor programado (máximo):

$$vel = v_0 + a_c t, \quad (4.1)$$

$$x = x_0 + vel \cos(\alpha_r) t, \quad (4.2)$$

$$y = y_0 + vel \sin(\alpha_r) t, \quad (4.3)$$

onde, *vel* é a velocidade, v_0 é a velocidade inicial, a_c é a aceleração, x e y são as coordenadas no eixos x e y do ponto atual, x_0 e y_0 são as coordenadas no eixos x e y do ponto anterior e α_r é a inclinação da reta que passa pelos dois pontos.

Quando um dos vetores realiza metade do caminho antes da chegada da velocidade ao valor configurado, têm-se um perfil triangular. Caso contrário, verifica-se qual a distância que falta a ser percorrida, conforme as equações (4.4) e (4.5) e calcula-se o restante do caminho da trajetória retilíneo:

$$x = x_0 + v_{set} \cos(\alpha_r) t, \quad (4.4)$$

$$y = y_0 + v_{set} \sin(\alpha_r) t, \quad (4.5)$$

onde v_{set} é a velocidade configurada pelo usuário.

Para o equacionamento do arco definido por três pontos, faz-se necessário encontrar o

valor do raio e o posicionamento de seu centro no plano xy . Primeiramente, encontra-se o centro, utilizando a equação canônica do círculo, visto que a distância entre o centro e qualquer ponto do círculo que contém o arco é a mesma e equivalente ao valor do raio. Assim, utilizando os pontos genéricos $P_1 = (x_1, y_1)$, $P_2 = (x_2, y_2)$ e $P_3 = (x_3, y_3)$, em que o usuário define o caminho do arco, são pertencentes ao círculo de centro $C = (c, b)$ com raio r_t pode-se chegar à relação definida por meio das equações (4.6) e (4.7):

$$(x_1 - c)^2 + (y_1 - b)^2 = (x_2 - c)^2 + (y_2 - b)^2, \quad (4.6)$$

$$(x_1 - c)^2 + (y_1 - b)^2 = (x_3 - c)^2 + (y_3 - b)^2, \quad (4.7)$$

obtendo-se, desta forma, duas equações com duas incógnitas, o que permite definir o ponto $C = (c, b)$ por meio das equações (4.8) e (4.9):

$$c = x_1 + \frac{[(x_2 - x_1)^2 + (y_2 - y_1)^2](y_3 - y_1) - [(x_3 - x_1)^2 + (y_3 - y_1)^2](y_2 - y_1)}{2[(x_2 - x_1)(y_3 - y_1) - (x_3 - x_1)(y_2 - y_1)]}, \quad (4.8)$$

$$b = y_1 + \frac{[(x_2 - x_1)^2 + (y_2 - y_1)^2](y_3 - y_1) - [(x_3 - x_1)^2 + (y_3 - y_1)^2](y_2 - y_1)}{2[(x_2 - x_1)(y_3 - y_1) - (x_3 - x_1)(y_2 - y_1)]}. \quad (4.9)$$

Após o cálculo do centro do arco, encontra-se o valor do raio do círculo que contém o arco através da Equação (4.10):

$$(x_1 - c)^2 + (y_1 - b)^2 = r_t^2. \quad (4.10)$$

Também é possível encontrar os valores dos ângulos medidos a partir do eixo x no sentido anti-horário do início (Ω_1) e término (Ω_3) do arco. Para tanto, utiliza-se a função do Matlab[®] *atan2* para obter a informação do quadrante em que esses ângulos se encontram, conforme as equações (4.11) e (4.12):

$$\Omega_1 = \text{atan2}\left(\frac{y_1 - b}{x_1 - c}\right), \quad (4.11)$$

$$\Omega_3 = \text{atan2}\left(\frac{y_3 - b}{x_3 - c}\right). \quad (4.12)$$

Desta forma, para o cálculo da velocidade tangencial até que a mesma atinja a velocidade programada e pontos da trajetória que compõem o arco foram utilizadas as equações (4.13) e (4.14):

$$\omega_a = \omega_0 + \left(\frac{a_c}{r_t}\right) t_a, \quad (4.13)$$

$$\theta_a = \theta_0 + \omega_a t_a, \quad (4.14)$$

onde ω_a é o ângulo do ponto atual, θ_a é a posição do ponto atual, ω_0 é o ângulo do ponto anterior e θ_0 é a posição do ponto anterior.

Analogamente, no caso de geração de um segmento de reta, se for constatado que um dos vetores alcança a metade do caminho antes da chegada da velocidade ao valor configurado, têm-se também um perfil de velocidade triangular. Caso contrário, verifica-se a distância faltante a ser percorrida e, considerando $a_c = 0$ e $\omega = v_{set}/r_t$, utiliza-se as equações (4.15) e (4.16) para discretizar o restante do caminho do arco:

$$x = c + r_t \cos(\theta), \quad (4.15)$$

$$y = b + r_t \sin(\theta). \quad (4.16)$$

Para a criação da trajetória em arco definida por dois pontos mais o raio, foi utilizada a mesma estratégia descrita. No entanto, o processo de obtenção do centro do arco é diferente. Neste caso, dois pontos e um raio podem representar dois círculos diferentes no plano cartesiano. Assim, é necessário especificar também o sentido de rotação, como horário ou anti-horário. Analisando a geometria específica do problema em estudo, pode-se calcular para rotação no sentido horário, o centro do círculo $C = (c, b)$, utilizando as equação (4.17) e (4.18):

$$c = \frac{x_2 - x_1}{2} + \frac{[r^2 - (0.5((x_1 - x_2)^2 + (y_1 - y_2)^2)^{0.5})^2]^{0.5}(y_2 - y_1)}{((x_1 - x_2)^2 + (y_1 - y_2)^2)^{0.5}}, \quad (4.17)$$

$$b = \frac{y_2 - y_1}{2} + \frac{[r^2 - (0.5((x_1 - x_2)^2 + (y_1 - y_2)^2)^{0.5})^2]^{0.5}(x_2 - x_1)}{((x_1 - x_2)^2 + (y_1 - y_2)^2)^{0.5}}. \quad (4.18)$$

Para o sentido anti-horário utiliza-se as equações (4.19) e (4.20):

$$c = \frac{x_2 - x_1}{2} - \frac{[r^2 - (0.5((x_1 - x_2)^2 + (y_1 - y_2)^2)^{0.5})^2]^{0.5}(y_2 - y_1)}{((x_1 - x_2)^2 + (y_1 - y_2)^2)^{0.5}}, \quad (4.19)$$

$$b = \frac{y_2 - y_1}{2} - \frac{[r^2 - (0.5((x_1 - x_2)^2 + (y_1 - y_2)^2)^{0.5})^2]^{0.5}(x_2 - x_1)}{((x_1 - x_2)^2 + (y_1 - y_2)^2)^{0.5}}. \quad (4.20)$$

O restante do procedimento de geração da trajetória, a partir deste ponto, é semelhante ao da geração de trajetória em arco por três pontos.

4.2 Controlador por Torque Computado Adaptativo com Compensação Explícita de Atrito

Conforme descrito no Capítulo 2, McDonell, 1996, apresenta uma extensão da conhecida Lei de Slotine e Li, para sistemas robóticos para aplicação em sistemas acionados pneumáticamente. Esta lei é também conhecida como lei de Torque Computado Adaptativo (TCA). Por ser tratar de um controlador adaptativo, pode-se pressupor que o mesmo adapta seus ganhos a fim compensar não somente as diferenças nos parâmetros, que são desconhecidos, como também tende a compensar os efeitos do atrito. Lembrando que nos sistemas pneumáticos apenas a derivada das forças e/ou torques podem ser diretamente controlados, o presente trabalho se propõe a realizar modificações no controle TCA a fim de viabilizar a compensação explícita do atrito a partir de estimativas dos torques de atrito que podem ser obtidas, por exemplo, a partir de observadores baseados em modelos. Com isso, a lei de adaptação deverá priorizar principalmente a compensação das diferenças entre os parâmetros reais (ou nominais, no caso de simulações) e os estimados, visto que o atrito será majoritariamente compensado por meio de outro mecanismo. Desta forma, o controlador desenvolvido no âmbito do presente trabalho, aqui denominado de Controlador por Torque

Computado Adaptativo com Compensação explícita de Atrito (TCA_CA), busca a redução dos erros de seguimento de trajetória na comparação com a metodologia tradicional por meio do acréscimo da capacidade de compensação dos torques de atrito ao TCA.

A exemplo de Sarmanho, 2014, representa-se os torques de atrito associados às juntas do manipulador por T_{atr} . Sabendo que para gerar o movimento rotacional no eixo do atuador, o torque desejado é composto por uma parcela correspondente, especificamente, para vencer o atrito T_{atr} , a equação da dinâmica do manipulador, Equação (2.1), por conveniência é reescrita como:

$$H(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q})\dot{q} + T_{atr}(\dot{q}) = \tau. \quad (4.21)$$

Reescrevendo o equacionamento de McDonnel, 1996, do torque desejado para o controlador por Torque Computado Adaptativo, Equação (2.68) e respectiva derivada, tem-se:

$$\tau_d = \hat{H}(q)\dot{v} + \hat{C}(q, \dot{q})v - K_d s = Y(q, \dot{q}, v, \dot{v})\hat{a} - K_d s, \quad (4.22)$$

$$\begin{aligned} \dot{\tau}_d &= \hat{H}(q)\ddot{v} + \hat{C}(q, \dot{q})\dot{v} + \dot{\hat{H}}(q)\dot{v} + \dot{\hat{C}}(q, \dot{q})v - K_d \dot{s} \\ &= Y(q, \dot{q}, v, \dot{v})\dot{\hat{a}} + \dot{Y}(q, \dot{q}, v, \dot{v})\hat{a} - K_d \dot{s}, \end{aligned} \quad (4.23)$$

onde \hat{H} é a matriz estimada de H , \hat{C} é a matriz estimada de C , lembrando que $v = \dot{q}_d - \Lambda \tilde{q}$ e $s = \dot{q} - v$, já definidos na Seção 2.3.1, \hat{a} é um vetor de valores estimados para os parâmetros e Y é uma matriz conhecida composta pelos termos lineares ou não lineares que não dependem dos parâmetros físicos e geométricos do sistema, também já definidos na Seção 2.3.3.

Define-se o erro de seguimento de torques de atrito $\tilde{\tau}_a$ como a diferença entre os erros de torques e o torque de atrito, isto é, entende-se que uma parcela do torque desejado para gerar o movimento rotacional no eixo do atuador correspondente especificamente ao torque necessário para vencer o atrito. Desta forma o torque desejado pode ser reescrito pela soma $\tau_d + T_{atr}$, a qual incluída o conceito de erro de torque, definido pela Equação (2.14), $\tilde{\tau} = \tau - \tau_d$, permite definir $\tilde{\tau}_{atr}$ como:

$$\tilde{\tau}_{atr} = \tau - \tau_d - T_{atr} = \tilde{\tau} - T_{atr}, \quad (4.24)$$

que tem como primeira derivada no tempo a Equação (4.25):

$$\dot{\tilde{\tau}}_{atr} = \dot{\tau} - \dot{\tau}_d - \dot{T}_{atr} = \dot{\tau} - \dot{T}_{atr}. \quad (4.25)$$

O vetor de parâmetros desconhecidos $\hat{\mathbf{a}}$ para um manipulador de dois graus de liberdade é mantido inalterado, isto é, definido como:

$$\hat{\mathbf{a}} = [a_1 \quad \dots \quad a_6]^T, \quad (4.26)$$

onde $a_1 = m_1 r_1^2$, $a_2 = m_2 l_1^2$, $a_3 = m_2 r_2^2$, $a_4 = m_2 l_1 r_2$, $a_5 = I_1$, $a_6 = I_2$. Os parâmetros m_i , l_i , r_i , I_i , são respectivamente: massa, comprimento de elos, centro de massa, e momento de inércia de cada grau de liberdade e estão definidos no Apêndice A.

Da mesma forma, mantendo inalterada a definição da matriz \mathbf{Y} que, adaptada para o manipulador SCARA foco deste trabalho, tem-se:

$$\mathbf{Y} = \begin{bmatrix} \dot{v}_1 & \dot{v}_1 & \dot{v}_1 + \dot{v}_2 & \gamma_1 & \dot{v}_1 & \dot{v}_1 + \dot{v}_2 \\ 0 & 0 & \dot{v}_1 + \dot{v}_2 & \gamma_2 & 0 & \dot{v}_1 + \dot{v}_2 \end{bmatrix}, \quad (4.27)$$

onde $\gamma_1 = 2 \cos(\theta_2) \dot{v}_1 + \cos(\theta_2) \dot{v}_2 - \sin(\theta_2) v_1 \dot{\theta}_2 - \sin(\theta_2) v_2 (\dot{\theta}_1 + \dot{\theta}_2)$ e $\gamma_2 = \cos(\theta_2) \dot{v}_1 + \sin(\theta_2) v_1 \dot{\theta}_1$.

Por consequência a lei de adaptação, conforme McDonell, 1996, permanece inalterada e, por praticidade, é reproduzida aqui como a Equação (4.28):

$$\dot{\hat{\mathbf{a}}} = -\mathbf{\Gamma} \mathbf{Y}^T(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \mathbf{v}, \dot{\mathbf{v}}) \mathbf{s}, \quad (4.28)$$

onde $\mathbf{\Gamma}$ é uma matriz simétrica positiva. São propostas então, a fim de provar a estabilidade do controlador, como candidatas a função de Lyapunov e respectiva derivada, as equações (4.29) e (4.30):

$$\mathbf{V} = \frac{1}{2} (\mathbf{s}^T \mathbf{H}(\mathbf{q}) \mathbf{s} + \tilde{\mathbf{a}}^T \mathbf{\Gamma}^{-1} \tilde{\mathbf{a}} + \tilde{\tau}_{atr}^T \mathbf{K}_t^{-1} \tilde{\tau}_{atr}), \quad (4.29)$$

$$\dot{V} = s^T H(q) \dot{s} + \frac{1}{2} s^T \dot{H}(q) s + \dot{\tilde{a}}^T \Gamma^{-1} \tilde{a} + \tilde{\tau}_{atr}^T K_t^{-1} \dot{\tilde{\tau}}_{atr}, \quad (4.30)$$

onde $\tilde{a} = \hat{a} - a$, isto é, \tilde{a} é a diferença entre os valores estimados \hat{a} e os reais (ou nominais) a .

Reescrevendo a equação da dinâmica com a presença do termo que representa os torques de atrito, Equação (4.21), acrescida da equação que define o erro de torque (Equação 2.45), em que $\tilde{\tau} = \tau - \tau_d$, obtém-se:

$$H(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q})\dot{q} = \tilde{\tau} + \tau_d - T_{atr} \quad (4.31)$$

Substituindo o valor do torque desejado definido pela Equação (4.22) na Equação (4.31), tem-se:

$$H(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q})\dot{q} = \tilde{\tau} + \hat{H}(q)\dot{v} + \hat{C}(q, \dot{q})v - K_d s - T_{atr}. \quad (4.32)$$

Expandindo agora a Equação (4.32), resulta:

$$H(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q})\dot{q} = \tilde{\tau} + [\tilde{H}(q) + H(q)]\dot{v} + [\tilde{C}(q, \dot{q}) + C(q, \dot{q})]v - K_d s - T_{atr}. \quad (4.33)$$

Reagrupando sucessivamente os termos da Equação (4.33), tem-se:

$$H(q)(\ddot{q} - \dot{v}) = -C(q, \dot{q})(\dot{q} - v) + \tilde{H}(q)\dot{v} + \tilde{C}(q, \dot{q})v - K_d s + \tilde{\tau} - T_{atr}, \quad (4.34)$$

$$H(q)\dot{s} = -C(q, \dot{q})s + \tilde{H}(q)\dot{v} + \tilde{C}(q, \dot{q})v - K_d s + \tilde{\tau} - T_{atr}, \quad (4.35)$$

$$H(q)\dot{s} = -C(q, \dot{q})s + Y(q, \dot{q}, v, \dot{v})\tilde{a} - K_d s + \tilde{\tau} - T_{atr}. \quad (4.36)$$

Substituindo a Equação (4.36) na Equação (4.30), obtém-se para \dot{V} :

$$\begin{aligned} \dot{V} = s^T [-C(q, \dot{q})s + Y(q, \dot{q}, v, \dot{v})\tilde{a} - K_d s + \tilde{\tau} - T_{atr}] + \frac{1}{2} s^T \dot{H}(q) s + \dot{\tilde{a}}^T \Gamma^{-1} \tilde{a} + \\ \tilde{\tau}_{atr}^T K_t^{-1} \dot{\tilde{\tau}}_{atr}, \end{aligned} \quad (4.37)$$

$$\dot{V} = s^T Y(q, \dot{q}, v, \dot{v})\tilde{a} + \frac{1}{2} s^T [\dot{H}(q) - 2C(q, \dot{q})]s - s^T K_d s + s^T \tilde{\tau} - s^T T_{atr} + \quad (4.38)$$

$$\begin{aligned}
& \dot{\tilde{\mathbf{a}}}^T \Gamma^{-1} \tilde{\mathbf{a}} + \tilde{\mathbf{\tau}}_{atr}^T \mathbf{K}_t^{-1} \dot{\tilde{\mathbf{\tau}}}, \\
\dot{\mathbf{V}} = & \mathbf{s}^T \mathbf{Y}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \mathbf{v}, \dot{\mathbf{v}}) \tilde{\mathbf{a}} + \frac{1}{2} \mathbf{s}^T [\dot{\mathbf{H}}(\mathbf{q}) - 2\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})] \mathbf{s} - \mathbf{s}^T \mathbf{K}_d \mathbf{s} + \mathbf{s}^T [\tilde{\mathbf{\tau}} - \mathbf{T}_{atr}] + \\
& \dot{\tilde{\mathbf{a}}}^T \Gamma^{-1} \tilde{\mathbf{a}} + \tilde{\mathbf{\tau}}_{atr}^T \mathbf{K}_t^{-1} \dot{\tilde{\mathbf{\tau}}}.
\end{aligned} \tag{4.39}$$

Substituindo o erro de torque de atrito expresso por meio da Equação (4.24) na Equação (4.39), resulta:

$$\begin{aligned}
\dot{\mathbf{V}} = & \mathbf{s}^T \mathbf{Y}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \mathbf{v}, \dot{\mathbf{v}}) \tilde{\mathbf{a}} + \frac{1}{2} \mathbf{s}^T [\dot{\mathbf{H}}(\mathbf{q}) - 2\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})] \mathbf{s} - \mathbf{s}^T \mathbf{K}_d \mathbf{s} + \mathbf{s}^T \tilde{\mathbf{\tau}}_{atr} \\
& + \dot{\tilde{\mathbf{a}}}^T \Gamma^{-1} \tilde{\mathbf{a}} + \tilde{\mathbf{\tau}}_{atr}^T \mathbf{K}_t^{-1} \dot{\tilde{\mathbf{\tau}}}.
\end{aligned} \tag{4.40}$$

Usando novamente a propriedade de antisimetria de $\mathbf{N}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \dot{\mathbf{H}}(\mathbf{q}) - 2\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})$, pode-se chegar à seguinte simplificação:

$$\dot{\mathbf{V}} = \mathbf{s}^T \mathbf{Y}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \mathbf{v}, \dot{\mathbf{v}}) \tilde{\mathbf{a}} - \mathbf{s}^T \mathbf{K}_d \mathbf{s} + \mathbf{s}^T \tilde{\mathbf{\tau}}_{atr} + \dot{\tilde{\mathbf{a}}}^T \Gamma^{-1} \tilde{\mathbf{a}} + \tilde{\mathbf{\tau}}_{atr}^T \mathbf{K}_t^{-1} \dot{\tilde{\mathbf{\tau}}}. \tag{4.41}$$

Incluindo na Equação (4.41) a derivada do erro de torques de atrito expressa na Equação (4.25), obtém-se:

$$\dot{\mathbf{V}} = \mathbf{s}^T \mathbf{Y}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \mathbf{v}, \dot{\mathbf{v}}) \tilde{\mathbf{a}} - \mathbf{s}^T \mathbf{K}_d \mathbf{s} + \mathbf{s}^T \tilde{\mathbf{\tau}}_{atr} + \dot{\tilde{\mathbf{a}}}^T \Gamma^{-1} \tilde{\mathbf{a}} + \tilde{\mathbf{\tau}}_{atr}^T \mathbf{K}_t^{-1} [\dot{\tilde{\mathbf{\tau}}} - \dot{\mathbf{\tau}}_d - \dot{\mathbf{T}}_{atr}]. \tag{4.42}$$

Lembrando que $\dot{\tilde{\mathbf{a}}} = \dot{\tilde{\mathbf{a}}}$, é possível substituir a transposta de $\dot{\tilde{\mathbf{a}}}$ por meio da Equação (4.28) (lei de controle) na Equação (4.42), resultando:

$$\begin{aligned}
\dot{\mathbf{V}} = & \mathbf{s}^T \mathbf{Y}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \mathbf{v}, \dot{\mathbf{v}}) \tilde{\mathbf{a}} - \mathbf{s}^T \mathbf{K}_d \mathbf{s} + \mathbf{s}^T \tilde{\mathbf{\tau}}_{atr} - \mathbf{s}^T \mathbf{Y}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \mathbf{v}, \dot{\mathbf{v}}) \Gamma^T \Gamma^{-1} \tilde{\mathbf{a}} \\
& + \tilde{\mathbf{\tau}}_{atr}^T \mathbf{K}_t^{-1} [\dot{\tilde{\mathbf{\tau}}} - \dot{\mathbf{\tau}}_d - \dot{\mathbf{T}}_{atr}],
\end{aligned} \tag{4.43}$$

$$\dot{\mathbf{V}} = -\mathbf{s}^T \mathbf{K}_d \mathbf{s} + \mathbf{s}^T \tilde{\mathbf{\tau}}_{atr} + \tilde{\mathbf{\tau}}_{atr}^T \mathbf{K}_t^{-1} [\dot{\tilde{\mathbf{\tau}}} - \dot{\mathbf{\tau}}_d - \dot{\mathbf{T}}_{atr}]. \tag{4.44}$$

A Equação (4.44) é semelhante à Equação (2.48) (do Torque Computado com Compensação de Atrito), sendo suas propriedades de estabilidade já discutidas na Seção 2.3.2.

Ressalta-se que, da mesma forma como nas leis de controle previamente descritas, nos

sistemas pneumáticos controla-se diretamente a derivada da diferença da pressão e não diretamente a pressão. Como a Equação (4.44) depende da derivada primeira no tempo das forças e torques aplicados nas juntas, buscando seguir a trajetória desejada, supondo que as matrizes de forças e torques de atrito e das suas derivadas são conhecidas, define-se a lei de controle por Torque Computado Adaptativo com Compensação explícita de Atrito para sistemas pneumáticos, aqui denominada como $\dot{\tau}_{dspa_ca}$, conforme a Equação (4.45):

$$\dot{\tau}_{dspa_ca} = \dot{\tau}_d - K_t s - K_a \tilde{\tau}_{atr} + \dot{T}_{atr}, \quad (4.45)$$

onde K_a é uma matriz simétrica positiva.

Substituindo a Equação (4.45) na Equação (4.44), é possível obter as seguintes expressões:

$$\dot{V} = -s^T K_d s + s^T \tilde{\tau}_{atr} - \tilde{\tau}_{atr}^T K_t^{-1} K_t s - \tilde{\tau}_{atr}^T K_t^{-1} K_a \tilde{\tau}_{atr}, \quad (4.46)$$

$$\dot{V} = -s^T K_d s - \tilde{\tau}_{atr}^T K_t^{-1} K_a \tilde{\tau}_{atr} \leq 0. \quad (4.47)$$

A fim de provar que $\dot{V} \rightarrow 0$ quando $t \rightarrow \infty$ e, desta forma, que os vetores de erros $s \rightarrow 0$ e $\tilde{\tau}_{atr} \rightarrow 0$ quando $t \rightarrow \infty$, utiliza-se o Lema de Barbalat (de acordo com o McDonell, 1996, e Slotine e Li, 1991), segundo o qual, se $V \geq 0$ e $\dot{V} \leq 0$ e \dot{V} é uniformemente contínua, ou seja, se \ddot{V} é limitada. Para tanto, deriva-se a Equação (4.47):

$$\ddot{V} = -2s^T K_d \dot{s} - 2\tilde{\tau}_{atr}^T K_t^{-1} K_a \dot{\tilde{\tau}}_{atr}. \quad (4.48)$$

A exemplo da prova apresentada nas seções 2.3.2 e 2.3.3, a fim de provar que \ddot{V} é limitada, é, portanto, necessário mostrar que, s , \dot{s} , $\tilde{\tau}_{atr}$ e $\dot{\tilde{\tau}}_{atr}$ são limitados. Para tanto, segue-se, no presente trabalho, os procedimentos adotados por McDonell, 1996, juntamente com os de Sarmanho, 2014.

Inicialmente, como $V \geq 0$ e $\dot{V} \leq 0$, V se mantém limitada, da Equação (4.29) conclui-se que os vetores s , $\tilde{\tau}_{atr}$ e $\tilde{\alpha}$ devem também ser limitados. Como $s = \ddot{q} + \lambda \tilde{q}$, $\tilde{q} = q - q_d$ e $\ddot{q} = \dot{q} - \dot{q}_d$, uma vez que os valores desejados para as trajetórias de junta (q_d , \dot{q}_d) são limitados pela estrutura física do manipulador, como s é limitado e depende dos erros de

seguimento de trajetória, conclui-se que \mathbf{q} e $\dot{\mathbf{q}}$ são também limitados.

Por outro lado, como a matriz de inércia $\mathbf{H}(\mathbf{q})$ é uniformemente positiva definida, $\mathbf{H}^{-1}(\mathbf{q})$ existe e é inversível, assim a Equação (4.36) pode ser reescrita como:

$$\dot{\mathbf{s}} = \mathbf{H}^{-1}(\mathbf{q})[-\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\mathbf{s} + \mathbf{Y}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \mathbf{v}, \dot{\mathbf{v}})\tilde{\mathbf{a}} - \mathbf{K}_d\mathbf{s} + \tilde{\boldsymbol{\tau}}_{atr}]. \quad (4.49)$$

Para \mathbf{q} e $\dot{\mathbf{q}}$ limitados, $\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})$ também é limitada, por consequência, lembrando que, além de \mathbf{q}_d e $\dot{\mathbf{q}}_d$, $\ddot{\mathbf{q}}_d$ também limitadas, \mathbf{v} e $\dot{\mathbf{v}}$ (definidos como $\mathbf{v} = \dot{\mathbf{q}}_d - \boldsymbol{\Lambda}\tilde{\mathbf{q}}$ e $\dot{\mathbf{v}} = \ddot{\mathbf{q}}_d - \boldsymbol{\Lambda}\dot{\tilde{\mathbf{q}}}$, onde $\boldsymbol{\Lambda}$ é positiva definida) são limitados. Assim, $\mathbf{Y}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \mathbf{v}, \dot{\mathbf{v}})$ é também limitada e, visto que $\tilde{\mathbf{a}}$ é limitada, resulta que $\dot{\mathbf{s}}$ é limitada.

Substituindo a Equação (4.45) na derivada de $\tilde{\boldsymbol{\tau}}_{atr}$, isto é, na Equação (4.25), tem-se:

$$\dot{\tilde{\boldsymbol{\tau}}}_{atr} = \dot{\boldsymbol{\tau}}_d - \mathbf{K}_t\mathbf{s} - \mathbf{K}_a\tilde{\boldsymbol{\tau}}_{atr} + \dot{\mathbf{T}}_{atr} - \dot{\boldsymbol{\tau}}_d - \dot{\mathbf{T}}_{atr} = -\mathbf{K}_t\mathbf{s} - \mathbf{K}_a\tilde{\boldsymbol{\tau}}_{atr}, \quad (4.50)$$

o que permite concluir, que $\dot{\tilde{\boldsymbol{\tau}}}_{atr}$ é limitada pelos valores de \mathbf{s} e $\tilde{\boldsymbol{\tau}}_{atr}$. Assim, pode-se concluir que $\ddot{\mathbf{V}}$ é limitada e de acordo com o Lema de Barbalat, $\dot{\mathbf{V}} \rightarrow 0$ quando $t \rightarrow \infty$ e, como consequência, $\mathbf{s} \rightarrow 0$ e $\tilde{\boldsymbol{\tau}}_{atr} \rightarrow 0$ quando $t \rightarrow \infty$. Quando $\mathbf{s} \rightarrow 0$, os erros de seguimento de posição e velocidade também tendem a zero e, quando $\tilde{\boldsymbol{\tau}}_{atr} \rightarrow 0$ a força aplicada tende ao valor da soma da força da Lei do Torque Computado com parâmetros fixos com o termo de compensação de atrito, ou seja, $\boldsymbol{\tau} \rightarrow \boldsymbol{\tau}_d + \mathbf{T}_{atr}$, conforme já descrito na Seção 2.3.2.

Lembrando que as equações das forças ou torque a serem aplicados pelos atuadores pneumáticos podem ser escrita de forma a agrupar os termos que dependem da tensão na servoválvula u em uma função $\hat{\mathbf{u}} = \hat{\mathbf{u}}(\mathbf{P}_A, \mathbf{P}_B, \boldsymbol{\theta}, u)$, e os termos que independem da tensão de controle em uma função $\hat{\mathbf{h}} = \hat{\mathbf{h}}(\mathbf{P}_A, \mathbf{P}_B, \boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}})$ e, portanto, $\dot{\mathbf{F}}_p = \dot{\boldsymbol{\tau}}$, ou seja:

$$\hat{\mathbf{h}}(\mathbf{P}_A, \mathbf{P}_B, \boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}}) + \hat{\mathbf{u}}(\mathbf{P}_A, \mathbf{P}_B, \boldsymbol{\theta}, u) = \dot{\boldsymbol{\tau}}_d - \mathbf{K}_t\mathbf{s} - \mathbf{K}_a\tilde{\boldsymbol{\tau}}_{atr} + \dot{\mathbf{T}}_{atr}. \quad (4.51)$$

Isolando $\hat{\mathbf{u}}$:

$$\hat{\mathbf{u}}(\mathbf{P}_A, \mathbf{P}_B, \boldsymbol{\theta}, u) = -\hat{\mathbf{h}}(\mathbf{P}_A, \mathbf{P}_B, \boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}}) + \dot{\boldsymbol{\tau}}_d - \mathbf{K}_t\mathbf{s} - \mathbf{K}_a\tilde{\boldsymbol{\tau}}_{atr} + \dot{\mathbf{T}}_{atr}. \quad (4.52)$$

Verifica-se, pela Equação (4.52), que a única variável a ser controlada é \mathbf{u} , sendo os demais parâmetros conhecidos ou mensuráveis. A fim de alterar o valor da tensão de controle \mathbf{u} a cada instante, necessita-se calcular a inversa de $\hat{\mathbf{u}}$, isto é, encontrar o polinômio resultante de uma combinação linear da soma de duas outras funções para cada situação e enchimento e esvaziamento das câmaras do atuador, chegando a um conjunto de funções que definem a tensão de controle para cada o caso em que a câmara A está enchendo e, concomitantemente, a câmara B está exaurindo e vice e versa, para os dois graus de liberdade rotacionais, da mesma forma que foi realizado nas seções 2.3.1 a 2.3.3.

4.3 Linguagem de Programação do Usuário e Interface Gráfica

A interface com o usuário deve ser capaz de receber comandos para que o sistema possa interpretá-los e sintetizar as trajetórias desejadas. Conforme já comentado, para a movimentação do robô são propostas duas possibilidades: arco e reta. Para o caso retilíneo foi necessário desenvolver um comando específico, enquanto que no caso das trajetórias curvilíneas desenvolveu-se dois comandos e, para o movimento do 3º GDL, outro comando, totalizando assim, o desenvolvimento de quatro comandos:

- $\text{line}(\text{start}, \text{end}, v_set, ac, ta)$ – Comando para executar linha reta

start: ponto de início em coordenadas cartesianas;

end: ponto de fim em coordenadas cartesianas;

v_set: velocidade máxima desejada;

ac: aceleração desejada;

ta: tempo de amostragem.

- $\text{rarc}(\text{start}, \text{end}, r_t, v_set, ac, ta)$ – Comando para executar arco a partir da definição do raio

start: ponto de início em coordenadas cartesianas;

end: ponto de fim em coordenadas cartesianas;

r_t: raio da trajetória;

v_set: velocidade máxima desejada;

ac: aceleração desejada;

ta: tempo de amostragem.

- *tparc(start, end, middle, v_set, ac, ta)* – Comando para executar arco a partir de definição de três pontos

start: ponto de início em coordenadas cartesianas;

end: ponto de fim em coordenadas cartesianas;

middle: ponto intermédio em coordenadas cartesianas;

v_set: velocidade máxima desejada;

ac: aceleração desejada;

ta: tempo de amostragem.

- *updown(set)* – Comando para o avanço e recuo do 3º GDL

set: se assume o valor 1, o 3º GDL avança no sentido vertical para baixo, quando assume o valor 0, o 3º GDL recua para a posição superior.

Dado que tanto o sistema de controle quanto o software de geração de trajetórias serão executados por meio do *software* Matlab®, optou-se por uma solução gráfica presente no próprio *software*. Através da ferramenta GUIDE (*Graphic User Interface Design Environment*) dedicada à geração de interfaces gráficas, foi possível criar uma solução completa de alto nível e integrada ao restante do sistema.

Desta forma, foi desenvolvida uma interface composta por um plano cartesiano onde é desenhada a trajetória do robô, uma lista com a sequência de comandos escolhida e uma área para a definição dos parâmetros a serem utilizados pelas funções (acessadas por meio de um menu de seleção). Assim, as ações relacionadas a cada botão são definidas como:

Add: adiciona o comando sendo editado à lista de comandos a serem executados;

Delete: apaga a linha de comando selecionada;

Load: carrega os dados de um arquivo para a lista de comandos na interface;

Save: salva os comandos em um arquivo pré-definido;

Up: move a linha selecionada para uma posição acima;

Down: move a linha selecionada para uma posição abaixo;

Simulate: simula todos os comandos da lista de maneira sequencial, apresentando a trajetória e o movimento dos braços do robô na tela;

Run All: executa todos os comandos da lista;

Run Step: executa apenas o comando da lista selecionada;

Exit: cancela a execução e fecha a interface.

A Figura 4.3 ilustra a interface com o usuário.

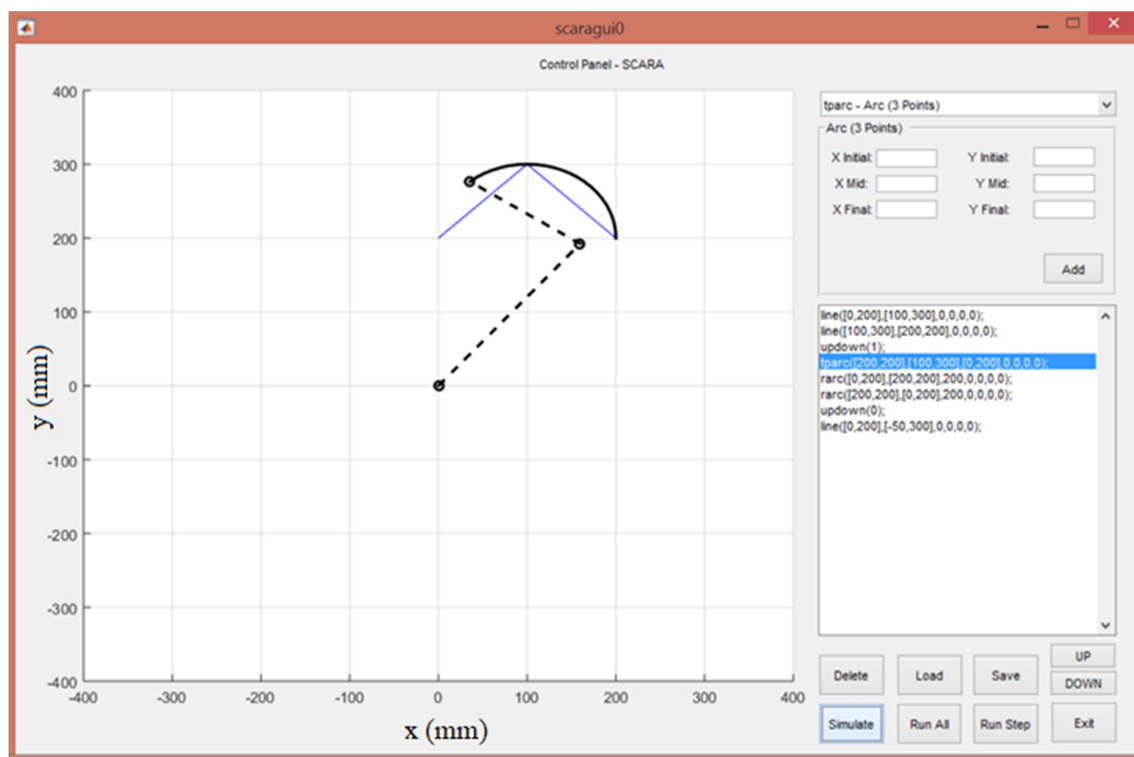


Figura 4.3 – Interface com usuário com visualização do movimento simulado.

O comando *Simulate* é responsável pela simulação do movimento sem a comunicação com o robô. As linhas tracejadas representam que o braço do robô está em movimento. As linhas contínuas pretas de espessura mais grossa representam os movimentos programados com o atuador do 3º GDL na posição avançada. As linhas inteiras, não tracejadas, de espessura fina e azul representam, por sua vez, os movimentos programados quando o atuador do 3º GDL está recuado.

Os botões *Run All* e *Run Step* são, portanto, responsáveis por enviar os comandos para o robô por meio da placa dSPACE®. Essa comunicação é efetuada pela biblioteca *Mlib* que permite modificar as variáveis presentes no diagrama de blocos do Simulink®, além de viabilizar a leitura de valores de variáveis. Inicialmente, realiza-se uma conexão entre variáveis da área de trabalho do Matlab® com as variáveis do diagrama e, em seguida, realiza-se as operações de leitura e escrita através destas conexões.

Com o objetivo de minimizar os atrasos entre comandos, optou-se por realizar uma única chamada do Matlab®, o qual executa todos os comandos da lista através na função *Run All*. Na função *Run Step* é necessário que uma instância do Matlab® seja iniciada a cada comando, tornando o processo mais lento. A Figura 4.4 apresenta um diagrama que exemplifica a comunicação através da escrita em um arquivo de comandos, sendo este

posteriormente lido e executado pelo Matlab[®] o qual envia as informações para a placa dSPACE[®]. A comunicação é bidirecional entre o Matlab[®] e a dSPACE[®].

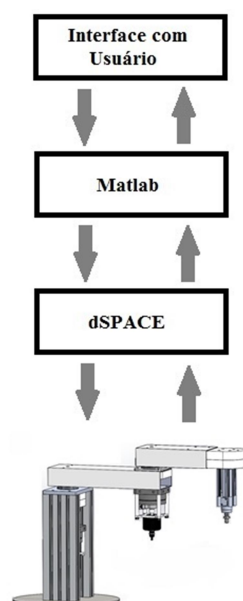


Figura 4.4 – Diagrama de comunicação.

5 RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES

Em controle de sistemas físicos, as respostas numéricas dos sistemas de equações diferenciais que regem o comportamento dos sistemas em malha fechada têm um papel importante, permitindo simular o comportamento dinâmico dos mesmos em um ambiente virtual, proporcionando um melhor entendimento do funcionamento e dos efeitos dos ajustes de parâmetros de controle. A utilização das técnicas de controle no meio industrial é, geralmente, posterior a estudos e avaliações sobre o desempenho das mesmas através de simulações que permitem reproduzir com fidelidade o comportamento de sistemas físicos reais. As simulações consistem, nesta área, um instrumento bastante poderoso no auxílio à busca de soluções e tomada de decisões frente aos resultados previamente obtidos, permitindo, ainda, aperfeiçoar os resultados antes da efetiva implementação do controlador escolhido na planta.

Assim, o presente capítulo tem por objetivo apresentar os resultados de simulações relativos ao desempenho no seguimento de trajetórias do manipulador acionado pneumaticamente, quando controlado pelos algoritmos detalhados na revisão bibliográfica, Torque Computado (TC), Torque Computado com Compensação explícita de Atrito (TC_CA), Torque Computado Adaptativo (TCA) e pelo controlador proposto no contexto desta Tese de Doutorado, ou seja, o Torque Computado Adaptativo com Compensação explícita do Atrito (TCA_CA). Os resultados foram obtidos utilizando o modelo matemático do manipulador validado na Seção 3.2, através da aplicação de uma trajetória desejada conforme ilustra a Figura XX através do diagrama de controle.

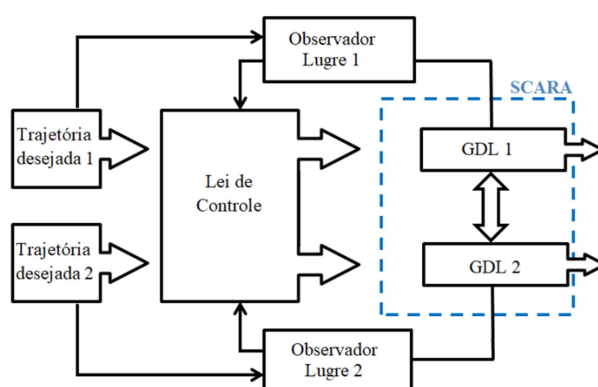


Figura 5.1 – Diagrama de controle.

Nas simulações, os parâmetros dos sistemas de servoposicionamento do primeiro e

segundo grau de liberdade possuem valores numéricos obtidos através dos procedimentos apresentados no Capítulo 3. Desta forma, pretende-se que o modelo de simulação aqui utilizado se aproxime significativamente dos resultados esperados para o protótipo do robô. Para auxiliar na comparação entre os resultados, optou-se por adotar uma medida relativa. Assim, a partir do maior valor do erro, tanto acumulado como RMS, calcula-se o percentual de redução dos resultados dos demais controladores (que têm valores menores). Por exemplo, se o controlador TC teve erro acumulado de 1 rad e um dado controlador teve de erro acumulado 0,1 rad, a redução no valor do erro do deste controlador é considerada de 90% em relação ao TC.

Este capítulo está dividido em três partes: inicialmente é apresentada a trajetória de referência, seguido dos resultados comparativos da aplicação das metodologias de controle supracitadas com os parâmetros nominais do manipulador; e, por fim, para avaliar a robustez dos controladores, via análise de resultados comparativos fornecidos pelos controladores quando introduzidas variações nos valores dos parâmetros do robô, caracterizado por meio de uma carga de 3kg. No Apêndice F, estão também apresentados e discutidos os resultados de uma variação generalizada dos parâmetros geométricos e inerciais do robô.

5.1 Trajetória de Referência

Para a realização das simulações, foi definida uma trajetória desejada polinomial que inicia com a aleta do atuador na posição 0,24 rad, se deslocando a seguir durante 2 segundos de acordo com uma curva polinomial de sétima ordem até chegar a uma posição próxima à outra extremidade do atuador, 4,48 rad. Mantém-se parada nesta posição por 2 segundos e, posteriormente, inicia um movimento de retorno à posição inicial de 0,24 rad, onde permanece também por 2 segundos e assim sucessivamente.

A Figura 5.1 ilustra a trajetória utilizada. Trajetórias semelhantes foram usadas no estudo de sistemas translacionais (Cunha, 2001, Perondi, 2002, Sobczyk, 2009, Sarmanho, 2014) e sua definição matemática está apresentada no Apêndice E.

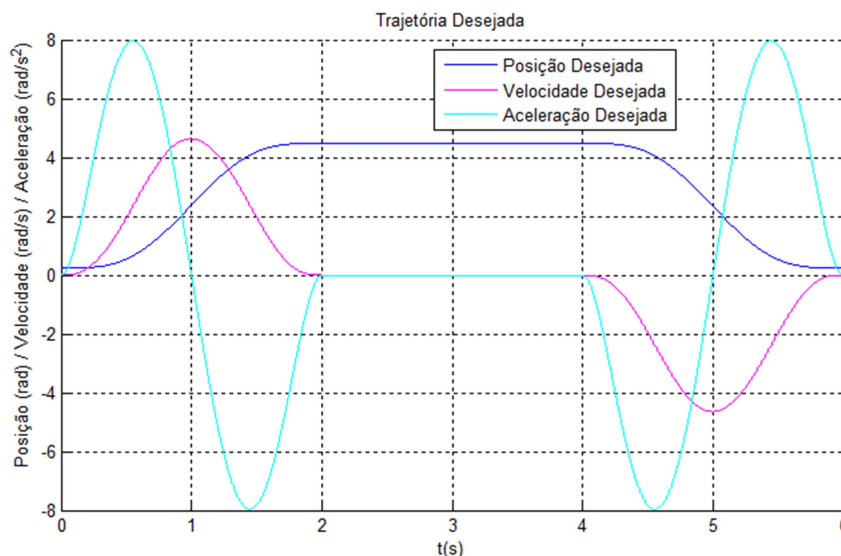


Figura 5.2 – Trajetória desejada.

Definida a trajetória desejada, a qual foi desenvolvida através de um bloco do *software* Simulink® para o cálculo dos valores desejados ao longo do tempo para os estados do controlador, calculou-se as respectivas velocidade e aceleração desejadas, conforme ilustra a Figura 5.1. Para realização das simulações, essa trajetória foi duplicada para que cada grau de liberdade possuísse trajetórias semelhantes.

5.2 Resultados com Parâmetros Geométricos e Inerciais com Valores Nominais

Nesta seção, são apresentados os resultados obtidos em simulação para o manipulador SCARA pneumático operando no seguimento da trajetória definida na Seção 5.1. Esses resultados foram obtidos considerando que os parâmetros de massa, comprimento de elos, centro de massa, e momento de inércia de cada grau de liberdade do manipulador (definidos no Apêndice A e identificados na Seção 3.4 por meio da Tabela 3.3) são completamente conhecidos, isto é, o sistema é considerado com os (mesmos) valores nominais utilizados na modelagem do manipulador. Portanto, os resultados das simulações desta seção pressupõem que os valores de cada parâmetro do manipulador podem ser obtidos com alta precisão. Para avaliar o efeito dos valores dos parâmetros utilizados nos observadores baseados no modelo *LuGre* utilizados nos controladores TC_CA e TCA_CA, foram também analisados dois casos, nos quais esses parâmetros são sobre-estimados ou sub-estimados com relação aos valores nominais usados no modelo de simulação.

Buscando um compromisso com o resultado de seguimento de trajetória, os ganhos foram determinados para a melhor resposta do controlador por Torque Computado visto que, por sua estrutura (mais simples), esse controlador tenderia a apresentar desempenho inferior aos dos demais. Os valores foram determinados através de uma metodologia sistemática do aumento gradativo dos valores, visto que o sistema mostrou-se estável. Assim, os mesmos ganhos ajustados para o controlador TC foram utilizados para os demais controladores. Na Tabela 5.1 são apresentados os conjuntos de ganhos utilizados nos procedimentos de simulação para os dois graus de liberdade rotacionais em todas as simulações, lembrando que Γ é aplicável somente para os controladores adaptativos.

Tabela 5.1 – Ganhos dos Controladores.

Ganho	1° GDL	2° GDL
λ	70	30
K_t	10	10
K_a	10^4	10^4
K_d	100	85
Γ	10^{-3}	10^{-3}

Para os controladores que fazem a compensação explícita do atrito, os valores utilizados para o observador do atrito são os apresentados na Seção 3.1. Desta forma, os quatro controladores foram conectados individualmente no modelo matemático do manipulador a fim de executar o movimento adequado para que robô seguisse a trajetória desejada. Nesse contexto, foram realizadas três diferentes simulações, conforme segue:

Simulação 5.1: a primeira simulação foi executada aplicando a trajetória desejada somente ao primeiro grau de liberdade, mantendo o segundo grau de liberdade na posição inicial (0 rad). Dado que os resultados de erros de seguimento em questão são na ordem de 10^{-4} , optou-se, para fins de comparação, graficar apenas os erros de trajetória, isto é, a diferença entre a trajetória desejada e a trajetória executada através do controlador de cada uma das metodologias aplicadas. Isto foi realizado a fim de permitir avaliar com maior resolução as diferenças entre os resultados. Se forem sobrepostas, por exemplo, as trajetórias de posição resultantes com a trajetória desejada, as diferenças entre ambas seriam difíceis de serem identificadas. Os erros de trajetória resultantes da Simulação 5.1 estão ilustrados na Figura 5.3.

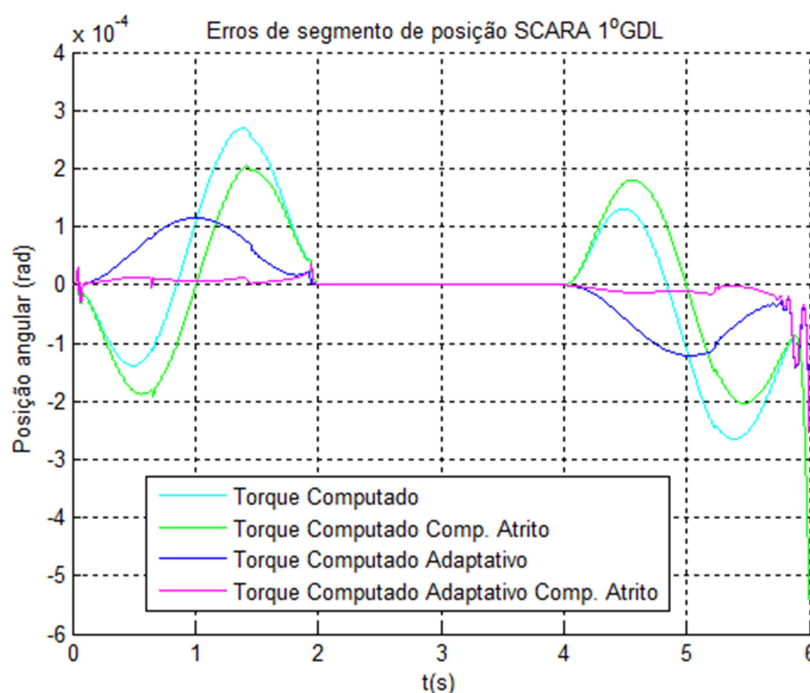


Figura 5.3 – Erros de erro de seguimento de posição referente a Simulação 5.1.

Analisando a Figura 5.3, dos resultados do movimento do primeiro grau de liberdade, verifica-se que o erro de seguimento de trajetória de posição é menor no caso do controlador TCA_CA, seguido pelo controlador TCA, TC_CA e, por último pelo controlador TC. Como o erro consiste de uma curva com valores positivos e negativos, a Tabela 5.2 apresenta a soma do módulo dos erros (em radianos) ao longo dos seis segundos de simulação, adquiridos a cada 0,0005 s, para cada controlador. Além disso, também é importante ter-se uma medida de erro médio ao longo do percurso, assim, para tanto, utiliza-se o valor quadrático médio ou RMS (*Root Mean Square*), também apresentado na Tabela 5.2.

Tabela 5.2 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores na Simulação 5.1.

Controlador	Erro acumulado do 1º GDL	Média RMS dos erros
TC	1,0518 rad	$1,2767 \cdot 10^{-4}$ rad
TC_CA	0,9730 rad	$1,1374 \cdot 10^{-4}$ rad
TCA	0,5053 rad	$6,1256 \cdot 10^{-5}$ rad
TCA_CA	0,1025 rad	$1,9731 \cdot 10^{-5}$ rad

A partir dos resultados apresentados na Figura 5.3 e na Tabela 5.2, verifica-se que o controlador TC apresenta possibilidade de seguir a referência de posição com erros

relativamente pequenos, atingindo, quando somados, ao longo dos 6 s, 1,0518 rad. Já, o controlador TC_CA, que considera o esquema de compensação dos efeitos do atrito, teve desempenho levemente superior, diminuindo o erro acumulado em 7,49%. O controlador TCA, em relação ao TC, teve também desempenho significativamente superior, conseguindo reduzir o erro acumulado aproximadamente pela metade, especificamente 51,96%. O menor erro acumulado foi o do controlador TCA_CA, proposto no presente trabalho, com 90,25% de redução no erro acumulado com relação ao TC, 89,46% em relação ao TC_CA e 79,71 ao seu antecessor, o TCA. O valor RMS de erros do controlador TC também é superior aos demais, resultando em $1,2767 \cdot 10^{-4}$ rad. O controlador TC_CA, em comparação ao TC, conseguiu reduzir o erro RMS em 10,94%, enquanto que o TCA reduziu em 52,12% e o controlador TCA_CA em 84,61%.

Verifica-se que, mesmo usando os parâmetros nominais do robô, os controladores adaptativos obtiveram desempenhos significativamente superiores, compensando outros efeitos adversos, como o atrito, por exemplo, o qual, quando explicitamente compensado por meio do TCA_CA, comprometeu menos intensamente os resultados.

Simulação 5.2: a segunda simulação foi realizada mantendo os mesmos parâmetros e ganhos da simulação anterior, todavia foi realizada aplicando a trajetória desejada somente no segundo grau de liberdade, mantendo o primeiro grau de liberdade na posição inicial (0 rad).

A Tabela 5.3 apresenta a soma dos módulos dos valores dos erros (em radianos) ao longo dos seis segundos de simulação e os respectivos valores RMS dos resultados de cada controlador resultantes da Simulação 5.2.

Tabela 5.3 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores na Simulação 5.2.

Controlador	Erro acumulado do 2º GDL	Média RMS dos erros
TC	1,3110 rad	$1,5913 \cdot 10^{-4}$ rad
TC_CA	0,6917 rad	$8,0857 \cdot 10^{-5}$ rad
TCA	1,2101 rad	$1,4669 \cdot 10^{-4}$ rad
TCA_CA	0,0997 rad	$1,9192 \cdot 10^{-5}$ rad

A Figura 5.4 ilustra os erros de trajetória resultantes da Simulação 5.2.

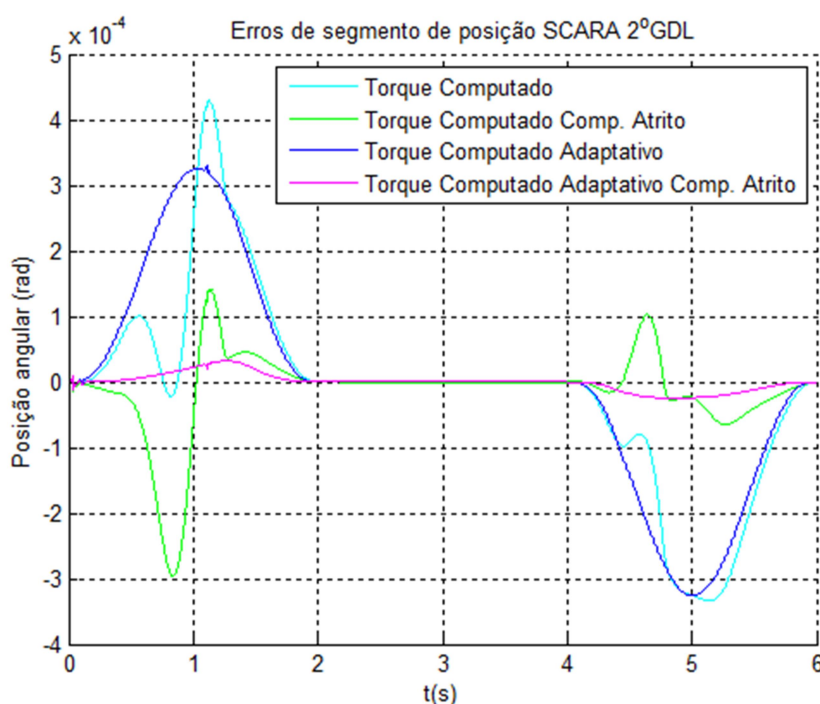


Figura 5.4 – Erros de seguimento de posição referente a Simulação 5.2.

Observa-se que o menor erro é relativo aos resultados do controlador TCA_CA, seguido pelos controladores TC_CA, TCA e, por último do controlador TC. Analisando os resultados apresentados na Tabela 5.3, verifica-se que no segundo grau de liberdade os melhores desempenhos foram dos controladores que consideram os efeitos do atrito, ressaltando que os resultados do TCA_CA foram significativamente melhores.

Neste caso, verifica-se que os controladores TC e TCA têm maior dificuldade para seguir a referência de posição, apresentando erros maiores em comparação com os demais. No caso do TC a soma dos erros ao longo do tempo atinge 1,3110 rad; já, o controlador TCA teve desempenho levemente superior em 7,7%. O controlador TC_CA em relação ao TC teve desempenho superior em 47,24% e o menor erro novamente foi do controlador TCA_CA, com 92,39% de redução no erro total em comparação com o TC e 91,76% em comparação com o TCA.

O valor RMS dos erros do controlador TC é relativamente pequeno, $1,5913 \cdot 10^{-4}$ rad; já, o TCA apresentou desempenho superior, reduzindo a média em 7,55%, seguido do controlador TC_CA, o qual reduziu a média de erros em 49,19% em relação ao TC enquanto que o TCA_CA reduziu em 87,92% em relação ao mesmo controlador.

Simulação 5.3: ainda, mantendo os mesmos valores dos parâmetros do robô e dos

controladores, realizou-se simulação com a movimentação simultânea dos dois graus de liberdade usando a mesma trajetória de referência. A Figura 5.5 ilustra o resultado dessa simulação para ambos os graus de liberdade.

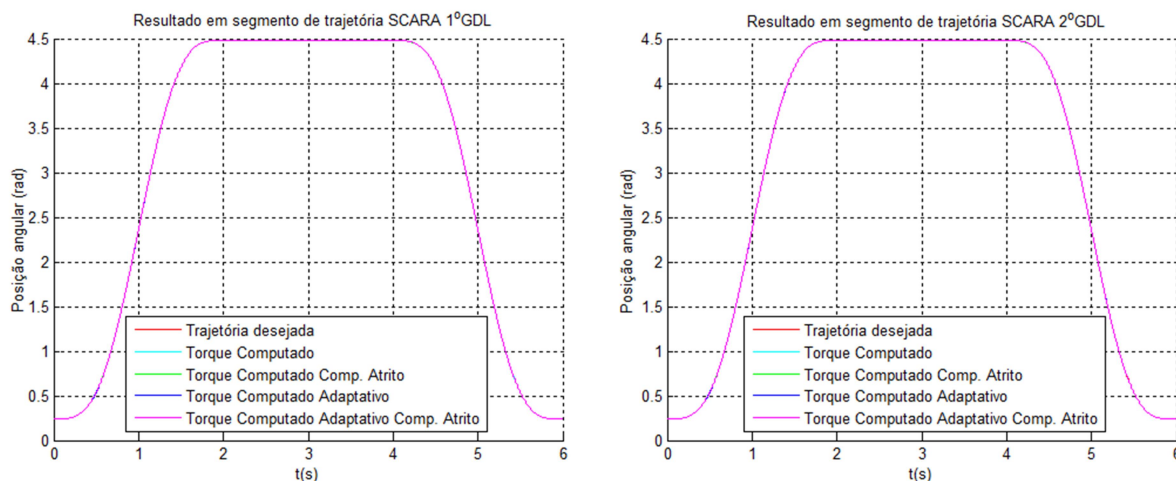


Figura 5.5 – Resultado em seguimento de trajetória dos dois graus de liberdade.

Optou-se novamente, para fins de comparação, graficar os erros de trajetória, detalhando o desempenho dos controladores. Portanto, a Figura 5.6 ilustra esses erros para a trajetória do primeiro grau de liberdade.

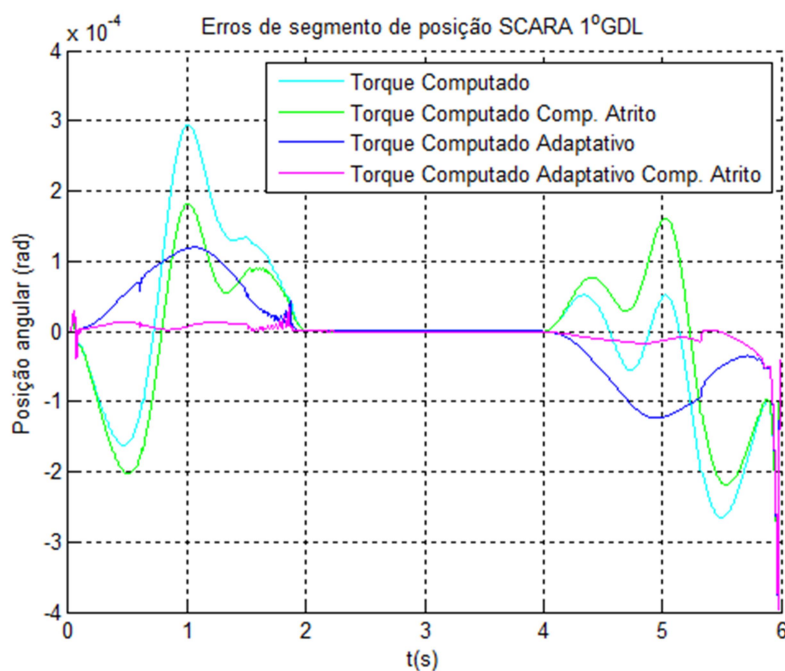


Figura 5.6 – Resultado comparativo dos erros de seguimento de posição da Simulação 5.3 para o 1ºGDL.

A Figura 5.7 ilustra os erros para a trajetória do segundo grau de liberdade, comparando os erros dos quatro controladores.

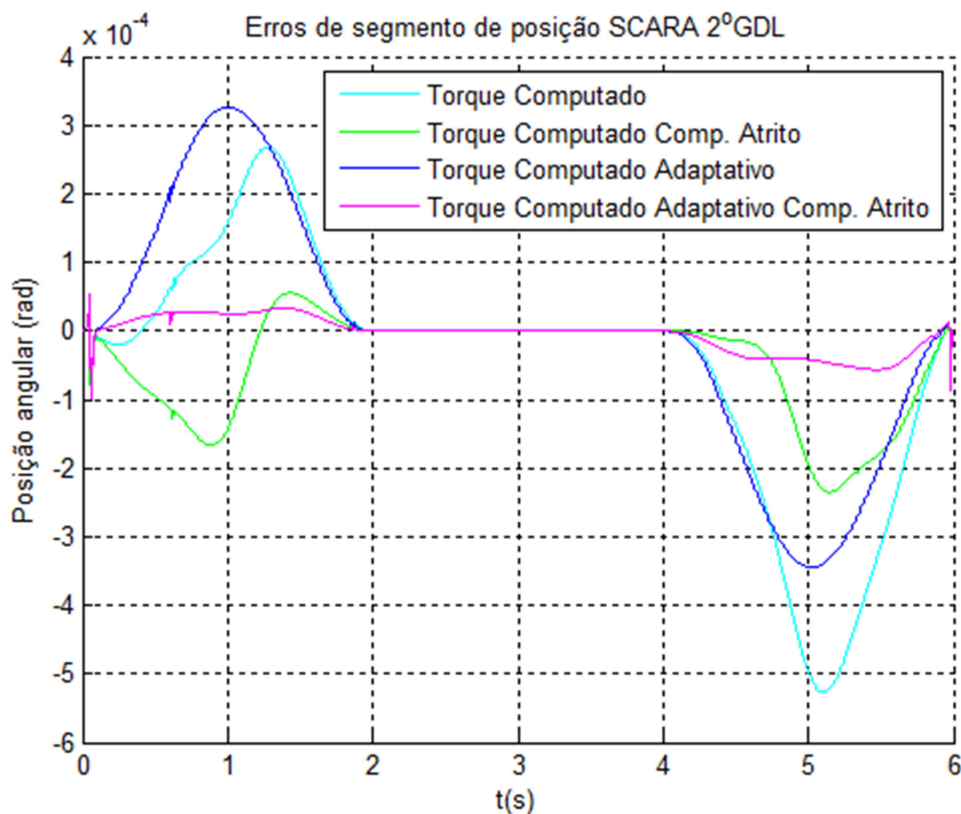


Figura 5.7 – Resultado comparativo dos erros de seguimento de posição da Simulação 5.3 para o 2ºGDL.

Verifica-se que os desempenhos dos controladores se mantêm semelhantes aos das simulações anteriores, sendo os erros do primeiro grau de liberdade, geralmente, menores do que os do segundo.

Além disso, os resultados do TCA_CA no primeiro e segundo graus de liberdade são mais precisos, dado que seus erros são os menores que os erros dos demais controladores.

Já, as figuras 5.8 a 5.13 apresentam as curvas comparativas entre os erros do TCA_CA e dos demais controladores bem como a diferença entre o TCA e cada um dos demais controladores.

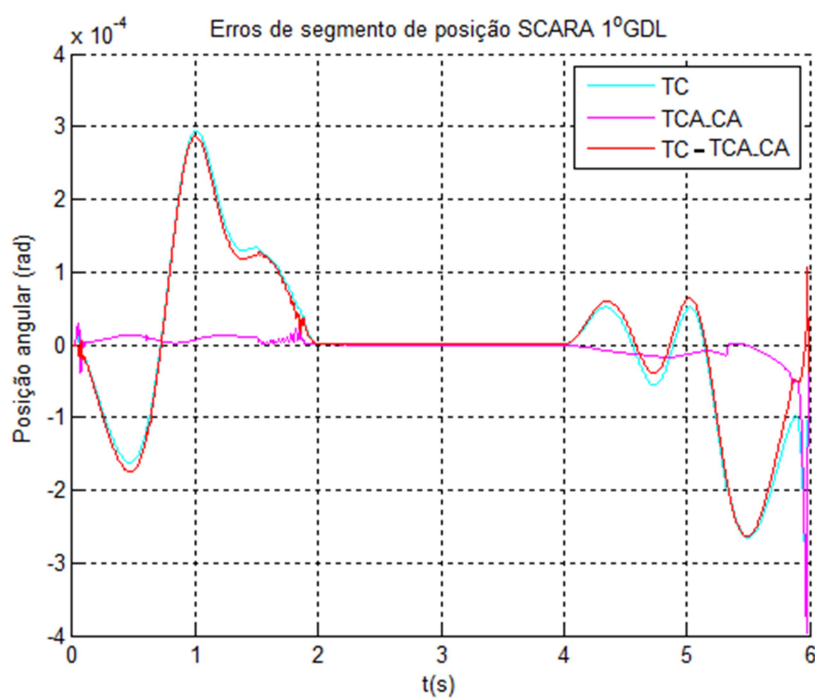


Figura 5.8 – Gráficos comparativos entre o erro do TC com o do TCA_CA para o 1ºGDL.

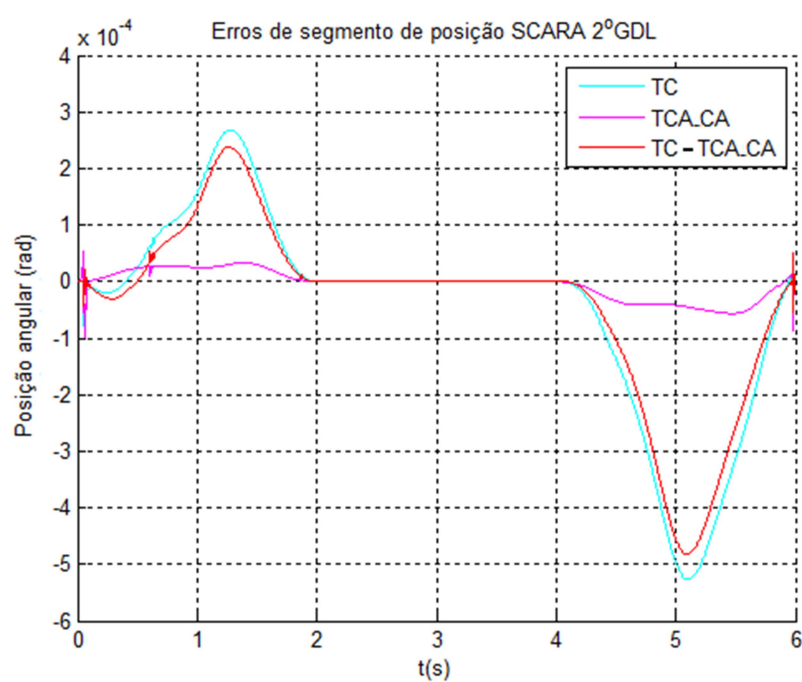


Figura 5.9 – Gráficos comparativos entre o erro do TC com o do TCA_CA para o 2ºGDL.

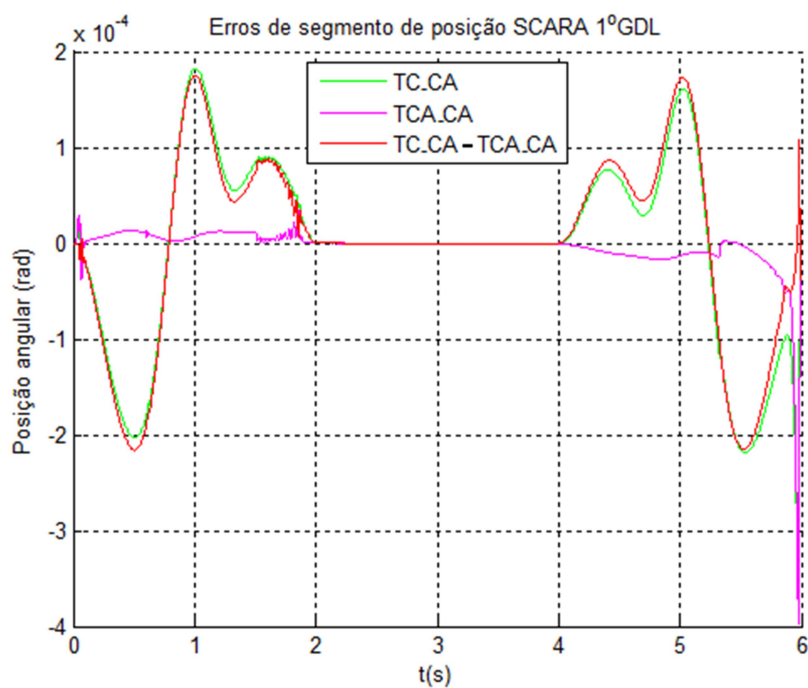


Figura 5.10 – Gráficos comparativos entre o erro do TC_CA com o do TCA_CA para o 1ºGDL.

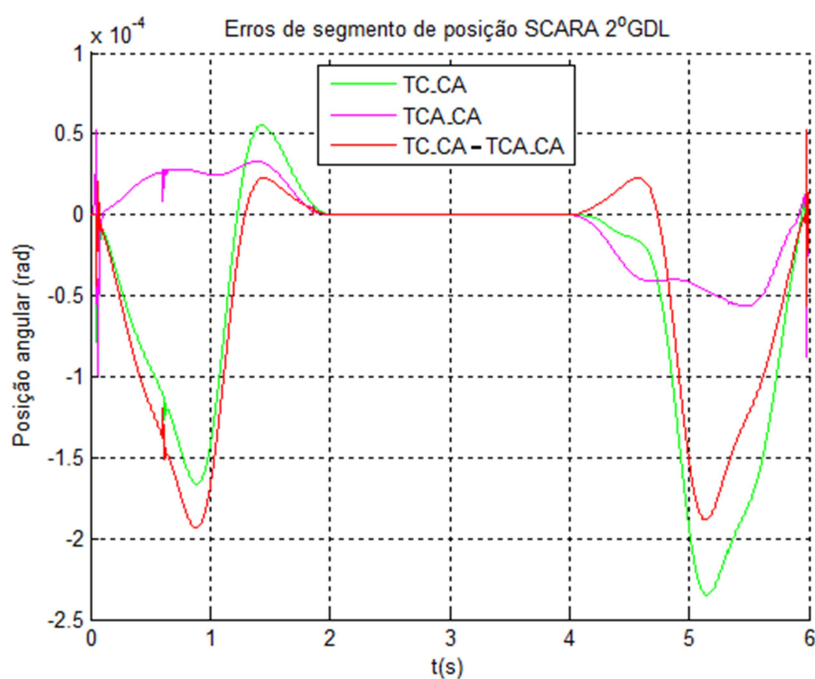


Figura 5.11 – Gráficos comparativos entre o erro do TC_CA com o do TCA_CA para o 2ºGDL.

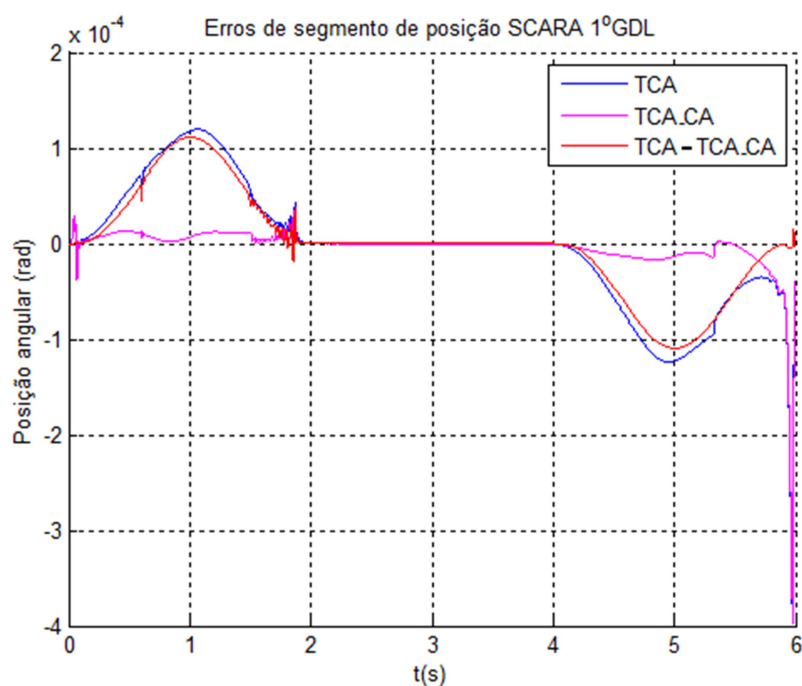


Figura 5.12 – Gráficos comparativos entre o erro do TCA com o do TCA_CA para o 1ºGDL.

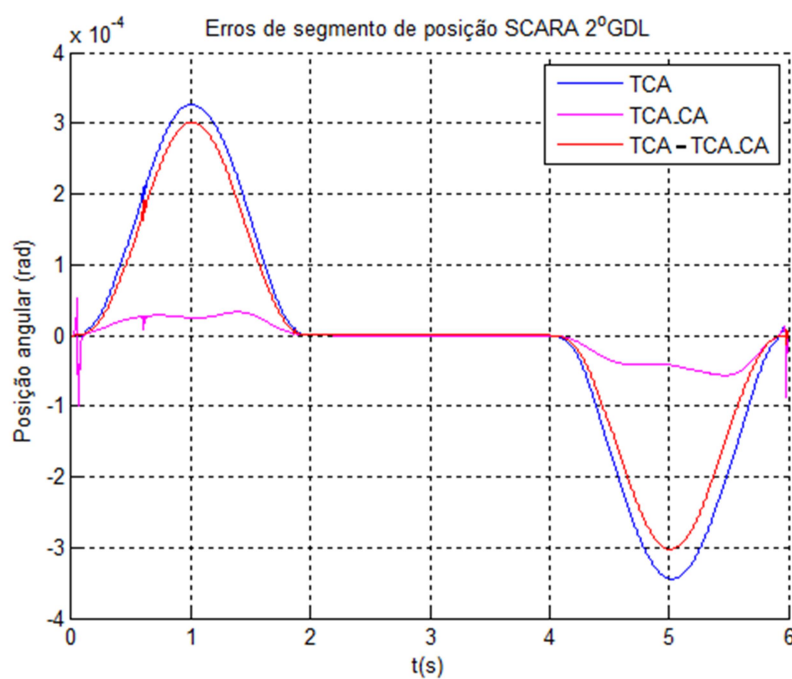


Figura 5.13 – Gráficos comparativos entre o erro do TCA com o do TCA_CA para o 2ºGDL.

Constata-se novamente que o Controlador TCA_CA apresenta melhor desempenho, sendo os resultados apresentados nas figuras 5.8 a 5.13 sumarizados na Tabela 5.4 através dos valores do erro acumulado e RMS de cada controlador.

Tabela 5.4 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores na Simulação 5.3.

Controlador	Erro acumulado do 1º GDL	Média RMS de erros 1º GDL	Erro acumulado do 2º GDL	Média RMS de erros 2º GDL
TC	0,8737 rad	$1,1265 \cdot 10^{-4}$ rad	1,3364 rad	$1,8649 \cdot 10^{-4}$ rad
TC_CA	0,7934 rad	$9,6039 \cdot 10^{-5}$ rad	0,6378 rad	$8,7783 \cdot 10^{-5}$ rad
TCA	0,5144 rad	$6,4696 \cdot 10^{-5}$ rad	1,3227 rad	$1,6696 \cdot 10^{-4}$ rad
TCA_CA	0,1067 rad	$2,7591 \cdot 10^{-5}$ rad	0,2119 rad	$2,5461 \cdot 10^{-5}$ rad

Verifica-se que os desempenhos dos controladores se mantêm semelhantes aos das simulações anteriores, sendo os erros do primeiro grau de liberdade, geralmente, menores do que os do segundo. Além disso, os resultados do primeiro grau de liberdade mostram que os erros do TC são maiores do que os dos demais controladores, enquanto que os do TCA_CA são os menores em todas as três simulações.

No caso do segundo grau de liberdade, os resultados das simulações 5.2 e 5.3 mostram que os controladores que compensam o atrito fornecem menores erros. A Tabela 5.5 ilustra percentual de redução do erro do controlador por Torque Computado Adaptativo com compensação de Atrito (TCA_CA) em relação aos erros dos demais controladores, nos dois graus de liberdade (Simulação 5.3).

Tabela 5.5 – Redução de Erros de Seguimento de Posição do TCA_CA em Relação aos Erros de Seguimento de Posição dos Demais Controladores na Simulação 5.3.

Controlador	No erro acumulado do 1º GDL	Na média RMS de erros 1º GDL	No erro acumulado do 2º GDL	Na média RMS de erros 2º GDL
TC	87,79 %	75,50%	84,14 %	86,35 %
TC_CA	86,55 %	71,27%	66,78 %	70,99 %
TCA	79,26 %	57,35%	84,03 %	84,75 %

Sarmanho, 2014, utiliza a estratégia de manter os ganhos iguais nos controladores, executando uma trajetória simultânea nos cinco graus de liberdade no manipulador pneumático. Todavia, esses ganhos foram ajustados para o controlador TC_CA e não para o TC como no presente trabalho. O TC_CA fornece em simulação, no quinto grau de liberdade, o qual utiliza um servoposicionador pneumático rotativo, uma redução de valor RMS de 64,89% em relação aos valores do erro do TC. É importante ressaltar que tanto o manipulador

estudado no trabalho de Sarmanho, 2014, quanto a modelagem do servoposicionador pneumático rotativo são diferentes dos do presente trabalho. Além disso, conforme comentado, no presente trabalho os ganhos foram ajustados para a melhor resposta do controlador TC e, não, por exemplo, para do TC_CA. Todavia, a fim de buscar uma comparação entre os resultados, observou-se que no presente trabalho conseguiu-se uma redução de erros RMS do TC_CA em relação ao TC em 15,04% para o primeiro GDL e 52,79% para o segundo GDL. Já, comparando o TCA_CA com o TCA, com relação ao valor RMS, obteve-se uma redução de 57,35% e 84,75% para o primeiro e segundo graus de liberdade respectivamente. É também importante ressaltar que os valores RMS dos erros (em simulação) no trabalho de Sarmanho, 2014, são na ordem de 0,1 a 0,03 rad enquanto que os do presente trabalho são na ordem de 10^{-4} e 10^{-5} , sendo que estes resultados ainda têm potencial de melhoria, caso seus ganhos sejam ajustados individualmente.

A fim de evidenciar outras características do desempenho do controlador TCA_CA, na realização da Simulação 5.3, são apresentadas a seguir as curvas de evolução dos parâmetros do vetor $\hat{\mathbf{a}}$, os erros de velocidade, aceleração e torque, além do sinal de controle para cada grau de liberdade, os quais tiveram suas respectivas escalas ajustadas para melhor detalhamento de cada sinal.

A Figura 5.14 apresenta os resultados referentes aos erros de velocidade angular.

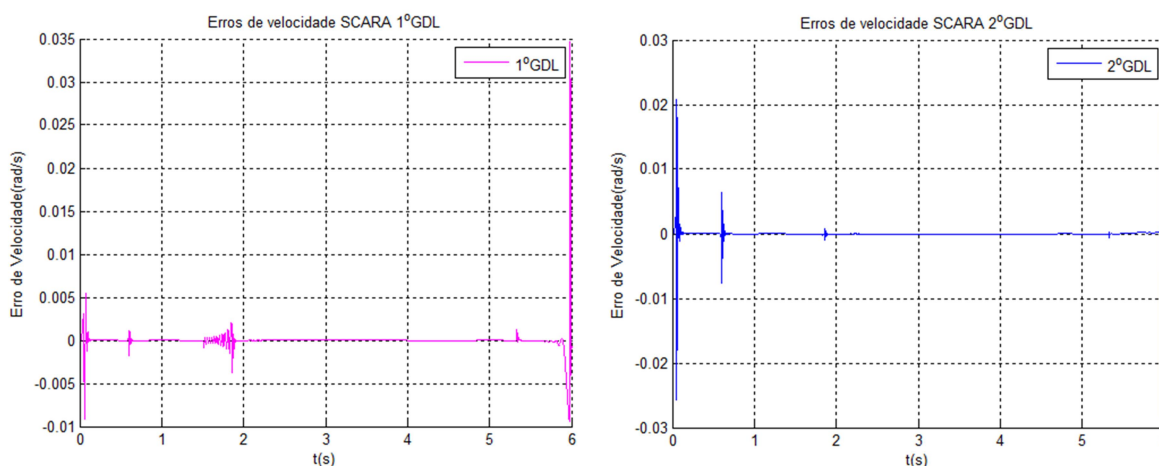


Figura 5.14 – Gráficos do erros de velocidade da Simulação 5.3.

Na Figura 5.14 verifica-se que, por conta do efeito do atrito, que é altamente não-linear próximo da velocidade zero, ocorrem “picos” de erros nas paradas e arranques. Na Figura 5.15 estão ilustrados os erros de aceleração para os dois graus de liberdade:

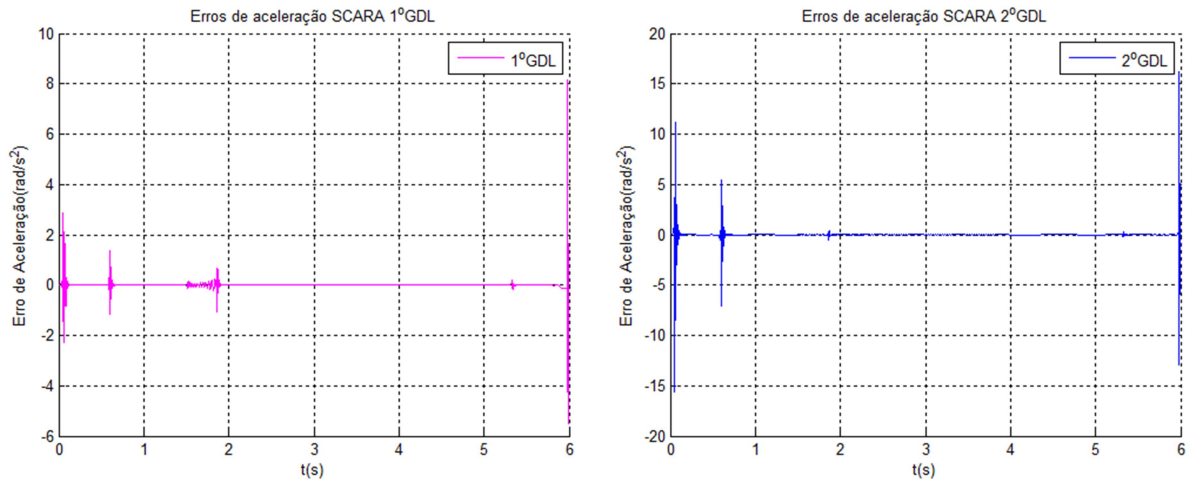


Figura 5.15 – Gráficos erros de aceleração da Simulação 5.3.

A Figura 5.16, apresenta os sinais de controle de cada grau de liberdade do manipulador.

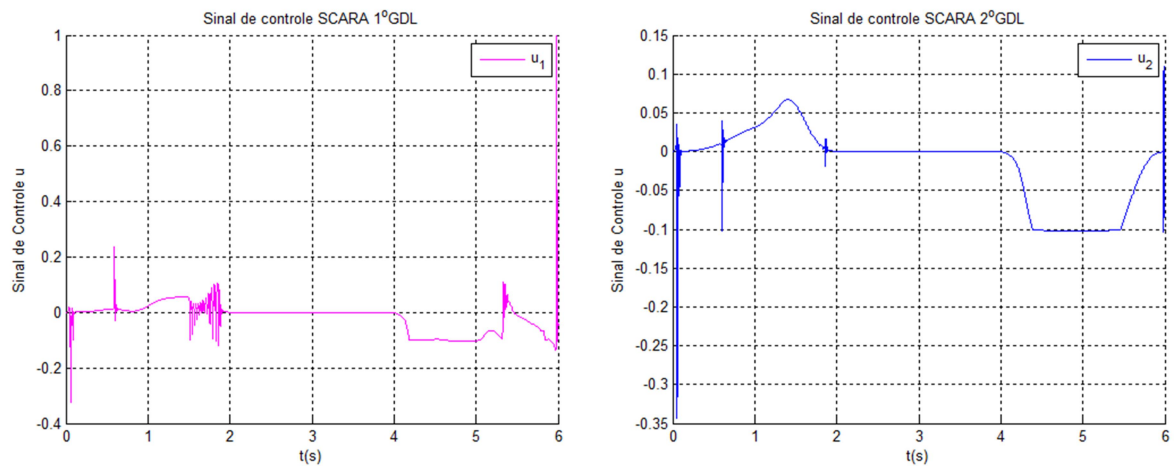


Figura 5.16 – Gráficos dos sinais de controle da Simulação 5.3.

A Figura 5.17 apresenta a evolução dos parâmetros do vetor $\hat{\mathbf{a}}$ que, conforme já comentado, constituem um mecanismo de adaptação (lei de adaptação) que garante que o sistema de controle permaneça estável e o erro de seguimento de trajetória convirja para zero à medida que os parâmetros do robô são variados.

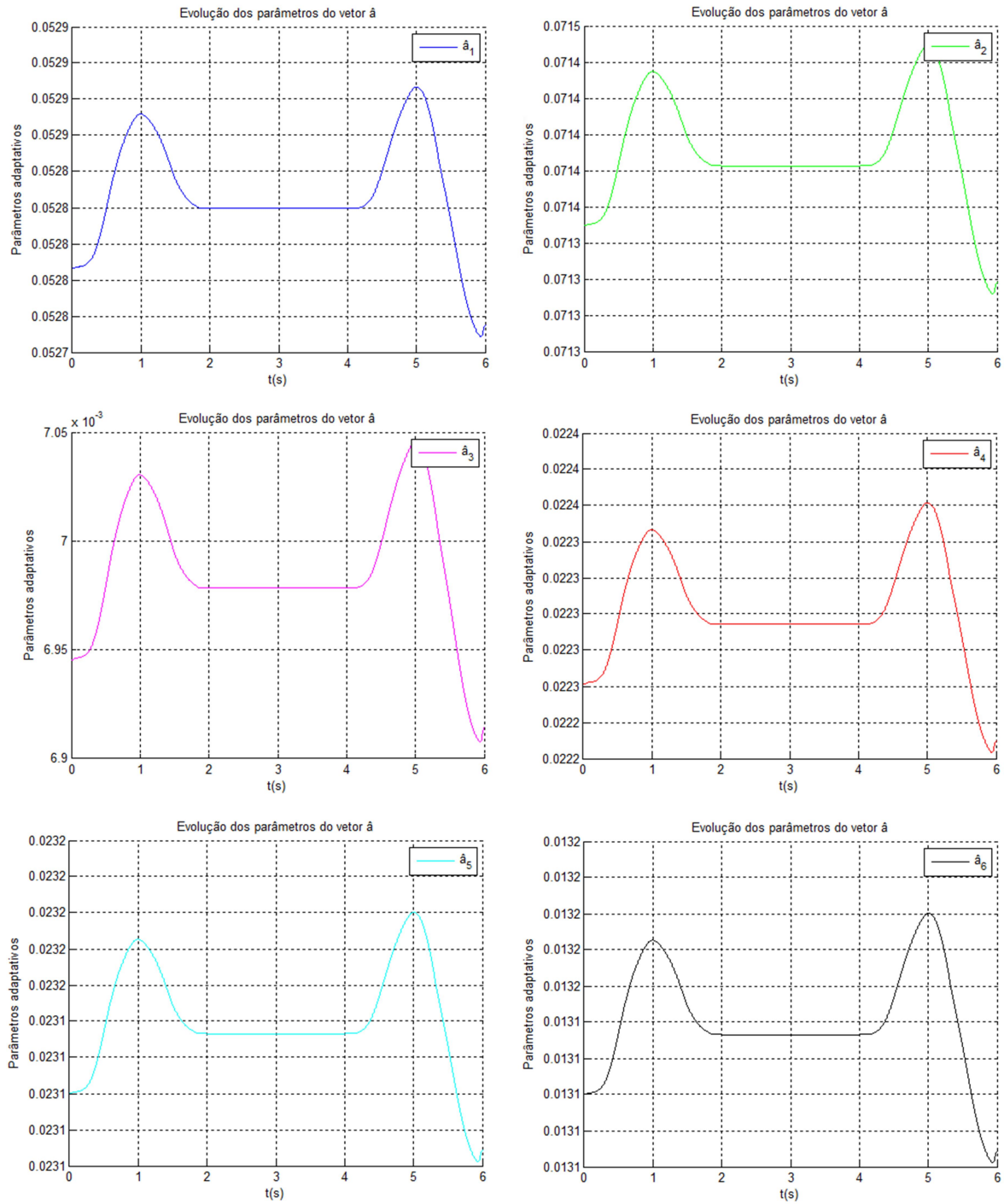


Figura 5.17 – Gráficos da evolução dos parâmetros do vetor \hat{a} da Simulação 5.3.

As características do torque desejado (τ_d), do torque de atrito (T_{atr}), do torque desejado acrescido do esquema de compensação explícita de atrito (identificado nas legendas dos gráficos por τ_d TCA_CA), do torque de saída (τ_{out}) e, também, dos erros entre o torque desejado calculado pelo controlador TCA_CA em comparação com o torque de saída, estão

apresentados pelos gráficos das figura 5.18 e 5.19.

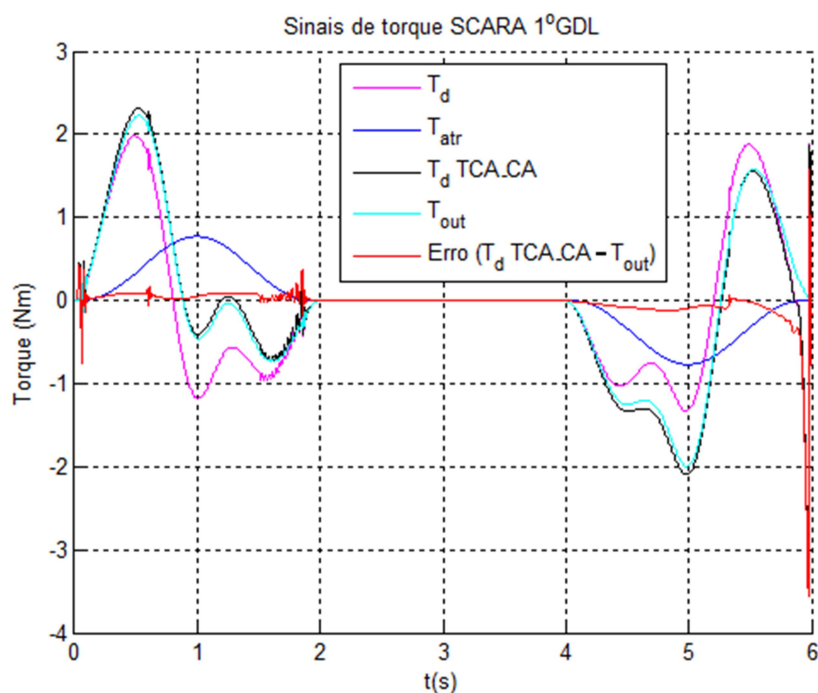


Figura 5.18 – Gráficos dos sinais de torque da Simulação 5.3 para o 1ºGDL.

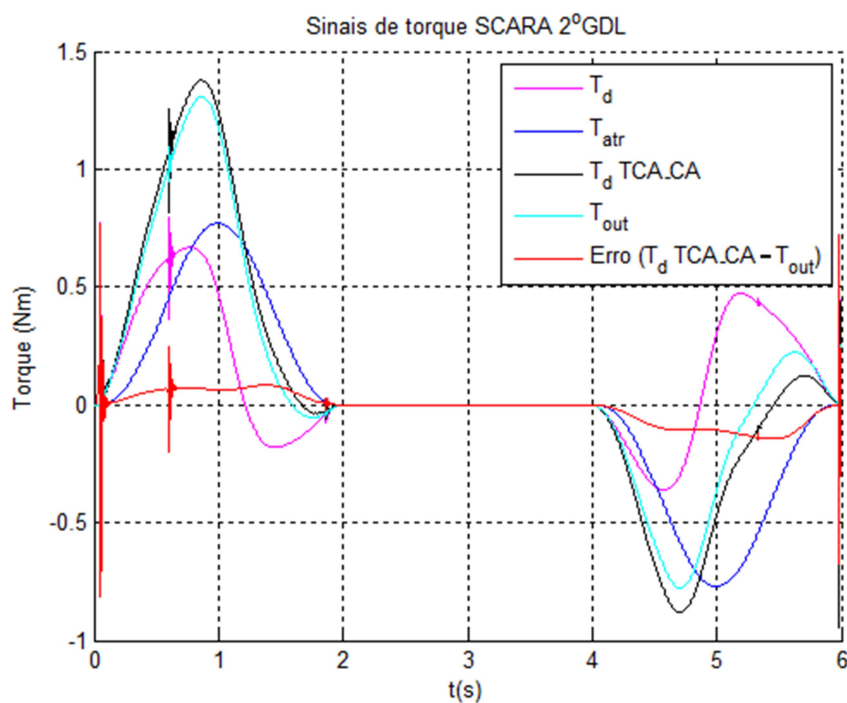


Figura 5.19 – Gráficos dos sinais de torque da Simulação 5.3 para o 2ºGDL.

Analisando os primeiros 2 s de no gráfico do primeiro GDL, pode-se concluir que, em

módulo, o torque necessário para executar o movimento (τ_d TCA_CA) é um pouco maior do que o torque de atrito. Além disso, no início do movimento, o torque de atrito deve ser vencido, assim, ele tem o mesmo sinal do torque necessário para a aceleração. Posteriormente, próximo aos 0,8 segundos de simulação, quando o sistema diminui a aceleração para parar, a velocidade ainda é positiva, assim, o torque de atrito continua com o mesmo sinal, enquanto que o torque desejado inverte de sinal, para executar a parada do manipulador. Assim, o módulo do sinal desejado de torque necessário para executar o movimento no sentido negativo é descontado do valor do torque de atrito, pois o torque de atrito é dissipativo e, portanto, favorável à parada.

No gráfico do 2º GDL, verifica-se que, devido à dinâmica do manipulador, o valor do torque necessário para executar o movimento é aproximadamente a metade do valor do torque para executar o movimento do 1º GDL. No movimento de retorno de ambos os GDL, entre 4 s e 6 s a análise é análoga, todavia, os valores dos torques possuem sinais invertidos por consequência da arquitetura de controle. As diferenças entre o valor observado do torque de atrito (T_{atr}) e o valor representativo do torque do manipulador é da ordem de 10^{-6} Nm, não sendo, portanto, considerado necessário graficá-los.

As características do desempenho do TCA_CA (apresentadas nas figuras 5.14 a 5.19), somadas a análise dos resultados fornecidos pelos controladores quando os mesmos possuem os parâmetros nominais conhecidos, levam à conclusão de que o controlador TCA_CA consegue seguir de forma mais adequada a trajetória de referência.

Nas simulações 5.1 a 5.3, todos os valores dos parâmetros utilizados no observador do atrito são os nominais, ou seja, são iguais aos valores dos parâmetros utilizados no SCARA. A fim de avaliar a influência de erros paramétricos na compensação do atrito, foram feitas duas simulações nas quais os valores dos parâmetros *LuGre* foram alterados, Simulação 5.4 e Simulação 5.5:

Simulação 5.4: mantendo, novamente, os mesmos valores dos parâmetros do robô e dos controladores (parâmetros de massa, comprimento de elos, centro de massa, e momento de inércia de cada grau de liberdade, definidos no Apêndice A e identificados na Seção 3.4 por meio da Tabela 3.3), realizou-se simulação com a movimentação simultânea dos dois graus de liberdade usando a mesma trajetória de referência, porém, neste caso, os parâmetros dos observadores de atrito (o coeficiente de rigidez das deformações microscópicas entre as superfícies de contato do atuador σ_{0_i} , o coeficiente de amortecimento σ_{1_i} e o coeficiente de

amortecimento viscoso σ_{2i}) foram multiplicados por 0,9. As figuras 5.20 e 5.21 ilustram o resultado desta simulação para os dois graus de liberdade.

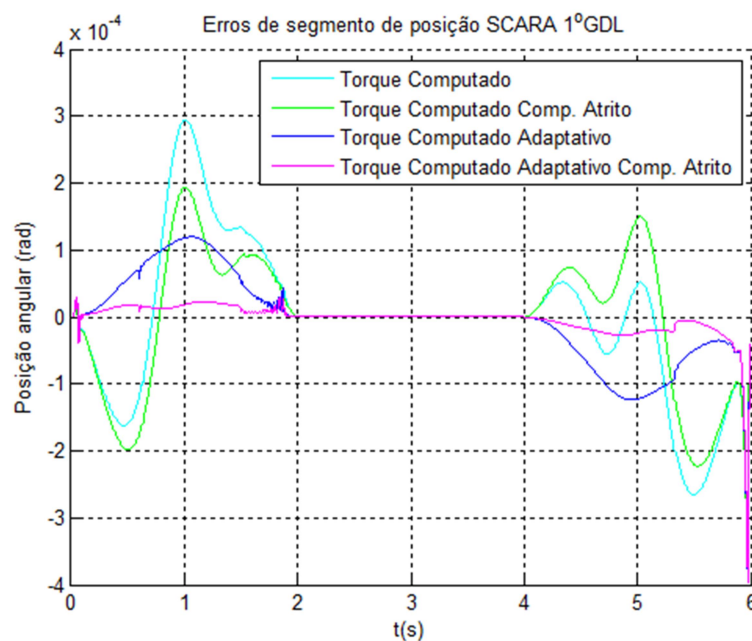


Figura 5.20 – Erros de seguimento de posição dos controladores aos parâmetros alterados na Simulação 5.4 para o 1ºGDL.

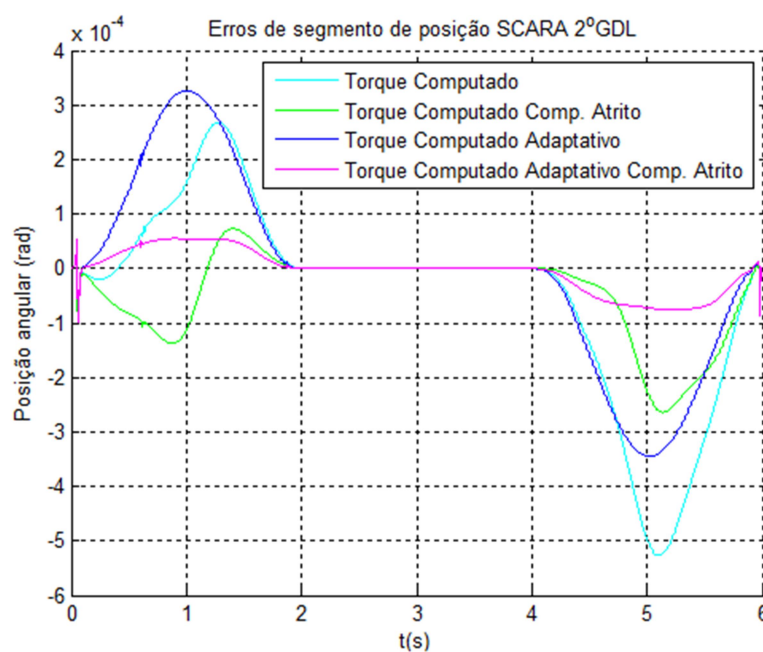


Figura 5.21 – Erros de seguimento de posição dos controladores aos parâmetros alterados na Simulação 5.4 para o 2ºGDL.

Verifica-se que em ambos os graus de liberdade o menor erro é o fornecido pelo TCA_CA, seguido pelo TCA, TC_CA e, por último pelo TC. A Tabela 5.6 apresenta os erros RMS e os erros acumulados (em radianos) ao longo dos seis segundos de simulação, adquiridos a cada 0,0005 s, para cada controlador.

Tabela 5.6 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores na Simulação 5.4.

Controlador	Erro acumulado 1º GDL	Média dos erros RMS 1º GDL	Erro acumulado 2º GDL	Média dos erros RMS 2º GDL
TC	0,8737 rad	$1,1265 \cdot 10^{-4}$ rad	1,3364 rad	$1,8649 \cdot 10^{-4}$ rad
TC_CA	0,7943 rad	$9,6553 \cdot 10^{-5}$ rad	0,6715 rad	$9,2431 \cdot 10^{-5}$ rad
TCA	0,5144 rad	$6,4696 \cdot 10^{-5}$ rad	1,3227 rad	$1,6696 \cdot 10^{-4}$ rad
TCA_CA	0,1513 rad	$2,9257 \cdot 10^{-5}$ rad	0,3231 rad	$3,8647 \cdot 10^{-5}$ rad

A Tabela 5.7 apresenta o percentual de redução do erro do controlador TCA_CA em relação aos erros dos demais controladores nos dois graus de liberdade, referente à Simulação 5.4

Tabela 5.7 – Valores Comparativos da Redução dos Erros de Seguimento de Posição Acumulados e RMS entre o TCA_CA e os Demais Controladores na Simulação 5.4.

Controlador	No erro acumulado do 1º GDL	Na média RMS de erros do 1º GDL	No erro acumulado do 2º GDL	Na média RMS de erros do 2º GDL
TC	82,68 %	74,03 %	75,82 %	79,28 %
TC_CA	80,95 %	69,70 %	51,88 %	58,19 %
TCA	70,59 %	54,78 %	75,57 %	76,85 %

Verifica-se que, no caso da Simulação 5.4, conforma já esperado, os desempenhos dos controladores que não compensam explicitamente o atrito obtiveram resultados iguais aos da análise anterior.

Já, os resultados dos controladores TC_CA e TCA_CA não sofreram grandes alterações em seus valores quando comparados com os da Simulação 5.3, sendo que, no primeiro grau de liberdade, o TC_CA teve aumento no valor do erro acumulado de 0,1% em comparação com a análise anterior, enquanto que o erro do TCA_CA mostrou um aumento no valor do erro acumulado de 41,8%, mas ainda permanecendo com melhor desempenho dentre

os controladores estudados; da mesma forma, no segundo grau de liberdade ambos obtiveram uma redução de desempenho, o valor do erro acumulado do TC_CA na Simulação 5.4 teve um acréscimo de 5,3% em relação ao seu resultado na Simulação 5.3, enquanto que o aumento do TCA_CA foi de 52,47%. Observa-se, também, que os resultados do primeiro grau de liberdade se mantêm melhores que os do segundo grau de liberdade, da mesma maneira que ocorreu na Simulação 5.3.

Quanto ao valor RMS, no primeiro grau de liberdade, o TC_CA obteve aumento de 0,58% e o TCA_CA teve aumento de 6% comparando com seus próprios resultados na Simulação 5.3. Já, no segundo grau de liberdade, os incrementos nos erros foram de 5,27% para o TC_CA e de 51,55%, todavia, o TCA_CA mantém o menor erro RMS.

Os resultados da Simulação 5.4 sugerem que manter os valores de estimados dos parâmetros *LuGre* com uma redução de 10%, pode ocasionar considerável impacto no desempenho do TCA_CA, visto que os valores dos erros acumulados foram, em média, 47% maiores quando comparados com os erros acumulados destes controladores na Simulação 5.3. Todavia, esse impacto não compromete significativamente o resultado do deste controlador quando comparados com os demais.

Simulação 5.5: mantendo os mesmos valores dos parâmetros do robô e dos controladores, realizou-se simulação com a movimentação simultânea dos dois graus de liberdade usando a mesma trajetória de referência, porém, os parâmetros dos observadores de atrito (σ_{0_i} - coeficiente de rigidez das deformações microscópicas, σ_{1_i} - coeficiente de amortecimento e σ_{2_i} - coeficiente de amortecimento viscoso) foram acrescidos de um erro de 10% (multiplicados por 1,1).

A Figura 5.22 ilustra o resultado dessa simulação para o primeiro grau de liberdade e a Figura 5.23 para o segundo grau de liberdade. Verifica-se que em ambos os graus de liberdade o menor valor do erro continua sendo o da resposta do TCA_CA, seguido pelo TCA, TC_CA e, por último pelo TC. A Tabela 5.8 apresenta os erros RMS e os erros acumulados (em radianos) ao longo dos seis segundos de simulação, adquiridos a cada 0,0005 s, para cada controlador.

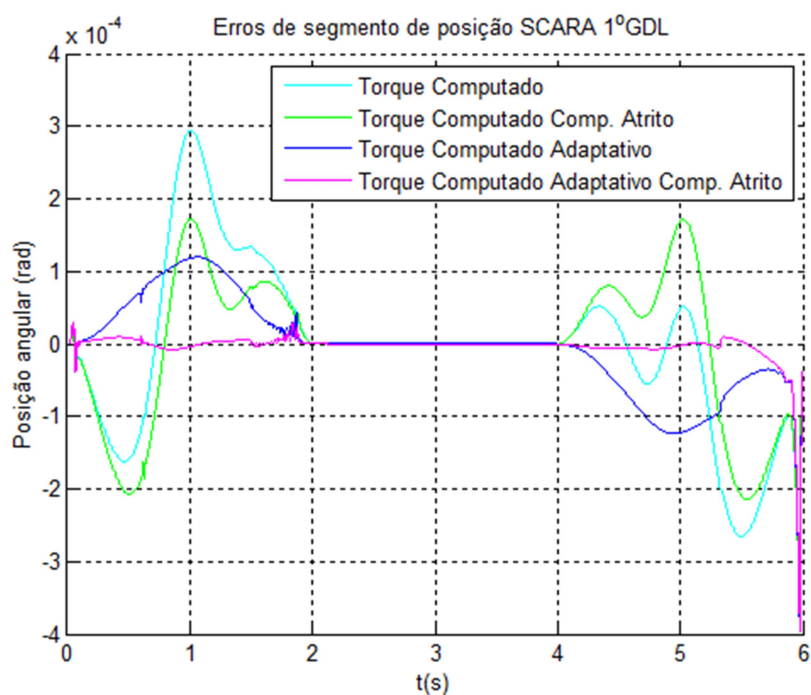


Figura 5.22 – Erros de seguimento de posição dos controladores aos parâmetros alterados na Simulação 5.5 para o 1ºGDL.

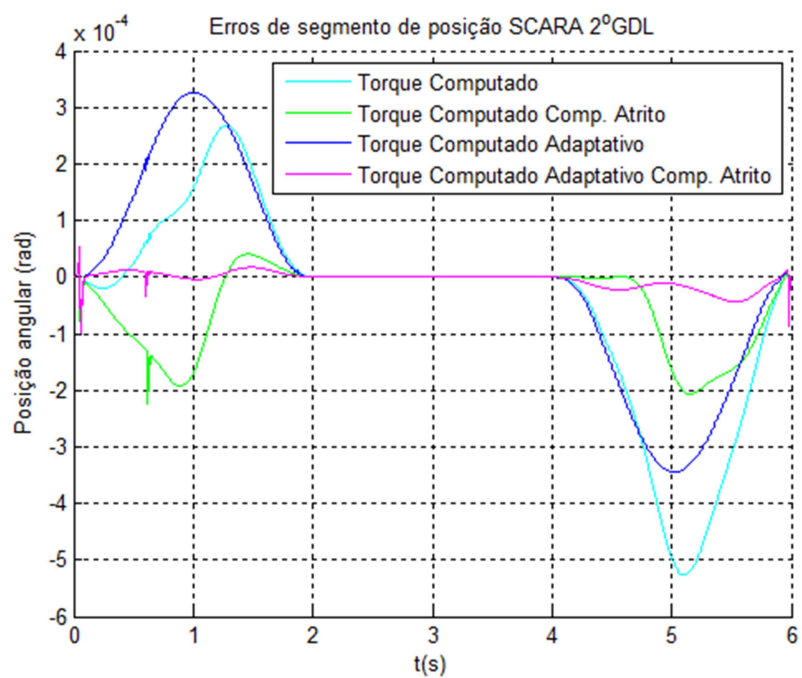


Figura 5.23 – Erros de seguimento de posição dos controladores aos parâmetros alterados na Simulação 5.5 para o 2ºGDL.

Tabela 5.8 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores na Simulação 5.5.

Controlador	Erro acumulado 1º GDL	Média dos erros RMS 1º GDL	Erro acumulado 2º GDL	Média dos erros RMS 2º GDL
TC	0,8737 rad	$1,1265 \cdot 10^{-4}$ rad	1,3364 rad	$1,8649 \cdot 10^{-4}$ rad
TC_CA	0,7942 rad	$9,5848 \cdot 10^{-5}$ rad	0,6076 rad	$8,5071 \cdot 10^{-5}$ rad
TCA	0,5144 rad	$6,4696 \cdot 10^{-5}$ rad	1,3227 rad	$1,6696 \cdot 10^{-4}$ rad
TCA_CA	0,0840 rad	$2,6896 \cdot 10^{-5}$ rad	0,1075 rad	$1,4578 \cdot 10^{-5}$ rad

Comparando os resultados da Simulação 5.5 com os da 5.4 e 5.3, por obviedade, os resultados dos controladores TC e TCA permanecem inalterados. Já, o desempenho do controlador TC_CA, em relação aos seus resultados prévios na Simulação 5.3, teve incremento mínimo no valor do erro acumulado (0,1%) no primeiro grau de liberdade enquanto que, o TCA_CA em relação aos seus resultados prévios teve uma redução no valor do erro acumulado em 21,27%, na comparação com o seu resultado na Simulação 5.3. Nos resultados do segundo grau de liberdade, o TC_CA teve uma redução de 4,73% no valor do erro acumulado e o TCA_CA teve 49,26%, comparando os resultados com os da Simulação 5.3. Já comparando os resultados da Simulação 5.5 com os da 5.3, o TC_CA em relação aos seus resultados anteriores, teve redução de 0,01% no primeiro grau de liberdade e de 9,51% no segundo, enquanto que o TCA_CA teve redução de 44,48% e 66,73% para o primeiro e segundo graus de liberdade, respectivamente.

Em relação ao valor RMS, o TC_CA, em relação aos seus resultados anteriores, teve redução de 0,73% no 1º GDL e 7,95% no 2º GDL, comparando as simulações 5.5 e 5.4. O TCA_CA em relação aos seus resultados anteriores, na Simulação 5.4, teve redução de 8,07% e 62,28% no primeiro e segundo graus de liberdade, respectivamente.

A Tabela 5.9 permite comparar os resultados do TCA_CA com os dos demais controladores na Simulação 5.5

Tabela 5.9 – Valores Comparativos da Redução dos Erros de Seguimento de Posição Acumulados e RMS entre o TCA_CA e os Demais Controladores na Simulação 5.5.

Controlador	No erro acumulado do 1º GDL	Na média RMS de erros do 1º GDL	No erro acumulado do 2º GDL	Na média RMS de erros do 2º GDL
TC	90,38 %	76,12 %	91,95 %	91,70 %
TC_CA	89,42 %	71,94 %	82,31 %	82,86 %
TCA	83,67 %	58,42 %	91,87 %	91,27 %

Os resultados da Simulação 5.5 sugerem que um incremento de 10% , ou um erro 10% acima para os parâmetros de atrito implicam em melhor desempenho do TCA_CA, visto que o mesmo atingiu redução no valor do erro acumulado de 35,26%, em média.

A comparação dos resultados do TCA_CA obtidos nas simulações 5.3 a 5.5 indicam que um pequeno incremento no valor estimado para os parâmetros *LuGre* não implica em perdas significativas de desempenho. Desta forma, a Figura 5.24 apresenta os sinais de torque das simulações 5.4 e 5.5, no qual, Erro da Simulação 5.4 refere-se à diferença entre o valor do torque do manipulador e o valor do torque do observador de atrito obtido pela Simulação 5.4, enquanto que Erros da Simulação 5.5 refere-se à diferença entre o valor do torque do manipulador e o valor do torque do observador de atrito obtido pela Simulação 5.5.

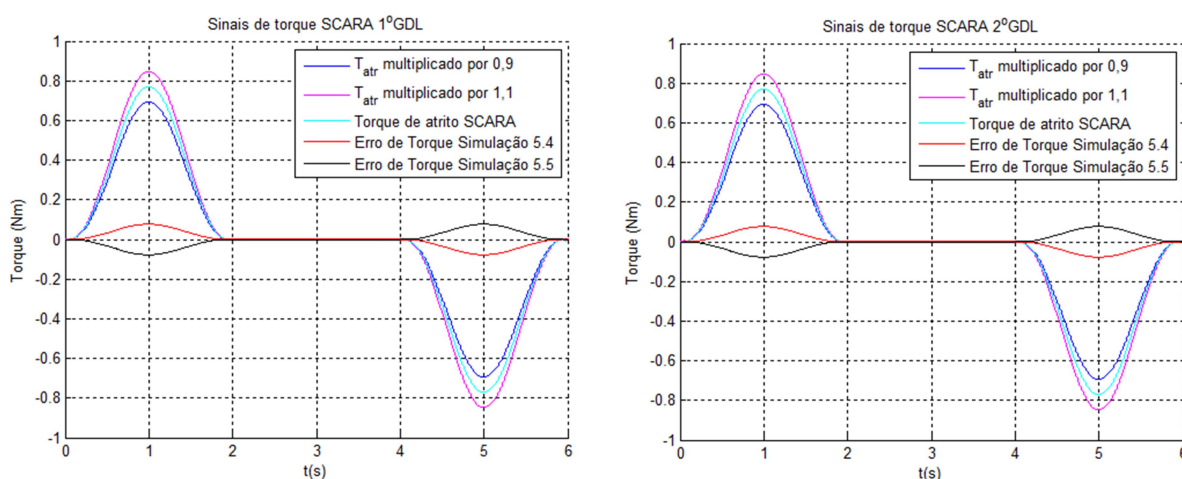


Figura 5.24 – Sinais de torque do 1º GDL e 2º GDL referentes as simulações 5.4 e 5.5.

5.3 Resultados com Erro Paramétrico

Nessa seção, apresenta-se um estudo comparativo do desempenho dos controladores quando os parâmetros utilizados nos mesmos se diferem dos parâmetros do robô, no caso, com uma carga acoplada de 3 kg no terceiro grau de liberdade. Assim, os parâmetros do robô foram sistematicamente alterados com relação aos valores nominais dos parâmetros utilizados nos controladores, isto é, com relação aos valores nominais definidos no Apêndice A e identificados na Seção 3.2, por considerarem a situação em que a carga máxima do robô é movimentada.

Mantendo os mesmos ganhos dos controladores da Seção 5.2, foram novamente

efetuadas três simulações:

Simulação 5.6: executada aplicando a trajetória desejada somente no primeiro grau de liberdade, mantendo o segundo grau de liberdade na posição inicial (0 rad). Os erros de trajetória resultantes desta simulação estão ilustrados na Figura 5.25.

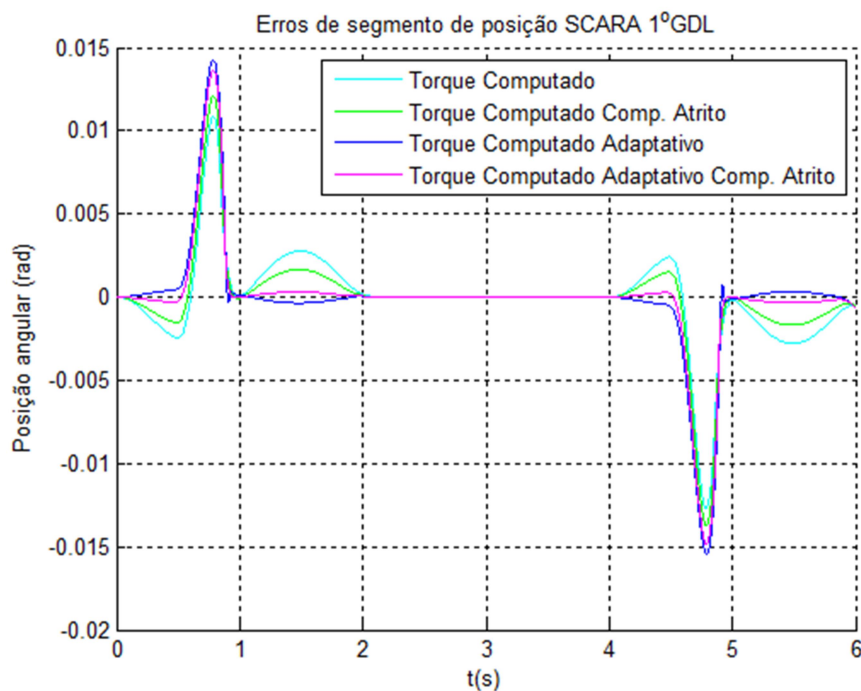


Figura 5.25 – Erros de segmento de posição do 1º GDL referentes a Simulação 5.6.

Verifica-se que no primeiro grau de liberdade o menor erro é o fornecido pelo TCA_CA, seguido pelo TCA, TC_CA e, por último pelo TC. A Tabela 5.10 apresenta os erros RMS e os erros acumulados (em radianos) ao longo dos seis segundos de simulação, adquiridos a cada 0,0005 s, para cada controlador.

Tabela 5.10 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores na Simulação 5.6.

Controlador	Erro acumulado do 1º GDL	Média RMS dos erros do 1º GDL
TC	18,3151 rad	0,0038 rad
TC_CA	15,6382 rad	0,0034 rad
TCA	13,8911 rad	0,0029 rad
TCA_CA	12,7601 rad	0,0028 rad

Analisando os resultados apresentados na Tabela 5.10, verifica-se que o controlador

TC apresenta ainda a capacidade de seguir a referência de posição com erros relativamente pequenos do robô, mas no valor acumulado atinge 18,32 rad; já, o controlador TC_CA apresenta resultados no erro acumulado 14,63% menores dos do TC. Além disso, o controlador TCA, em relação ao TC, apresentou redução de 24,18%, enquanto que o menor erro foi do controlador TCA_CA, com 30,35% de redução do valor do erro acumulado. Verifica-se que, em comparação com a Simulação 5.1, que também executa a movimentação somente do 1GDL, os erros acumulados e RMS dos controladores aumentaram consideravelmente o valor, todavia os valores RMS não ultrapassaram a ordem de 10^{-3} .

No que tange ao erro RMS, o resultado do TCA_CA teve desempenho superior em 26,32% em comparação com o TC, 17,65% em comparação ao TC_CA e 3,45% em relação ao TCA. Na comparação com relação aos resultados da Simulação 5.1, o TCA_CA foi o controlador com maior aumento na média com relação a ele mesmo, todavia mantendo o melhor resultado dentre os controladores analisados.

Simulação 5.7: essa simulação foi executada com a trajetória desejada usada somente como referência para o segundo grau de liberdade, mantendo o primeiro grau de liberdade na posição inicial (0 rad). Os resultados estão apresentados na Figura 5.26.

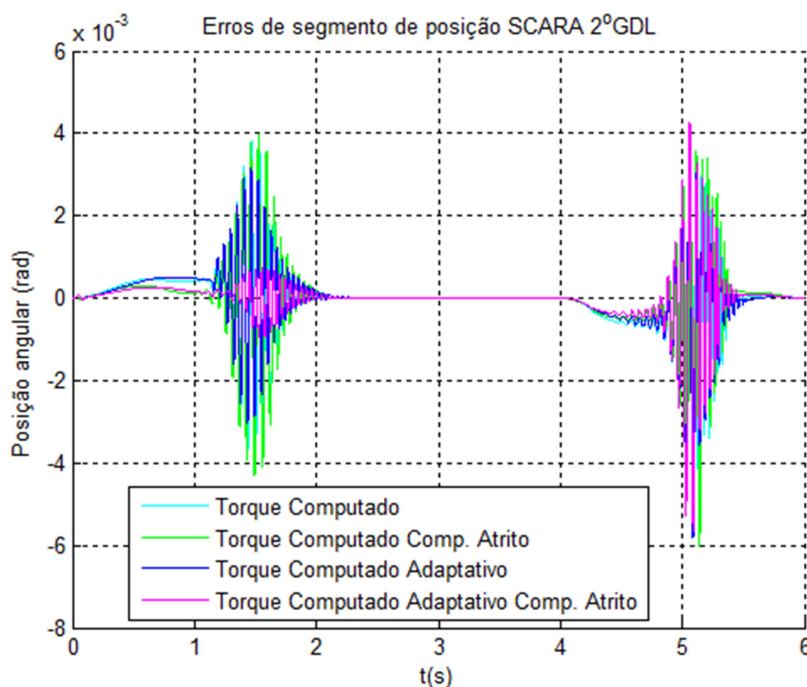


Figura 5.26 – Erros de seguimento de posição do 2º GDL referente à Simulação 5.7.

Observa-se que o comportamento das respostas de todos os controladores é mais

oscilatório do que nos casos anteriores e que o menor erro apresentado é, novamente, relativo à resposta do controlador TCA_CA, seguido pelo TC_CA, depois pelo TCA e, por último, pelo TC.

A Tabela 5.11 apresenta os valores do erro acumulado (em radianos) ao longo dos seis segundos de simulação e valores RMS para o resultado de cada controlador.

Tabela 5.11 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores na Simulação 5.7.

Controlador	Erro acumulado do 2º GDL	Média RMS dos erros do 2º GDL
TC	4,9911 rad	$8,4504 \cdot 10^{-4}$ rad
TC_CA	4,8209 rad	$8,9620 \cdot 10^{-4}$ rad
TCA	4,4923 rad	$7,6701 \cdot 10^{-4}$ rad
TCA_CA	3,0471 rad	$6,4535 \cdot 10^{-4}$ rad

Analisando os resultados apresentados na Tabela 5.11, verifica-se que o controlador por TC novamente é capaz de seguir a referência de posição com erros relativamente pequenos, porém o seu valor de erro acumulado atinge o maior valor (4,99 rad). Já, o controlador TCA_CA teve desempenho 38,87% superior ao do TC, 36,72% superior ao TC_CA e 32,07% superior ao TCA. Em comparação com a Simulação 5.2, o controlador TC_CA, em relação a ele mesmo, apresentou maior incremento no erro acumulado, todavia novamente obteve o menor valor quando comparado aos demais controladores. Diferentemente da Simulação 5.2, na qual os controladores com compensação explícita de atrito obtiveram os melhores desempenhos, na Simulação 5.7 foram os controladores adaptativos que os atingiram. O valor RMS do erro do controlador TCA_CA é o menor, $6,45 \cdot 10^{-4}$ rad.

Simulação 5.8: mantendo os parâmetros do robô e dos controladores com desvios paramétricos, realizou-se uma última simulação com a movimentação simultânea dos dois graus de liberdade utilizando a mesma trajetória de referência.

A Figura 5.27 ilustra o resultado dessa simulação para os dois graus de liberdade e, para melhor visualização, os erros de seguimento de posição dos quatro controladores estão ilustrados nas figura 5.28 e 5.29.

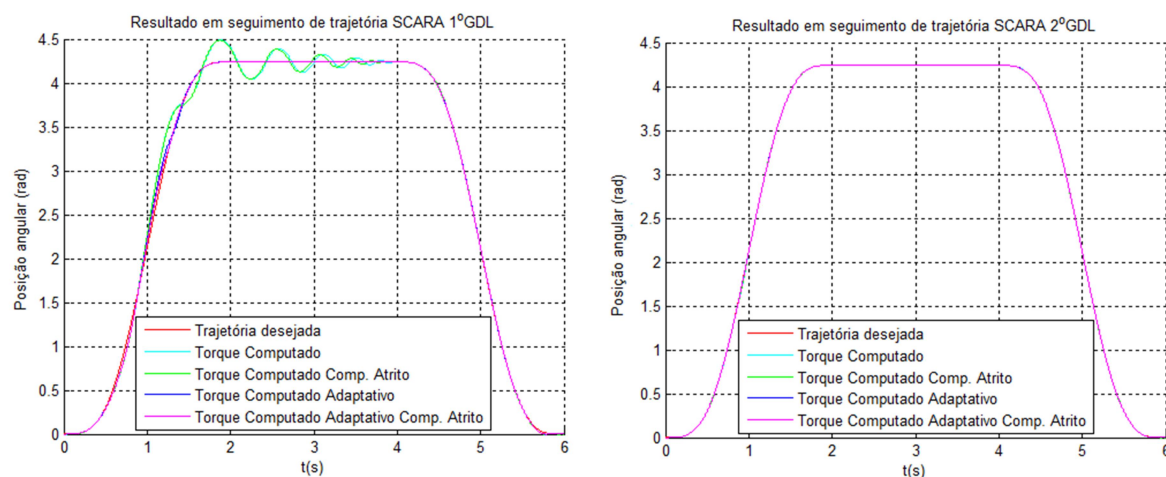


Figura 5.27 – Respostas dos controladores aos parâmetros alterados na Simulação 5.8.

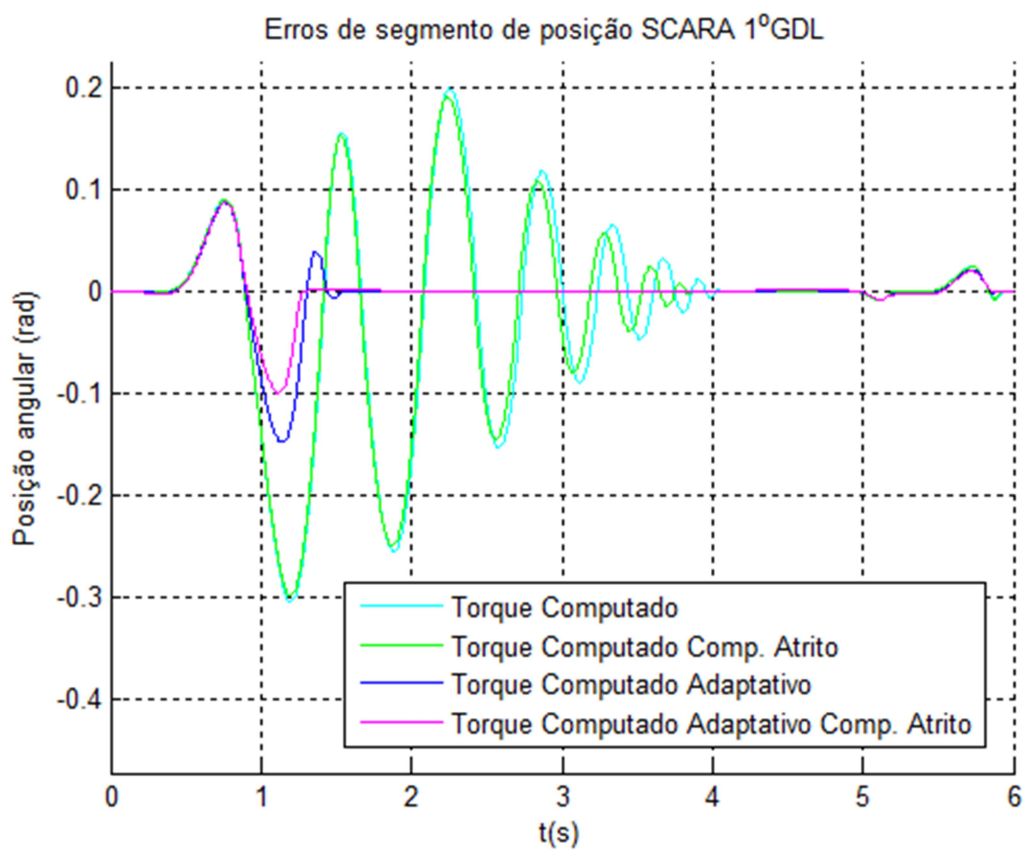


Figura 5.28 – Resultados obtidos para os erros de seguimento de posição na Simulação 5.8 para o 1°GDL.

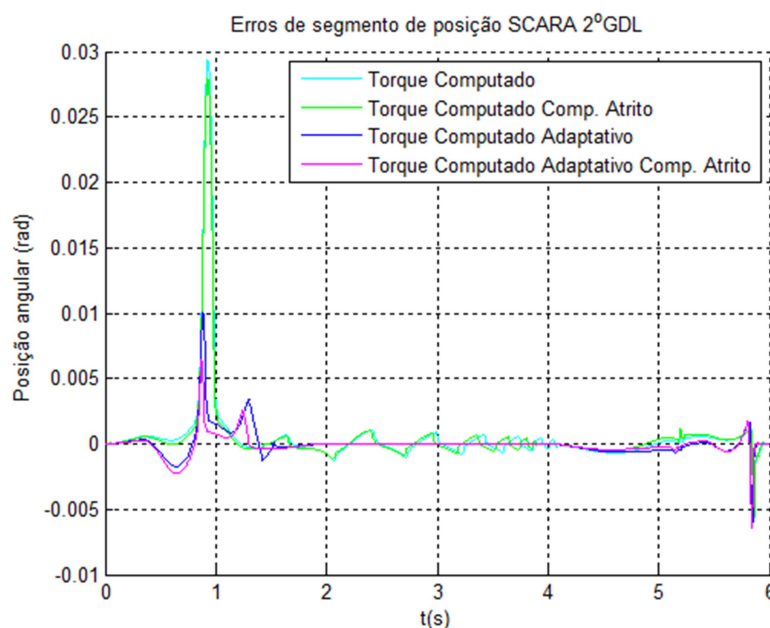


Figura 5.29 – Resultados obtidos para os erros de seguimento de posição na Simulação 5.8 para o 2ºGDL.

Dado que o objetivo é evidenciar o desempenho do controlador projetado no âmbito do presente trabalho, as figuras 5.30 a 5.35 ilustram resultados dos erros do TCA_CA superpostos aos demais controladores estudados bem como a diferença entre os erros do TCA_CA e dos demais controladores.

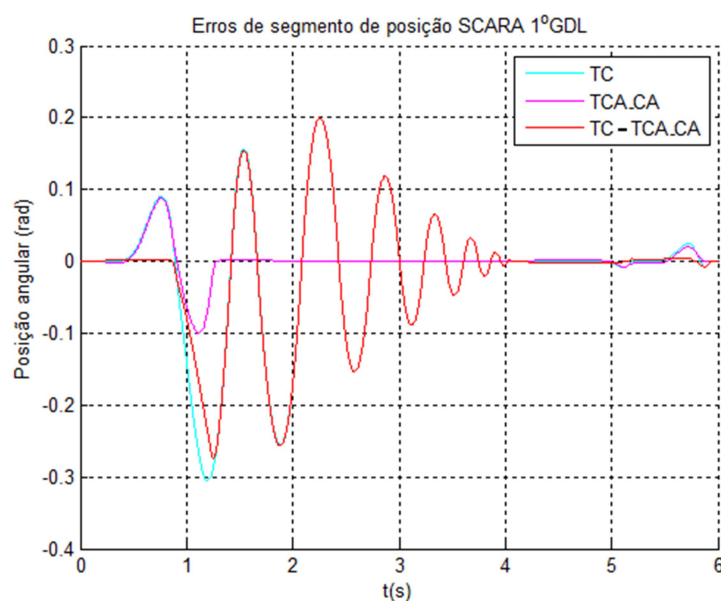


Figura 5.30 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TC com o do TCA_CA para o 1ºGDL.

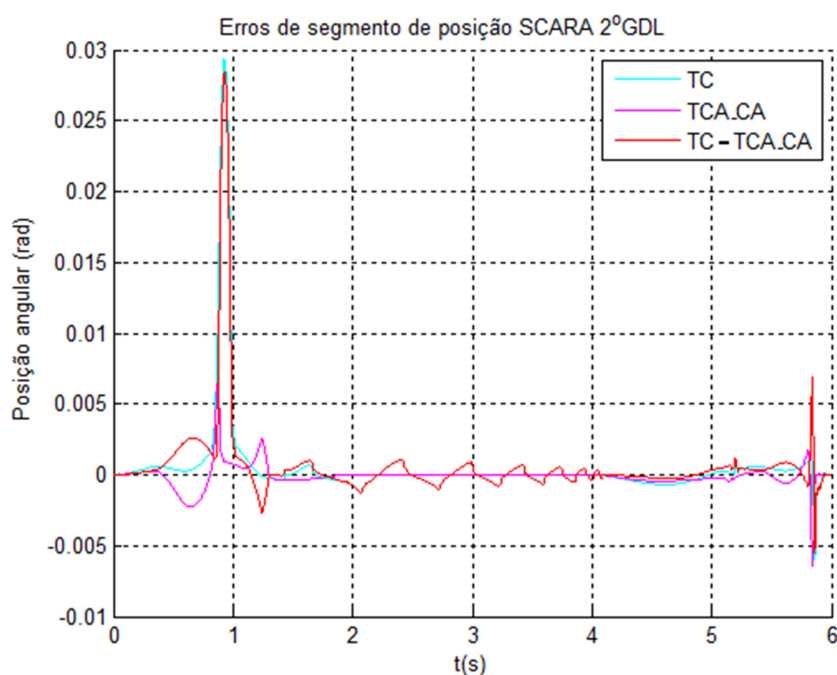


Figura 5.31 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TC com o do TCA_CA para o 2ºGDL.

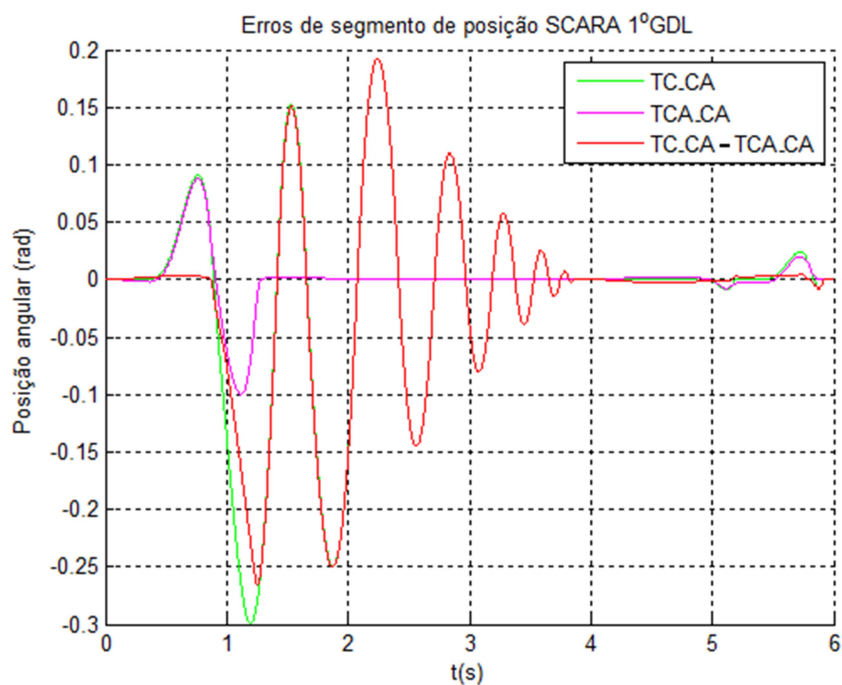


Figura 5.32 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TC_CA com o do TCA_CA para o 1ºGDL.

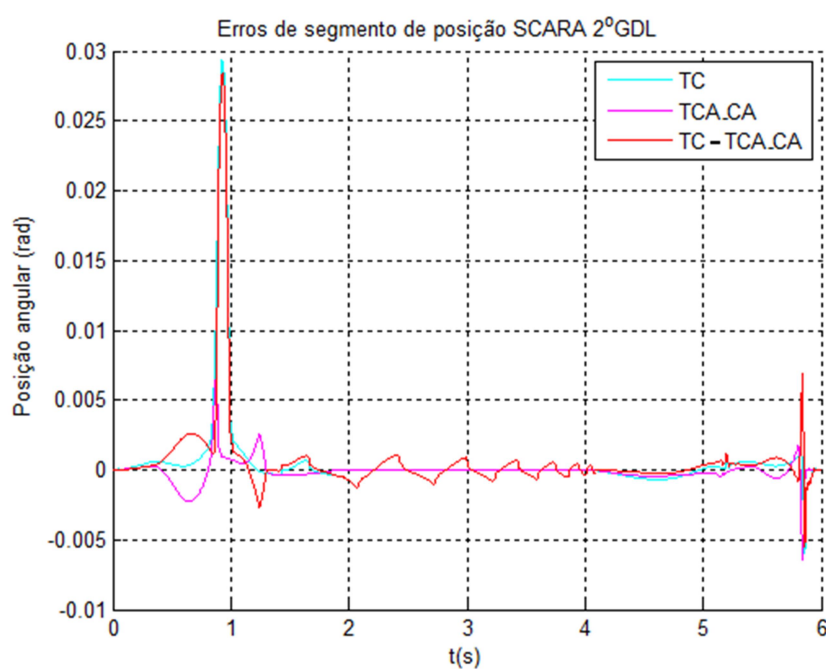


Figura 5.33 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TC_CA com o do TCA_CA para o 2ºGDL.

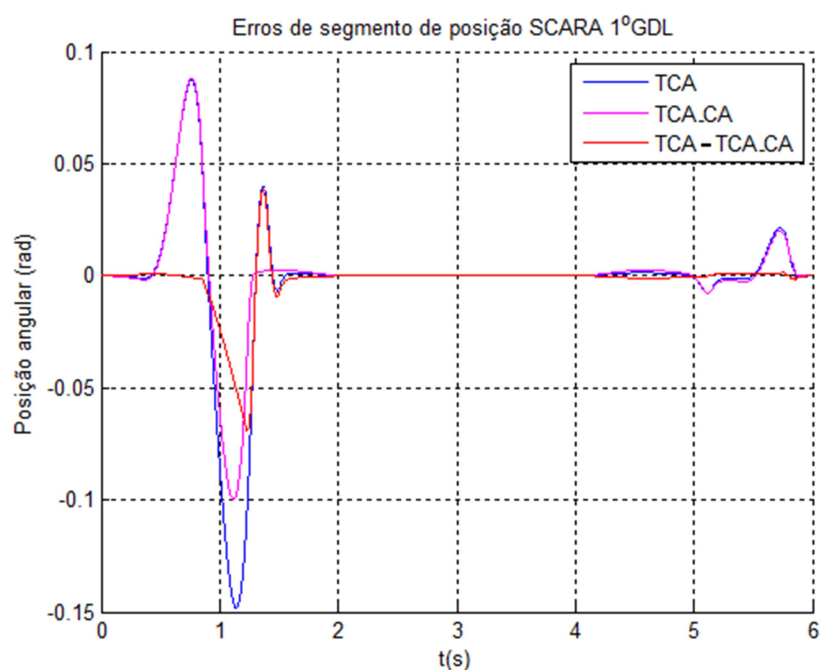


Figura 5.34 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TCA com o do TCA_CA para o 1ºGDL.

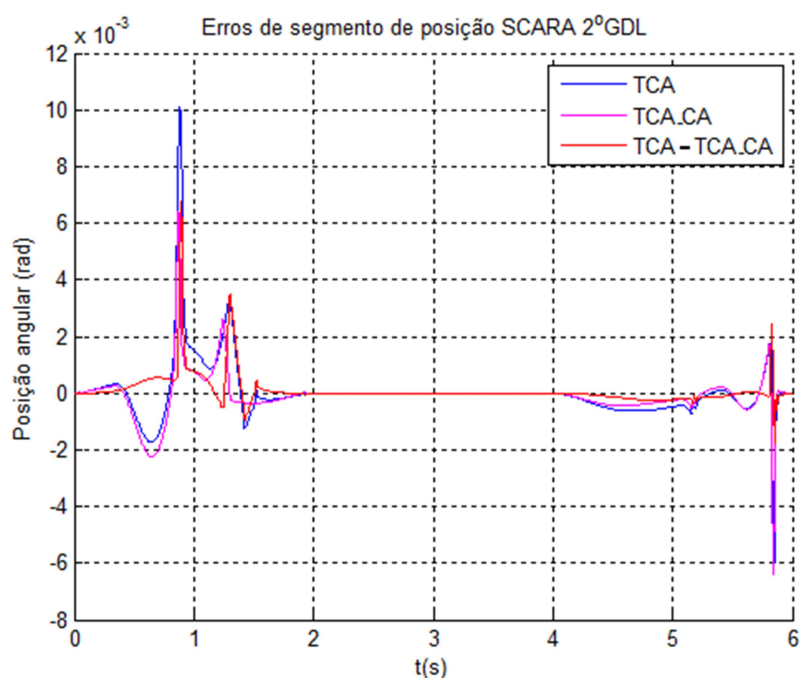


Figura 5.35 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TCA com o do TCA_CA para o 1ºGDL.

Os valores dos erros acumulados e valor RMS referente à Simulação 5.8 estão apresentados na Tabela 5.12, pela qual verifica-se que, no caso da Simulação 5.8, os desempenhos diminuíram em relação às simulações anteriores, em que cada grau de liberdade foi movimentado individualmente. Esses resultados também podem ser observados por meio da Tabela 5.13 que apresenta o percentual de redução do erro do controlador TCA_CA em relação aos erros dos demais controladores nos dois graus de liberdade, referente à Simulação 5.8.

Tabela 5.12 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores com Parâmetros Alterados.

Controlador	Erro acumulado 1º GDL	Média dos erros RMS 1º GDL	Erro acumulado 2º GDL	Média dos erros RMS 2º GDL
TC	718,0792 rad	0,0984 rad	10,8835 rad	0,0033 rad
TC_CA	675,0167 rad	0,0948 rad	9,9645 rad	0,0031 rad
TCA	141,3268 rad	0,0317 rad	5,5405 rad	0,0011 rad
TCA_CA	106,2845 rad	0,0234 rad	4,2550 rad	$7,86 \cdot 10^{-4}$ rad

Tabela 5.13 – Valores Comparativos da Redução dos Erros de Seguimento de Posição Acumulados e RMS entre o TCA_CA e os Demais Controladores na Simulação 5.8.

Controlador	No erro acumulado do 1º GDL	Na média RMS de erros do 1º GDL	No erro acumulado do 2º GDL	Na média RMS de erros do 2º GDL
TC	85,23 %	76,22 %	60,94 %	76,18 %
TC_CA	84,25 %	75,32 %	57,32 %	74,64 %
TCA	24,78 %	26,18 %	23,28 %	38,54 %

Comparando os resultados apresentados nas tabelas 5.5 e 5.13, verifica-se que os desempenhos se mantêm semelhantes percentualmente com exceção do desempenho com relação ao TCA, sendo percentualmente menor. Todavia, a diferença nominal dos erros acumulados é maior, principalmente no primeiro GDL, quando os parâmetros dos controladores são alterados para que o robô execute o seguimento de trajetória na situação de carga máxima, de 3 kg. O TCA_CA apresenta resultados melhores que os demais controladores implantados em todas as simulações. Comparando o TCA_CA o TCA, no erro acumulado obteve-se reduções que variaram de 24,8% a 79,3%. Já, na comparação do TC_CA com seu antecessor, o TC, a redução de erros variou de 6% a 9,2%, aproximadamente.

Desta forma, através de todos os resultados apresentados, verifica-se que o algoritmo de controle por Torque Computado com Compensação explícita de Atrito aplicado ao problema de seguimento de trajetória, apresenta os menores erros tanto RMS quanto de valores acumulados ao longo da trajetória quando comparado com as demais metodologias de controle abordadas no presente trabalho.

5.4 Discussões

Os resultados obtidos nas simulações demonstram que, em uma situação ideal, quando os parâmetros de massa, comprimento de elos, centro de massa e momento de inércia de cada grau de liberdade do manipulador são iguais aos dos controladores, o TCA_CA consegue reduzir, com relação ao TCA, o erro acumulado em um percentual de 79,71% para o 1º GDL e 91,76% para o 2º GDL, quando os graus de liberdade são movimentados individualmente. Já, quando os dois graus de liberdade são movimentados simultaneamente, essa redução

diminui, mas é 81% em média. Em uma situação mais próxima de aplicações reais, quando são introduzidos erros paramétricos na inclusão de uma carga de 3 kg, conforme as simulações 5.6 a 5.8, os resultados também se mostraram satisfatórios, de acordo com os resultados apresentados.

É importante destacar que, nas aplicações reais é geralmente difícil dispor-se de valores dos parâmetros com precisão, os resultados das simulações em que os controladores possuem valores diferentes dos parâmetros do robô, mostraram que o controlador por TCA_CA é relativamente mais efetivo, pois em todas elas os valores de erros totais foram mais reduzidos com relação ao TC do que os demais controladores analisados (em média aproximadamente 19% para o 1º GDL e 36%, para o 2º GDL). No caso de movimento simultâneo em ambos os graus de liberdade, a redução do erro diminuiu para aproximadamente 65% e 47% para o 1º GDL e 2º GDL respectivamente. Mais resultados de simulações em que os controladores possuem valores diferentes dos parâmetros do robô estão apresentados no Apêndice F.

Em relação aos resultados de Sarmanho, 2014, é possível compará-los com os da simulação 5.8 com os valores dos resultados experimentais obtidos pelo autor, visto que é ao que esse tipo de simulação se propõe. Sarmanho, 2014, consegue uma redução na média RMS de erros de 44,95% do TC_CA em relação ao TC no 5º GDL, já no presente trabalho essa redução foi de aproximadamente 59% no 1º GDL e 63% no 2º GDL.

No contexto desse trabalho, a simulação surge como uma ferramenta essencial para estudar e prever evoluções de sistemas complexos, pois o uso dessa ferramenta com o modelo, validado experimentalmente, do robô possibilitou a validação e comparação dos algoritmos de controle fornecendo alta probabilidade de sucesso em plataformas reais.

6 CONCLUSÕES

A principal contribuição do presente trabalho consiste no desenvolvimento de um controlador para robôs manipuladores pneumáticos baseados na metodologia de controle por Torque Computado Adaptativo – TCA, acrescentando a este uma parcela relativa à compensação de atrito, o qual foi denominado de Torque Computado Adaptativo com Compensação explícita de Atrito – TCA_CA. Este controlador foi testado por meio de simulações e sua estabilidade, quando aplicado ao manipulador SCARA, foi comprovada por meio do Método Direto de Lyapunov, permitindo concluir que o principal objetivo do presente trabalho, foi efetivamente atingido.

O TCA_CA, apesar de ser um controlador que se mostra com possibilidade de aplicação no controle de robôs de configuração genérica e com outras tecnologias de atuação além da pneumática, sua aplicação mostra-se mais adequada, por conta da sua característica de compensação de atrito, a sistemas onde este fenômeno resulta em forças e torques de maior significância no desempenho do controle em malha fechada, como é o caso dos sistemas de atuação pneumática.

Assim, para estudo das propriedades do controlador e comprovar sua eficácia, propôs-se sua aplicação, por conta da sua simplicidade, a um robô do tipo SCARA com acionamento pneumático. Um aspecto importante em termos de pesquisa refere-se à aplicação de atuadores pneumáticos rotativos em manipuladores robóticos, a qual, conforme a extensa revisão bibliográfica realizada, é relativamente escassa, o que justificou a dedicação do trabalho a inicialmente desenvolver e validar um modelo matemático para este tipo de atuador, o qual foi utilizado posteriormente para a modelagem do manipulador SCARA. Para validar esse modelo matemático, foi projetado e construído um manipulador robótico do tipo SCARA acionado por três atuadores pneumáticos, sendo dois rotativos nos dois primeiros graus de liberdade e um linear para o terceiro grau de liberdade (com movimento ponto a ponto). O modelo do servoposicionador pneumático rotativo, cujos parâmetros foram determinados experimentalmente empregando a bancada experimental construída, é umas das contribuições do presente trabalho e mostrou-se adequado para as aplicações a que foi proposto.

O projeto e construção do protótipo experimental incluiu dentre outras atividades, a realização do projeto mecânico (e construção) do manipulador e da sua arquitetura de controle, incluindo toda a configuração eletroeletrônica necessária, incluindo sensoramento e

comando das válvulas para sua operação em malha aberta e em malha fechada. A cinemática direta do manipulador foi equacionada por meio dos parâmetros de Denavit-Hartenberg e a sua cinemática inversa foi calculada levando em consideração as duas juntas rotativas do manipulador SCARA. Por sua vez, a modelagem dinâmica do manipulador foi realizada através do método de Euler-Lagrange e a modelagem do atrito por meio do conhecido modelo *LuGre*, que leva em conta diversas propriedades identificadas em testes experimentais realizados em atuadores pneumáticos. É também importante destacar que foi desenvolvido um algoritmo para geração da trajetória desejada e programada uma interface com o usuário. Estes sistemas estão integrados de forma que, juntamente com uma linguagem de programação proprietária também desenvolvida no âmbito do corrente trabalho, além de permitirem realizar os testes dos algoritmos de controle em simulação, mostram-se também apropriados para a futura aplicação em malha fechada dos controladores no aparato experimental.

Importantes conceitos e técnicas de controle já utilizados em servoposicionadores pneumáticos foram estudados e avaliados ao longo do presente trabalho a fim de contribuir para o desenvolvimento do projeto do controlador do manipulador SCARA pneumático.

O modelo matemático desenvolvido, além de ser utilizado para apoiar o desenvolvimento teórico do controlador TCA_CA, foi aplicado para a realização de simulações que permitiram a comparação do seu desempenho com os de controladores de robôs pneumáticos desenvolvidos por outros autores (controle por Torque Computado TC e Torque Computado Adaptativo TCA – McDonnel, 1996; e Torque Computado com Compensação do Atrito TCA_CA - Sarmanho, 2014).

Avaliando-se os controladores testados, considerando a hipótese de que todos os parâmetros do robô são conhecidos, incluindo os parâmetros nominais e o comportamento do atrito, verificou-se por meio dos resultados de simulações o tradicional controle por Torque Computado apresenta resultados com desempenho relativamente limitado para o problema de seguimento de trajetórias quando comparado aos demais controladores estudados. A versão que inclui a compensação de atrito, TC_CA, apresentou resultado mais adequado do que o TC, da mesma forma que a estratégia de controle adaptativo, TCA, a qual, por sua natureza, apresenta também a propriedade intrínseca de também compensar efeitos do atrito, visto que sua lei de adaptação tende a diminuir os erros de seguimento alterando os ganhos também em função dos seus efeitos. Por fim, verificou-se que a composição do efeito de compensação de

atrito com a capacidade de adaptação dos parâmetros geométricos e inerciais (TCA_CA) forneceu os melhores resultados em todas as análises executadas, independente do perfeito conhecimento ou não dos valores dos parâmetros.

Na situação em que os parâmetros do robô não são conhecidos com precisão ou se alteraram com o passar do tempo e do uso do manipulador, todos os controladores obtiveram resultados inferiores com relação aos casos em que os parâmetros são perfeitamente conhecidos, sendo, todavia, o resultado associado ao controlador proposto (TCA_CA) ainda superior aos resultados de todos os demais (mesmo na situação em que estes obtiveram seus melhores resultados, ou seja, com parâmetros iguais aos nominais do modelo do manipulador). Verificou-se que, a exemplo do controlador TC_CA, no caso do controlador TCA_CA, a técnica de observação e compensação do atrito contribuiu significativamente para a redução dos erros de posição (obs. isto não foi peremptoriamente comprovado).

Destaca-se a pequena diferença encontrada entre os resultados da movimentação de todas as juntas simultaneamente em relação aos resultados obtidos movimentando individualmente cada junta. Isto pode ser atribuído às características do controle TC, que garante a convergência da trajetória das juntas do manipulador às trajetórias desejadas, independentemente do acoplamento (ou não) dos graus de liberdade.

Embora o presente trabalho tenha como objetivo principal o desenvolvimento de um controlador e da sua avaliação através de simulações realizadas nos modelos matemáticos validados através do protótipo desenvolvido, buscou-se também implantar os controladores no manipulador construído para obtenção de resultados experimentais. Essa etapa não foi consolidada (em tempo hábil) por conta de problemas no acoplamento mecânico do eixo do atuador pneumático com a estrutura (viga caixão) do primeiro grau de liberdade que deverá ser futuramente contemplada, juntamente com as atividades apresentadas a seguir.

6.1 Sugestões para Trabalho Futuros

Dadas as importantes contribuições do presente trabalho, algumas atividades poderão ser desenvolvidas futuramente para aprimoramento do mesmo, são elas:

- Quanto ao projeto mecânico, a opção por materiais leves e disponíveis no laboratório, especificamente a utilização do polimérico ABS (Acrilonitrila Butadieno Estireno) não mostrou-se a mais indicada, sofrendo desgaste significativo ao longo do tempo. As

peças produzidas com este material ainda encontram-se funcionais, todavia com sinais de ressecamento, que com o passar do tempo poderá comprometer o funcionamento do sistema mecânico. Verifica-se, portanto, a necessidade futura de substituição das mesmas por outras constituídas de material menos suscetível a efeitos reológicos.

- Estudo mais aprofundado quanto às características de desempenho do manipulador no que tange à movimentação simultânea das juntas, visto que os controladores apresentaram desempenhos diferentes na comparação da movimentação individual de cada grau de liberdade com a movimentação em conjunta dos dois graus de liberdade.
- Estudo mais detalhado para verificar outra forma de aquisição da velocidade, visto que a forma pela qual o bloco de encoder da placa dSPACE® efetua a aquisição se mostrou inadequado para operação em malha fechada, pois incorpora grande ruído numérico nas operações de derivação. Uma das possíveis alternativas é o uso de potenciômetros para leitura de informações que permitam calcular adequadamente a velocidade de rotação.
- Otimização individual dos ganhos para cada controlador a fim avaliar o limite de desempenho dos controladores TCA, TC_CA e TCA_CA.
- Avaliação dos controladores através de experimentos com implementação dos mesmos no manipulador SCARA e comparação com os resultados obtidos experimentalmente com os de simulação.
- Análise da robustez do controlador projetado com o objetivo de verificar se as características dinâmicas e de estabilidade do sistema se mantêm apesar de alteração nos parâmetros da planta e da carga manipulada.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Abry, F., Brun, X., Sesmat, S., Bideaux, E. **Non-linear position control of a pneumatic actuator with closedloop stiffness, and damping tuning.** Proceedings of the European Control Conference, Zurich, Switzerland, pp. 1089-1094, 2013.

Allgayer, R. S. **Desenvolvimento de um Manipulador Robótico Cilíndrico Acionado Pneumaticamente.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, UFRGS, 2011.

Andersen, B. W. **The analysis and Design of Pneumatic Systems.** *John Wiley & Sons Pub., New York, USA*, 1967.

Asada, H. H. **Introduction to Robotics.** Department of Mechanical Engineering, Massachusetts Institute of Technology, 2005.

Asada, H., Slotine, J. J. E. **Robot Analysis and Control.** Wiley, New York, 1986.

Autonics. **Rotary Encoder (Incremental Type) E40 Series.** Disponível em: <<http://www.farnell.com/datasheets/1756233.pdf>> acesso em: mar. 2016a.

Autonics. **Rotary Encoder (Incremental Type) E50S/E50SP Series.** Disponível em: <<http://www.farnell.com/datasheets/1673624.pdf>> acesso em: mar. 2016b.

Barth, E. J., Zhang, J., Goldfarb, M. **Sliding mode approach to PWM-controlled pneumatic systems.** American Control Conference, 2002. Proceedings of the 2002. Vol. 3. IEEE, 2002.

Barth, E. J., Zhang, J., Goldfarb, M. **Control design for relative stability in a PWM-controlled pneumatic system.** Transactions-American Society of Mechanical Engineers Journal of Dynamic Systems Measurement and Control, 125(3), 504-508, 2003.

Beater, P. **Pneumatic drives.** Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007.

Bhatia, P., Thirunarayanan, J., Dave, N. **An expert system-based design of SCARA robot.** Expert Systems With Applications, v. 15, p. 99–109, 1998.

Blagojevic, V. A., Jankovic, P. L. **Advantagens of restoring energy in the execution part of pneumatic system with semi-rotary actuator.** Thermal Science, 20, 2016.

Bobrow, J. E., McDonell B. W. M. **Modeling, identification, and control of a pneumatically actuated, force controllable robot.** IEEE transactions on Robotics and Automation, v. 14, p. 732-742, 1998.

Bollmann, A., Guenther, R. **Posicionadores Hidráulicos e Pneumáticos: Características e Técnicas de Controle.** Anais do 5º Seminário Nacional de Hidráulica e

Pneumática, SENAI/CTAI. Florianópolis, 1997.

Bowns D. E., Ballard R. L. **Digital computation for the analysis of pneumatic actuator systems.** Proc Instn mech Engrs 186: 881–889, 1972.

Cabral, E. L. L., Hunold, M. C. **Modelo Matemático de um Motor Pneumático de Palhetas.** COBEM – XV Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, São Paulo, 1999.

Canudas de Wit, C., Olsson, H., Astrom, K.J., Lischinsky, P. **A New Model for Control Systems with Friction.** IEEE Trans. on Automatic Control, v. 40, p.419-425, 1995.

Chang, H., Lan, C. W., Chen, C. H., Tsung, T. T., Guo, J. B. **Measurement of frictional force characteristics of pneumatic cylinders under dry and lubricated conditions.** Przegląd Elektrotechniczny, v. 88 , p. 261-264, 2012.

Chen, C. T. **Linear System Theory and Design.** Oxford University Press, 1999.

Chen, S. Y., Hung, Y. H., Gong, S. S. **Speed control of vane-type air motor servo system using proportional-integral-derivative-based fuzzy neural network.** International Journal of Fuzzy Systems, v. 18, n. 6, p. 1065-1079, 2016.

Chen, S. Y.; Gong, S. S. **Speed tracking control of pneumatic motor servo systems using observation-based adaptive dynamic sliding-mode control.** Mechanical Systems and Signal Processing, v. 94, p. 111-128, 2017.

Cheng, C., Renn, J. **Improving the Steady-State Response of Full-Digital Pneumatic Motor Speed Control Using Two-Step Current Control Scheme.** Computer, Consumer and Control (IS3C), 2012 International Symposium on. IEEE, p. 573-576, 2012.

Craig, J. J. **Introduction to robotics: mechanics and control.** Upper Saddle River: Pearson Prentice Hall, 2005.

Cukla, A. R. **Arquitetura Microcontrolada Programável Aplicada ao Controle de um Servoposicionador Pneumático.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, UFRGS, 2012.

Cunha, M. A. B. **O Controle em Cascata de um Atuador Hidráulico: Contribuições Teóricas e Experimentais.** Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica), Centro Tecnológico, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis - SC, 2001.

Cunha, M. A. B., Guenther, R., De Pieri, E. R., De Negri, V. J. **Design of cascade controllers for a hydraulic actuator.** In: International Journal of Fluid Power 3 n. 2., p.35-46, 2002.

De Pieri, E. R.; Perondi, E. A.; Guenther, R., Valdiero, A. C. **Cascade controlled pneumatic positioning system with *LuGre* model based friction compensation.** Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, Brasil, v. 28, n.1, p. 48-57, 2006.

Dransfield, P. **On the Dynamic Response Capabilities of Electric, Air, and Hydraulic Motor Powered Servodrives**. Proceedings of the JFPS International Symposium on Fluid Power. The Japan Fluid Power System Society, p. 191-196, 1989.

dSPACE. **DS1104 R&D Controller Board**. disponível em: <[www.dspace.com/en/inc/home.cfm](http://www.dsspace.com/en/inc/home.cfm)>, acesso em: jun. 2016.

Ferreira, G. **Controle PID convencional e GPC adaptativo aplicados em um robô manipulador planar**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal da Paraíba, João Pessoa, 2016.

Festo Corporation. **Festo Catálogo Eletrônico 2015**. Versão Worldwide 9.08 disponível em: <www.festo.com> acesso em: ab. 2016.

Fiegenbaum, A. **Adaptação e implementação de controle em um robô grantry de acionamento pneumático**. Trabalho de conclusão de curso (Bacharel em Engenharia Mecânica), Curso de Engenharia Mecânica, Universidade Regional do Noroeste do Estado do Rio Grande do Sul – UNIJUÍ, 2016.

Fox, R. W.; Pritchard, P. J.; McDonald, A. T. **Introdução À Mecânica Dos Fluidos**. Grupo Gen-LTC, 2014.

Franklin, G. F., Powell, J. D., Emami-Naeini, A. **Feedback Control of Dynamic System**. Pearson Prentice Hall, 2006.

Frasson, M. **Projeto de um Robô Cartesiano com Acionamento Pneumático**. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - UFRGS, 2007.

Gervini, V. I. **Modelagem e controle de um servoposicionador pneumático via redes neurais**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - UFRGS - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2014.

Gulati, N., Barth, E. J. **Non-linear pressure observer design for pneumatic actuators**. In Proceedings, 2005 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics. IEEE, p. 783-788, 2005.

Hoshino, K., Kawabuchi, I. **Mechanism of humanoid robot arm with 7 DOFs having pneumatic actuators**. IEICE transactions on fundamentals of electronics, communications and computer sciences, v.89, p.3290-3297, 2006.

Hunold, M. C., Cabral, E. L.L. **Projeto de Controle de um Sistema de Posicionamento Pneumático Rotativo**. COBEM – XVI Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, São Paulo, 2001.

Hwang, Y., Huang, S. **Design FPGA speed controllers for air motor**. Industrial Technology, 2009. ICIT 2009. IEEE International Conference on., p. 1-5, 2009.

International Federation of Robotics, **IFR press release, 2017: IFR forecast: 1.7 million new robots to transform the world's factories by 2020.** < <https://ifr.org/ifr-press-releases/news/ifr-forecast-1.7-million-new-robots-to-transform-the-worlds-factories-by-20>>acesso em: out. 2017.

Izquierdo, R. C., Cukla, A. R., Lorini, F. J., Perondi, E. A., Missiaggia, L. **Path Planning Applied to a Cylindrical Manipulator Considering Deviation Obstacles Based on Firefly Metaheuristic Algorithm (FMA).** ABCM International Congress of Mechanical Engineering, Rio de Janeiro, 2015.

Jain, R. **The art of computer systems performance analysis: techniques for experimental design, measurement, simulation, and modeling.** John Wiley & Sons, 1990.

Jebar H. S., Lichtarowicz A., Roylance T. F. **Thermodynamic analysis of charging processes.** Proc 4th BHRA Fluid Power Symp, Sheffield, pp 1–17, 1975.

Jha, A. K., Dutta, A. K., Saha, J. **Feedback Control System of SCORA-ER14 Robot in SIMULINK Platform.** Feedback, v. 1, 2014.

Karabegovic, I. **Comparative analysis of automation of production process with industrial robots in Asia/Australia and Europe.** Int. J. Hum. Capital Urban Manage, v. 2, p. 1, 2017.

Kunz, G. O. **Desenvolvimento de uma arquitetura programável de controle em tempo real para um servoposicionador pneumático.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, UFRGS, 2006.

Lewis, F. L., Dawson, D. M., Abdallah, C.T. **Control of robot manipulators.** Prentice Hall PTR, 1993.

Liu, C., Chien C. C., Slotine, J. J. **Adaptive Jacobian PID regulation for robots with uncertain kinematics and actuator model.** IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, p.3044-3049, 2006.

Mao, X. T., Yang, Q. J., Wu, J. J., Bao, G. **Control strategy for pneumatic rotary position servo systems based on feed forward compensation pole-placement self-tuning method.** Journal of Central South University of Technology, 16(4), 608-613, 2009.

Marumo R., Tokhi M.O. **Modelling and Control of a Pneumatic Motor Using Neural Networks.** IEE The first African Control Conference, 2003.

Marumo R., Tokhi M.O. **Neural-model reference control of an air motor.** 7th AFRICON Conference in Africa. IEEE, v.1, p. 467-472, 2004.

Marumo R., Tokhi M.O. **Modelling, simulation and proportional integral control of a pneumatic motor.** Engineering Letters, v. 13, n. 2, p. 185-194, 2006.

MathWorks. **Matlab**. disponível em: < <http://www.mathworks.com>>, acesso em: jun.2016.

Mattiazzo, G., Mauro, S., Raparelli, T., Velardocchia, M. **Control of a six-axis pneumatic robot**. Journal of Robotic systems, v.19, p.363-378, 2002.

McDonell, B. W. **Modeling, Identification, and Control of a Pneumatically Actuated Robotic Manipulator**. PhD. Thesis, University of California, Irvine, 1996.

Minamiyama, Y., Kiyota, T., Sugimoto, N. **Positioning of rotary pneumatic actuator by passive dynamic control**. In: System Integration (SII), IEEE/SICE International Symposium on. IEEE, 2012. p. 692-697, 2012.

Minamiyama, Y., Kiyota, T., Sugimoto, N. **Trajectory follow-up control by enclosing control with rotary pneumatic 2-link manipulator**. American Control Conference (ACC). IEEE, 2013. p. 6474-6479, 2013.

Murray, R. M., Li, Z., Sastry, S. S. **A mathematical introduction to robotic manipulation**. CRC press, 1994.

Niku, S. B. **Introdução à robótica: análise, controle, aplicações**. São Paulo, LTC, 2013.

Ogata, K. **Engenharia de Controle Moderno**. Pearson Prentice Hall, São Paulo, 2003.

Olsson, H. **Control Systems with Friction**. Lund Institute of Technology, Lund, Suécia, p. 169, 1996.

Pandian, S. R., Hayakawa, Y., Ieda, K., Kamoyama, Y., Kawamura, S. **Modeling and control of a pneumatic rotary actuator**. Workshop Power Transmission and Motion Control, U.K., 1998.

Pandian, S. R., Takemura, F., Hayakawa, Y., Kawamura, S. **Control performance of an air motor: Can air motors replace electric motors?** Conf. Robotics and Automation. IEEE, v.1, p. 518-524, 1999.

Perondi, E. A. **Controle Não-Linear em Cascata de um Servoposicionador Pneumático com Compensação do Atrito**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Centro Tecnológico, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis - SC, 2002.

Perondi, E. A., Guenther, R. **Controle com compensação de atrito de um servoposicionador Pneumático**. Anais do IV Congresso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica, Chile, 1999.

Perondi, E. A., Suzuki, R. M., Sobczyk, M. R. **Feedback Linearization Control Applied to a Pneumatic Actuator System**. XVIII Congresso Brasileiro de Automática (CBA 2010), Bonito, MS, 2010.

Rijo, M. G. Q. **Desenvolvimento da Base e Controle do Grau de Liberdade Rotacional de um Robô Cilíndrico com Acionamento Pneumático**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - UFRGS - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2013.

Romano, V. F. **Robótica Industrial: Aplicação na Indústria de Manufatura e de Processos**. Edgard Blucher, São Paulo, 2002.

Safak, C., Topuz, V., Baba, A. F. **Pneumatic motor speed control by trajectory tracking fuzzy logic controller**. Sadhana, v. 35, p. 75-86, 2010.

Saravanakumar, D.; Mohan, B.; Muthuramalingam, T. **A review on recent research trends in servo pneumatic positioning systems**. Precision Engineering, v. 49, p. 481-492, 2017.

Sarmanho, C. A. C. **Desenvolvimento de um Robô Pneumático de 5 Graus de Liberdade com Controlador Não Linear com Compensação de Atrito**. Tese de Doutorado. Tese de Doutorado-Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2014.

Sciavicco, L., Siciliano, B. **Modeling and Control of Robot Manipulator**. New York: McGraw-Hill, 2000.

Shigley, J. E., Uicker, J. J. **Theory of Machines and Mechanisms**. London, McGraw-Hill, 1995.

Siciliano, B. **Control problems in robotics and automation**. Springer, pp. 2-3, 1998.

Siciliano, B., Sciavicco, L., Villani, L., et al. **Robotics Modelling, Planning and Control**. Springer Science & Business Media, 2010.

Slotine, J. J. **Putting physics in control-the example of robotics**. IEEE Control Systems Magazine, v. 8, p. 12-18, 1988.

Slotine, J. J., Li, W. **Adaptive manipulator control: a case study**. IEEE Trans. Automatic Control, New York, v.33, p. 995-1003, 1988.

Slotine, J. J., Li, W. **Applied nonlinear control**. Englewood Cliffs: Prentice Hall International, 1991.

Sobczyk S., M. R. **O controle em cascata e a estrutura variável de um servoposicionador pneumático**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - UFRGS-Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2005.

Sobczyk S., M. R. **Controle em cascata e a estrutura variável com adaptação de parâmetros e compensação de atrito de um servoposicionador pneumático**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - UFRGS - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2009.

Sobczyk S., M. R., Suzuki, R. M., Sarmanho Jr., C. A. C., Perondi, E. A. **Friction Compensating Feedback Linearization Control Applied to a Pneumatic Servo System.** Applied Mechanics and Materials, v. 536, p. 219-224, 2014.

Spong, M. W., Ortega, R. **On adaptive inverse dynamics control of rigid robots.** IEEE Transactions on Automatic Control, v. 35, n. 1, p. 92-95, 1990.

Spong, M. W., Hutchinson, S., Vidyasagar, M. **Robot modeling and control.** New York: Wiley, 2006.

Spong, M. W., Vidyasagar, M. **Robot Dynamics and Control.** John Wiley & Sons, Inc., 1989.

Suzuki, R. M. **Controle baseado em linearização por realimentação dos estados aplicado a um servoposicionador pneumático.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - UFRGS - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2010.

Tokhi, M. O., Reynolds, I. N., Brisland, M. **Real-time control of air motors using a pneumatic H-bridge.** Control Engineering Practice, v. 9, p. 449-457, 2001.

Tokhi, M. O., Reynolds, I. N., Brisland, M. **Real-time control of a radial piston air motor.** Conference Proceedings 15th Triennial World Congress, IFAC Proceedings Volumes, v. 35, p. 385-390, 2002.

Valdiero, A. C. **Controle de Robôs Hidráulicos com Compensação de Atrito.** Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis - SC, 2005.

Valdiero, A. C., Ritter, C. S., Rios, C. F., Rafikov, M. **Nonlinear mathematical modeling in pneumatic servo position applications.** Mathematical Problems in Engineering, v. 2011, 2011.

Vidyasagar, M. **Nonlinear systems analysis.** Prentice Hall, New Jersey, 1994.

Vieira, A. D. **Análise Teórico Experimental de Servoposicionadores Lineares Pneumáticos** Dissertação de mestrado, Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, 1998.

Virvalo, T. **Modeling and Design of a Pneumatic Servo System.** Power international, U.K., p. 141-147, 1989.

Virvalo, T. **Modeling and Design of a Pneumatic Position Servo System Realized with Commercial Components.** PhD Thesis, Tampere, Finland, 1995.

Wang, J., Lou, X., Yang, L., Shpanin, L. M., Jia, N., Mangan, S., Derby, J. W. **Mathematical Modeling Study of Scroll Air Motors and Energy Efficiency Analysis—Part II.** IEEE Asme Transactions On Mechatronics, v.16, 2011a.

Wang, J., Lou, X., Yang, L., Shpanin, L. M., Mangan, S., Derby, J. W. **Mathematical Modeling Study of Scroll Air Motors and Energy Efficiency Analysis—Part I.** IEEE Asme Transactions On Mechatronics, v.16, 2011b.

Wang, J., Pu, J., Moore P. R., Zhang, Z. **Modelling study and servo-control air motor systems.** International Journal Control, v.71, p.459-476, 1998.

Wang, X., Peng, G. **Modeling and control for pneumatic manipulator based on dynamic neural network.** Systems, Man and Cybernetics, 2003. IEEE International Conference on. v.3, p. 2231-2236, 2003.

Wang, X., Sun, J., Li, G. **Finite-time composite position control for a disturbed pneumatic servo system.** Mathematical Problems in Engineering, v. 2016, 2016.

Westerlund, L. **The extended arm of man: a history of industrial robot.** Informationsförlaget, 2000.

Wika. **High-quality pressure transmitter for general industrial applications Model S-10.** Disponível em: <[http://www.wika.us/upload/DS PE S 10 en us 16325.pdf](http://www.wika.us/upload/DS%20PE%20S%2010%20en%20us%2016325.pdf)> acesso em: mar. 2016.

Zhang, Y., Nishi, A. **Low-pressure air motor for wall-climbing robot actuation.** Mechatronics, v. 13, p. 377-392, 2003.

APÊNDICE A – Modelagem do manipulador SCARA

Na maioria das aplicações industriais, a programação de tarefas de robôs é realizada através do movimento individual de cada junta. Desta maneira, sua trajetória é definida através de um conjunto de coordenadas associadas ao movimento de cada grau de liberdade do robô, as quais, através de um algoritmo de controle, servem como sinal de referência de posição de cada junta robótica para efetuar o movimento desejado.

Lembrando que um manipulador robótico é um sistema formado por um conjunto de corpos interligados por juntas que devem ser comandadas por atuadores, pode-se afirmar que são as juntas que permitem o comando da estrutura, fazendo-a seguir uma trajetória no espaço operacional (cartesiano) com uma dada velocidade e aceleração, e, em certos casos, interagir com o meio ambiente.

Como um robô é controlado através de suas variáveis de junta, a realização do controle de um robô em relação ao sistema de coordenadas cartesianas implica na necessidade de desenvolvimento de metodologias para transformação de coordenadas entre o espaço das juntas e o espaço operacional, pois os manipuladores são usualmente controlados no espaço das juntas, enquanto que o planejamento e a definição das trajetórias são, normalmente, efetuados no espaço operacional. Assim, métodos eficientes de transformação entre os dois espaços assumem um papel relevante [Murray et al., 1994].

Neste contexto, é essencial o conhecimento dos modelos cinemáticos de posição e diferencial. O primeiro é representado matematicamente por um conjunto de equações algébricas não lineares que permitem determinar as relações existentes entre a posição das juntas e a posição do efetuador. O segundo é representado matematicamente por um sistema de equações lineares que permite relacionar as velocidades das juntas do manipulador.

Segundo Spong et al., 2006, a cinemática de um robô manipulador consiste no estudo do conjunto de relações entre as posições dos elos, orientação do seu efetuador e da velocidade linear e angular de suas juntas. Os autores definem duas classificações: a cinemática direta e a cinemática inversa. O equacionamento da cinemática direta é utilizado para determinação da posição do efetuador no espaço em função de parâmetros de junta. Já, a cinemática inversa permite obter a configuração das juntas a partir do conhecimento da posição do efetuador. A solução da cinemática inversa no caso de um manipulador SCARA apresenta dois resultados para uma mesma posição do efetuador.

Um problema que pode aparecer neste processo consiste na existência de configurações singulares, nas quais é impossível inverter a matriz jacobiana. Assim, para contornar singularidades, é possível estabelecer algum tipo de medida da distância às mesmas de forma a contornar as regiões onde as singularidades possam ocorrer. Elipsóides de Manipulabilidade são utilizados para medir a capacidade que o robô possui de manipular objetos em direções especificadas. Como, quanto mais próximo de uma singularidade, menor a capacidade de manipulação do robô, estes elipsóides também fornecem uma medida da distância a configurações singulares [Siciliano et al., 2010].

A partir da cinemática direta e do conhecimento das características inerciais e de amortecimento do sistema, é possível obter-se um modelo que representa o comportamento dinâmico do manipulador. Esse modelo desempenha um papel preponderante na simulação do movimento, na análise da estrutura do manipulador e no projeto dos algoritmos de controle. Ele fornece uma descrição da relação entre as forças envolvidas (forças e torques) aplicadas nas juntas e o movimento do manipulador.

A modelagem dinâmica de manipuladores de estruturas seriais é, atualmente, um tema consolidado, sendo que o principal foco das pesquisas tem sido tornar os modelos computacionalmente mais eficientes, sobretudo na perspectiva da sua inclusão em algoritmos de controle em tempo real.

A necessidade de estudar o comportamento dinâmico de um manipulador aumenta com a complexidade e com as exigências das tarefas do mesmo. O modelo dinâmico assume uma importância fundamental na simulação e no controle do sistema, visto que, para o controle, é necessário conhecer as forças de comando a serem aplicadas pelos atuadores para que o efetuador siga a trajetória desejada; e, para simulação, é importante saber como será a reação do mecanismo quando sujeito a uma determinada força de comando, ou seja, interessa conhecer a variação da posição, da velocidade e da aceleração do efetuador em função do vetor de forças aplicadas pelos atuadores.

Dentre os formalismos matemáticos para descrição destas equações, os mais utilizados são Lagrange e Newton-Euler. Conforme Asada, 2005, o método de Newton-Euler descreve o comportamento de um sistema mecânico através das forças e momentos aplicados nos corpos que o constituem. A dinâmica de um corpo rígido é representada por duas equações: a equação de Newton, que descreve a translação do centro de massa do corpo, e a equação de Euler, que descreve a rotação do corpo em relação ao seu centro de massa [Craig, 2005].

Craig, 2005, e Asada, 2005, afirmam também que o método de Lagrange descreve a dinâmica de um sistema mecânico a partir dos conceitos de trabalho e energia. Mais precisamente, a equação de Lagrange é função de uma quantidade escalar - o Lagrangeano (diferença entre as energias cinética e potencial), determinado em função de um conjunto de coordenadas generalizadas. O método de Lagrange permite obter de forma sistemática as equações de movimento de qualquer sistema mecânico.

A cinemática de um robô manipulador consiste no estudo da posição e velocidade do seu efetuador e de suas juntas. O estudo da posição abrange também a orientação do efetuador, enquanto que a velocidade abrange tanto o estudo da velocidade linear (ou de translação) quanto da angular. Pode-se distinguir dois tipos de cinemática: a direta e a inversa. Na cinemática direta, deseja-se obter a posição e orientação espacial do efetuador para uma dada configuração de juntas. A cinemática inversa, consiste em encontrar os valores para as variáveis de junta a partir da posição e da orientação desejadas para o efetuador. Podem ocorrer situações onde é possível encontrar múltiplas soluções, infinitas soluções ou até casos onde não existe solução.

A.1 Cinemática Direta

Conforme Sciavicco e Siciliano, 2000, o problema da cinemática direta em um robô consiste em determinar a posição e orientação do efetuador a partir da análise das configurações das juntas que compõem o braço robótico. Segundo Spong e Vidyasagar, 1989, a posição e orientação dos elos que compõem um robô manipulador podem ser determinadas através do uso de sistemas de coordenadas convenientemente escolhidos e fixados aos mesmos.

No presente trabalho, o equacionamento da cinemática direta, utilizado para determinação da posição do efetuador no espaço em função de parâmetros de junta, é baseado na aplicação do método de Denavit Hartenberg [Spong et al., 2006]. Para tanto, identificam-se inicialmente os três sistemas de coordenadas cartesianas, conforme ilustra a Figura A.1.

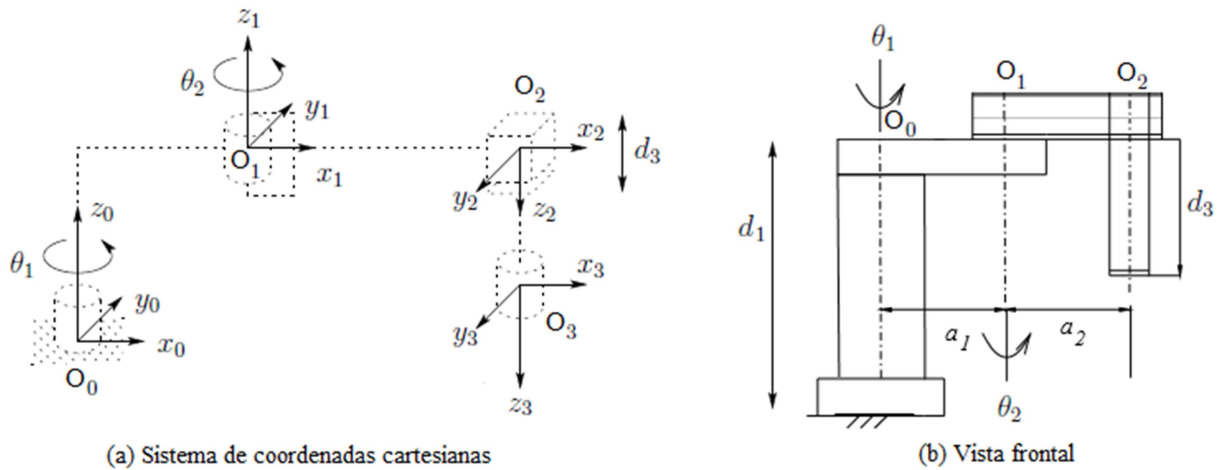


Figura A.1 – Coordenadas robô SCARA. [Adaptado de Spong et al., 2006]

O equacionamento resultante da aplicação do método de Denavit Hartenberg relaciona cada um dos quatro sistemas de coordenadas O_n da Figura A.1 através de matrizes de transformação, onde cada matriz, denominada A , relaciona o sistema de coordenadas O_n com O_{n+1} , contendo informações de orientação e deslocamento relativo entre os mesmos, como ilustra a Equação (A.1):

$$A_n^{n+1} = \begin{bmatrix} \mathbf{rot} = \begin{bmatrix} r_{xx} & r_{yx} & r_{zx} \\ r_{xy} & r_{yy} & r_{zy} \\ r_{xz} & r_{yz} & r_{zz} \end{bmatrix} & \mathbf{t} = \begin{bmatrix} \Delta_x \\ \Delta_y \\ \Delta_z \end{bmatrix} \\ [0 & 0 & 0] & 1 \end{bmatrix}. \quad (\text{A.1})$$

A matriz da Equação (A.1) é formada pela matriz \mathbf{rot} , a qual descreve a rotação relativa e o pelo vetor \mathbf{t} , o qual descreve o deslocamento relativo de um elo com referência à junta anterior a partir da base. Desta forma, desenvolvem-se as três matrizes apresentadas nas equações (A.2) a (A.4) as quais relacionam cada junta do robô SCARA com a junta posterior a partir da base:

$$A_0^1 = \begin{bmatrix} \cos\theta_1 & -\sin\theta_1 & 0 & a_1\cos\theta_1 \\ \sin\theta_1 & \cos\theta_1 & 0 & a_1\sin\theta_1 \\ 0 & 0 & 1 & d_1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (\text{A.2})$$

$$\mathbf{A}_1^2 = \begin{bmatrix} -\cos\theta_2 & -\sin\theta_2 & 0 & a_2\cos\theta_2 \\ -\sin\theta_2 & \cos\theta_2 & 0 & a_2\sin\theta_2 \\ 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (\text{A.3})$$

$$\mathbf{A}_2^3 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & d_3 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (\text{A.4})$$

As três matrizes multiplicadas resultam na Equação (A.5), a qual relaciona todas as juntas, isto é $\mathbf{A}_0^3 = \mathbf{A}_0^1 \mathbf{A}_1^2 \mathbf{A}_2^3$:

$$\mathbf{A}_0^3 = \begin{bmatrix} -\cos(\theta_1 + \theta_2) & \sin(\theta_1 + \theta_2) & 0 & a_2\cos(\theta_1 + \theta_2) + a_1\cos(\theta_1) \\ -\sin(\theta_1 + \theta_2) & \cos(\theta_1 + \theta_2) & 0 & a_2\sin(\theta_1 + \theta_2) + a_1\sin(\theta_1) \\ 0 & 0 & -1 & d_1 - d_3 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (\text{A.5})$$

A partir da matriz \mathbf{A}_0^3 , é possível isolar as equações que representam a posição e orientação do efetuador, ilustradas pelas equações (A.6) a (A.8):

$$x = a_2\cos(\theta_1 + \theta_2) + a_1\cos(\theta_1), \quad (\text{A.6})$$

$$y = a_2\sin(\theta_1 + \theta_2) + a_1\sin(\theta_1), \quad (\text{A.7})$$

$$z = d_1 - d_3. \quad (\text{A.8})$$

A.2 Cinemática Inversa

De acordo com Spong e Vidyasagar, 1989, o procedimento de obtenção de uma representação através da cinemática inversa consiste em encontrar os valores para as variáveis de junta a partir da posição e da orientação desejadas para o efetuador. Em robôs seriais, o problema da cinemática inversa de robôs resulta geralmente em um equacionamento mais complexo do que o da cinemática direta, pois normalmente necessita da solução de equações não lineares, sendo que estas nem sempre possibilitam encontrar uma solução única [Sciavicco e Siciliano, 2000]. Podem ainda ocorrer situações onde é possível encontrar

múltiplas soluções, infinitas soluções ou até casos onde não existe solução.

Além disso, a solução geralmente não pode ser obtida através de multiplicações matriciais sistemáticas como na cinemática direta. No entanto, como a configuração do manipulador SCARA é relativamente simples, é possível dividir o problema em duas partes: a primeira consiste no equacionamento da cinemática inversa da posição, enquanto que a segunda consiste no equacionamento da cinemática inversa da orientação, o que, segundo Spong et al., 2006, através da lei dos cossenos permite obter as equações (A.9) a (A.11):

$$\theta_1 = \arctan\left(\frac{y}{x}\right) - \arctan\left(\frac{a_2 \sin(\theta_2)}{a_1 + a_2 \cos(\theta_2)}\right), \quad (\text{A.9})$$

$$\theta_2 = \arccos\left(\frac{x^2 + y^2 - a_1^2 - a_2^2}{2a_1 a_2}\right), \quad (\text{A.10})$$

$$p = d_1 - d_3. \quad (\text{A.11})$$

A.3 Cinemática Diferencial

Nos estudos de cinemática direta e inversa são abordadas as relações entre coordenadas no espaço operacional e no espaço de juntas de um sistema robótico. Todavia, essas relações não fornecem diretamente informações sobre as características do movimento do manipulador, isto é, das relações entre as evoluções temporais das coordenadas nos dois espaços. Desta forma, um importante problema cinemático associado ao movimento do robô é o mapeamento de velocidades entre espaço cartesiano e espaço de juntas.

Este problema pode ser descrito matematicamente através de uma matriz que incorpora importantes informações sobre o comportamento do robô, a qual é denominada Matriz Jacobiana, J . Para tanto, parte-se da matriz da cinemática direta já definida na seção A.1 pelas equações (A.6) a (A.8) de posição, as quais, após derivadas no tempo, resultam:

$$\dot{x} = -l_1 \sin(\theta_1) \dot{\theta}_1 - l_2 \sin(\theta_1 - 1 + \theta_2) (\dot{\theta}_1 + \dot{\theta}_2), \quad (\text{A.12})$$

$$\dot{y} = l_1 \cos(\theta_1) \dot{\theta}_1 - l_2 \cos(\theta_1 + \theta_2) (\dot{\theta}_1 + \dot{\theta}_2), \quad (\text{A.13})$$

$$\dot{z} = -\dot{p}. \quad (\text{A.14})$$

Conforme Spong et al., 2006, esse sistema pode ser descrito através da forma matricial por meio da Equação (A.15):

$$\dot{\mathbf{t}} = \begin{bmatrix} -l_1 \sin(\theta_1) - l_2 \sin(\theta_1 + \theta_2) & -l_2 \sin(\theta_1 + \theta_2) & 0 \\ l_1 \cos(\theta_1) + l_2 \cos(\theta_1 + \theta_2) & l_2 \cos(\theta_1 + \theta_2) & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{bmatrix} \dot{\boldsymbol{\theta}} = \mathbf{J} \dot{\boldsymbol{\theta}}, \quad (\text{A.15})$$

onde $\mathbf{t} = [x \ y \ z]^T$ é o vetor de translação, $\boldsymbol{\theta} = [\theta_1 \ \theta_2 \ p]^T$ é o vetor de parâmetros de junta e \mathbf{J} a matriz jacobiana. A determinação das velocidades de junta a partir da velocidade do efetuador é obtida a partir da inversão da matriz jacobiana. A Equação (A.16) expressa essa relação:

$$\mathbf{J}^{-1} = \frac{1}{l_1 l_2 \sin(\theta_2)} \begin{bmatrix} l_2 \cos(\theta_1) + \theta_2 & l_2 \sin(\theta_1) + \theta_2 & 0 \\ -l_1 \cos(\theta_1) + l_2 \cos(\theta_1) + \theta_2 & -l_1 \sin(\theta_1) - l_2 \sin(\theta_1) + \theta_2 & 0 \\ 0 & 0 & -l_1 l_2 \sin(\theta_2) \end{bmatrix} \dot{\boldsymbol{\theta}}. \quad (\text{A.16})$$

A.4 Dinâmica

Além das aplicações usuais em análise de apoio ao projeto e em simulações para avaliação de desempenho de atuadores e do próprio manipulador projetado (mecanismo), as equações dinâmicas são utilizadas no desenvolvimento de controladores baseados em modelos matemáticos.

Na formulação Lagrangeana, o modelo matemático dinâmico é obtido através do equacionamento da energia potencial e cinética de um sistema de coordenadas generalizadas. Esse método, em conjunto com a notação de Denavit-Hartenberg, possui as vantagens de ser formulado sistematicamente. Esta estratégia considera que os elos que compõem a cadeia cinemática aberta são corpos rígidos, ou seja, os efeitos dos deslocamentos elásticos e folgas nos elos são considerados suficientemente pequenos para serem desprezados.

No presente trabalho, a análise dinâmica do manipulador SCARA contempla as massas, centros de massa e momentos de inércia do braço robótico, objeto de estudo do trabalho, cuja representação simplificada é ilustrada por meio da Figura A.2.

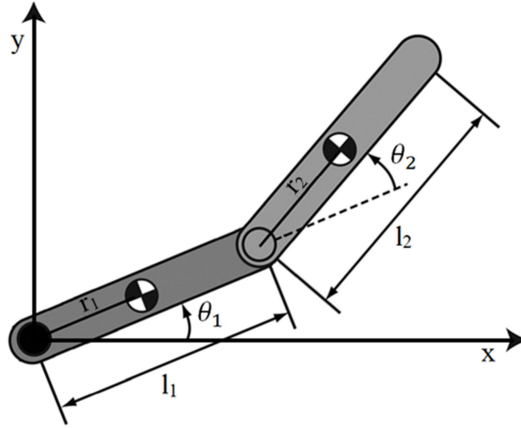


Figura A.2 – Identificação dos parâmetros do manipulador. [Adaptado de Murray et al., 1994]

Para o equacionamento do balanço energético do sistema apresentado na Figura A.2, são determinadas as velocidades lineares e centros de massa de cada elo em relação ao sistema inercial de referência (x, y) , conforme as equações (A.17) a (A.20):

$$\dot{x}_1 = -r_1 \sin(\theta_1) \dot{\theta}_1, \quad (\text{A.17})$$

$$\dot{y}_1 = -r_1 \cos(\theta_1) \dot{\theta}_1, \quad (\text{A.18})$$

$$\dot{x}_2 = -(l_1 \sin(\theta_1) + r_2 \sin(\theta_1 + \theta_2)) \dot{\theta}_1 - r_2 \sin(\theta_1 + \theta_2) \dot{\theta}_2, \quad (\text{A.19})$$

$$\dot{y}_2 = (l_1 \cos(\theta_1) + r_2 \cos(\theta_1 + \theta_2)) \dot{\theta}_1 - r_2 \cos(\theta_1 + \theta_2) \dot{\theta}_2. \quad (\text{A.20})$$

De acordo com Murray, 1994, a totalização da energia cinética T de cada elo pode ser expressa em função do movimento angular somado aos termos de velocidade linear e angular conforme Equação (A.21), onde m_1 e m_2 são as massas dos elos do primeiro e segundo GDL, respectivamente, enquanto que I_1 e I_2 são momentos de inércia de massa com relação aos respectivos centros de massa:

$$T(\theta, \dot{\theta}) = \frac{1}{2} m_1 (\dot{x}_1^2 + \dot{y}_1^2) + \frac{1}{2} I_1 \dot{\theta}_1^2 + \frac{1}{2} m_2 (\dot{x}_2^2 + \dot{y}_2^2) + \frac{1}{2} I_2 (\dot{\theta}_1 + \dot{\theta}_2)^2. \quad (\text{A.21})$$

O balanço energético do sistema pode ser avaliado por intermédio do Lagrangeano L , definido como a diferença entre a energia cinética T do sistema e sua energia potencial U ,

conforme Equação (A.22):

$$L(\theta, \dot{\theta}) = T(\theta, \dot{\theta}) - U(\theta). \quad (\text{A.22})$$

A Equação de Lagrange permite expressar o movimento de um sistema mecânico relacionando seu Lagrangeano com as forças externas atuantes em cada elemento do sistema. O modelo matemático dinâmico no espaço das juntas derivado da aplicação da formulação lagrangeana pode ser expresso em uma forma matricial compacta na forma da Equação (A.23), onde τ é vetor de torques ou forças de atuação nas juntas i do manipulador SCARA:

$$\frac{d}{dt} \frac{\partial L}{\partial \dot{\theta}_1} - \frac{\partial L}{\partial \theta_1} = \tau_i, i = 1, 2. \quad (\text{A.23})$$

Reescrevendo a Equação (A.21) na forma matricial em função dos ângulos das juntas, após simplificações e derivações obtém-se a Equação Matricial Dinâmica do manipulador SCARA objeto de estudo desse trabalho, expressa por meio da Equação (A.24):

$$\begin{bmatrix} A + 2B\cos\theta_2 & C + B\cos\theta_2 \\ C + B\cos\theta_2 & C \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\theta}_1 \\ \ddot{\theta}_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -B\sin(\theta_2)\dot{\theta}_2 & -B\sin\theta_2(\dot{\theta}_1 + \dot{\theta}_2) \\ B\sin(\theta_2)\dot{\theta}_1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \tau_1 \\ \tau_2 \end{bmatrix}, \quad (\text{A.24})$$

onde $A = I_1 + I_2 + m_1 r_1^2 + m_2 (l_1^2 + r_2^2)$, $B = m_2 l_1 r_2$ e $C = I_2 + m_2 r_2^2$.

Os equacionamentos da cinemática direta, inversa, diferencial e da dinâmica (equações (A.6) a (A.11), (A.16) e (A.24)) são utilizados na implantação de um modelo de simulação no Matlab/Simulink[®], o qual auxilia na aplicação e desenvolvimento do controlador elaborado.

APÊNDICE B – Sistema Mecânico do Manipulador

Apresenta-se neste capítulo uma descrição do robô SCARA, abrangendo seus principais componentes, construção mecânica, sistema de atuação, parâmetros dinâmicos e estáticos, capacidade de carga e volume de trabalho. Segundo Frasson, 2007, o desenvolvimento da estrutura mecânica de um robô envolve procedimentos e análises que balizam as escolhas da configuração geométrica e dos sistemas de acionamento e transmissão mecânica que o compõem. No presente estudo, para o projeto da estrutura mecânica, são utilizados dados obtidos a partir de medições diretas, indiretas, além de pesquisas em catálogos dos fabricantes de peças e de elementos mecânicos comerciais.

Como proposição inicial de projeto, o manipulador deve ser capaz de suportar uma carga de 3 kg e possuir uma estrutura auto-sustentável. Além disso, deve permitir a remoção fácil dos atuadores pneumáticos, visando à sua manutenção. Sua estrutura apresenta três graus de liberdade utilizados para o posicionamento do efetuador em relação aos eixos x , y e z . A configuração é do tipo RRP, isto é, duas juntas rotacionais e uma prismática. As duas juntas rotacionais são responsáveis pela movimentação do robô no plano $x - y$, enquanto que a junta prismática realiza o movimento ao longo do eixo z . Este tipo de manipulador é muito utilizado na indústria e geralmente é aplicado para operações de montagem [Spong et al., 2006].

O robô foi projetado utilizando *softwares* específicos para essa tarefa, obtendo-se desenhos e resultados de análises estruturais de carregamento estático e dinâmico a fim de definir os componentes, considerando restrições como custos, disponibilidades de componentes comerciais no mercado nacional e tempos e processos de fabricação. Neste contexto, o presente apêndice aborda inicialmente as características do sistema de atuação, seguido da descrição da estrutura mecânica e dos graus de liberdade do manipulador. Por fim, o volume de trabalho e capacidade de carga são apresentados e discutidos.

B.1 Descrição do sistema de atuação

O manipulador é acionado de forma direta, ou seja, os atuadores são fixados diretamente sobre as juntas não sendo necessários sistemas de transmissão. Essa definição decorre das características dinâmicas dos atuadores pneumáticos, que permitem obter sistemas

mecanicamente mais simples e com poucas partes móveis. Um acionamento de forma indireta requer a utilização de um sistema de transmissão, o qual insere perdas, folgas e incertezas que dificultam significativamente o controle do robô e aumentam as possibilidades de falhas.

Este tipo de acionamento implica em um maior carregamento nas juntas, pois estas também devem suportar os atuadores. Além disso, requer um projeto para fixação das mangueiras do ar comprimido para alimentação dos atuadores pneumáticos e fixação de cabos de sinais e alimentação dos encoders e sensores que irão estender-se ao longo da estrutura mecânica do manipulador.

Os atuadores rotacionais pneumáticos selecionados, responsáveis pelo acionamento do primeiro e do segundo GDL do robô, possuem curso de 270 graus, constituindo produtos comerciais do fabricante Festo[®], modelo DSM-25-270-P-A-B, conforme ilustra a Figura B.1.

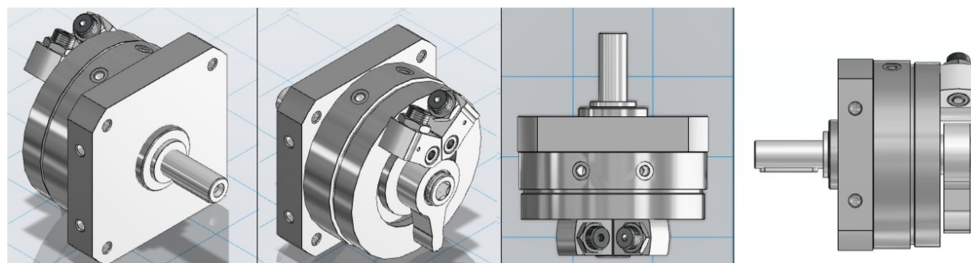


Figura B.1 – Vistas do atuador rotativo DSM-25-270-P-A-B. [Adaptado de Festo Corporation, 2016]

Os atuadores não possuem dispositivos para medição de deslocamento, tendo-se optado pela utilização de encoders acoplados aos eixos dos mesmos, os quais estão diretamente relacionados aos movimentos de rotação das juntas e, conseqüentemente, dos elos do robô. As principais características técnicas dos atuadores estão descritas na Tabela B.1 e o momento de inércia no gráfico da Figura (B.2).

Tabela B.1 – Dados Técnicos dos Atuadores Rotacionais. [Fonte: adaptado de Festo Corporation, 2016]

Propriedade	Grandeza	
Ângulo Máximo de operação	270	Graus
Massa	0,7	Kg
Máxima Frequência de Operação	2	Hz
Pressão de Trabalho	1,5-10	Bar
Torque a 6 bar	5	Nm

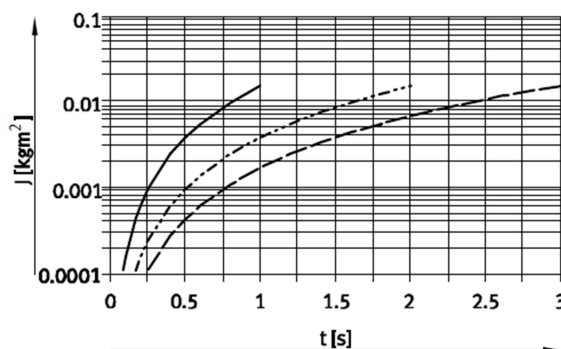


Figura B.2 – Máximo momento de inércia de massa permitido. [Fonte: adaptado de Festo Corporation, 2016]

De acordo com a Tabela B.1, o atuador alcança ângulos ajustáveis de 0 a 270 graus e possui amortecimento com parada fixa ajustável manualmente. A uma pressão de suprimento de 6 bar, apresenta capacidade de torque de 5 Nm. Seu princípio de funcionamento é simples, pois possui duas câmaras isoladas entre si por meio uma aleta giratória. Ao aplicar uma diferença de pressão entre as câmaras, a aleta tende a movimentar-se na direção da maior para a menor pressão aplicada. A Figura B.3a mostra a situação em que a câmara do lado esquerdo (Câmara A) apresenta maior pressão em comparação com a câmara do lado direito (Câmara B), fazendo com que a aleta se movimente no sentido anti-horário. O movimento contrário é apresentado na Figura B.3b.

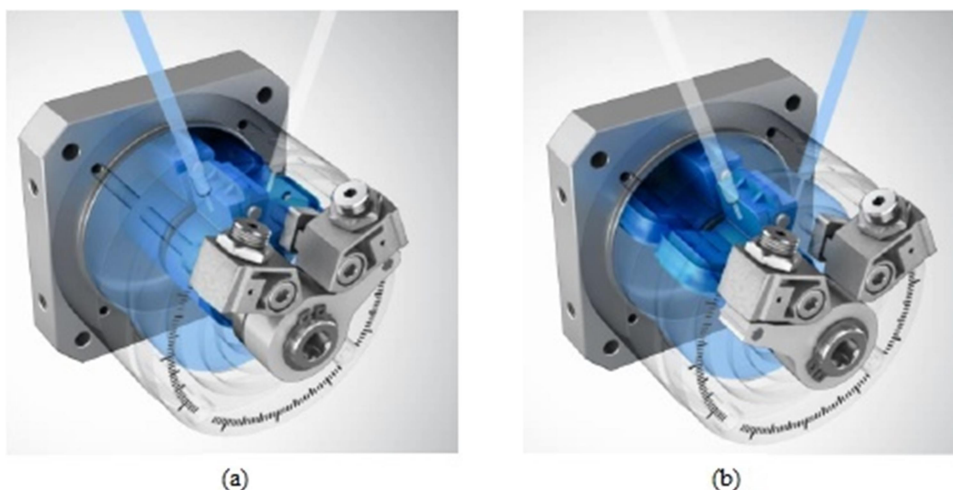


Figura B.3 – Movimento do atuador pneumático rotativo. [Adaptado de Festo, 2016]

Esses atuadores são acionados através de uma válvula proporcional também da marca Festo®, modelo MPYE-5-1/8-HF-010-B (do tipo 5 vias e 3 posições), que controla a vazão mássica de ar comprimido em suas vias de passagem. Esta válvula é do tipo centro crítico, e

apresenta grande precisão no controle de vazão de ar, conforme Perondi, 2002, e Sarmanho, 2014, a qual deve-se à utilização de um sistema interno de controle em malha fechada que possibilita a movimentação do carretel de forma aproximadamente diretamente proporcional a um sinal de controle aplicado em sua entrada. Este tipo de válvula já foi utilizado em diversos estudos sobre controle servoposicionadores pneumáticos, tais como Vieira, 1998, Perondi, 2002, Frasson, 2007, Suzuki, 2010, Cukla, 2012, e Sarmanho, 2014.

A Figura B.4 ilustra a válvula e a respectiva simbologia normatizada, mostrando que a conexão 1 consiste na entrada de ar comprimido à pressão de suprimento, enquanto que as conexões 2 e 4 são as saídas de ar para o atuador balanceadas conforme o sinal de controle aplicado. As saídas 3 e 5, são responsáveis por exaurir o ar para a atmosfera.

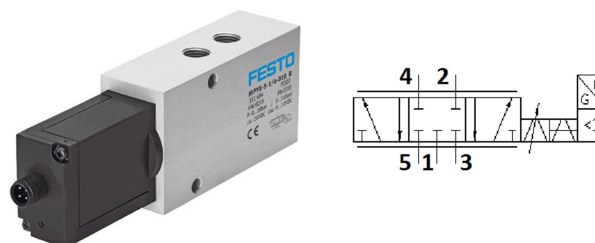


Figura B.4 – Válvula MPYE-5-1/8-HF-010-B. [Adaptado de Festo Corporation, 2016]

Esta válvula recebe um sinal analógico de tensão de 0 a 10 Vcc e o traduz em um sinal pneumático por meio da movimentação de um carretel interno que limita a área de passagem de ar. A relação vazão/tensão típica da válvula é representada por meio do gráfico apresentado na Figura B.5.

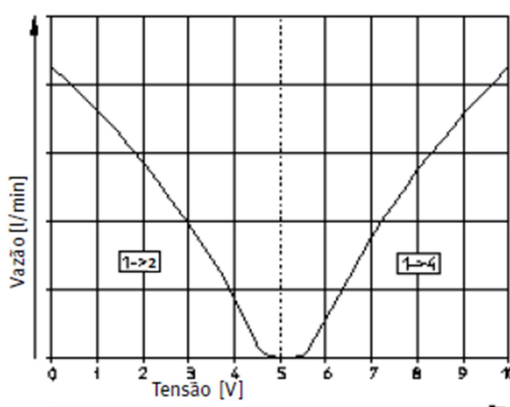


Figura B.5 – Relação vazão/tensão da servoválvula. [Adaptado de Festo Corporation, 2016]

As principais características técnicas da válvula MPYE-5-1/8-HF-010-B estão relacionadas na Tabela B.2.

Tabela B.2 – Dados Técnicos da Servoválvula. [Fonte: adaptado de Festo Corporation, 2016]

Propriedade	Grandeza	
Pressão operacional/máxima	6/10	bar
Vazão nominal padrão na máxima pressão	700	l/min
Diâmetro nominal	6	mm
Conexão pneumática	G1/8	
Princípio construtivo	Êmbolo de centro fechado	
Frequência crítica (máximo movimento do carretel)	100	Hz
Histerese máxima	0,4	%
Max. vazamento com pórticos fechados a 6 bar	25	l/min
Tensão de alimentação	$24 \pm 5\%$	Vcc
Tensão de controle	0-10	Vcc
Meio operacional de filtragem	5	Mm
Massa	0,330	kg

O atuador selecionado para o terceiro grau de liberdade do manipulador é um cilindro pneumático de dupla ação que efetua o movimento linear da junta prismática. Esse atuador é da marca Festo®, possui referência DNC-32-40-PPV, e está ilustrado na Figura B.6 juntamente com seu símbolo normatizado.



Figura B.6 – Atuador pneumático linear DNC-32-40-PPV. [Adaptado de Festo Corporation, 2016]

O princípio de funcionamento desse atuador é semelhante ao do atuador rotativo, constituindo-se, porém, de um pistão linear que se movimenta na direção de maior pressão. O grau de liberdade acionado por meio desse equipamento é considerado desacoplado dos demais GDL no que diz respeito à movimentação do robô no plano $x - y$. O atuador é

responsável pela movimentação na cota z e possui um curso total de 40 mm. As principais características técnicas desse equipamento encontram-se na Tabela B.3. O seu acionamento, no presente projeto, é do tipo duas posições.

Tabela B.3 – Dados Técnicos do Atuador Pneumático DNC-32-40-PPV. [Fonte: Adaptado de Festo Corporation, 2016]

Propriedade	Grandeza	
Curso	40	mm
Diâmetro do êmbolo	32	mm
Amortecimento	PPV: Amortecimento pneumático regulável nas posições finais de curso	
Pressão de trabalho	0,6 – 12	bar
Modo de operação	Dupla ação	
Força teórica a 6 bar, retorno	415	N
Força teórica a 6 bar, avanço	483	N
Conexão pneumática	G1/8	

Para o acionamento do cilindro pneumático de dupla ação que compõe o terceiro grau de liberdade, são utilizadas duas válvulas 3/2 vias com retorno por mola, acionadas por solenóide. Os modelos são MHE2-MS1H-3/2G-M7-K e MHE4-MS1H-3/2G-1/4-K da Festo® ilustrados nas Figuras B.7a e B.7b respectivamente.

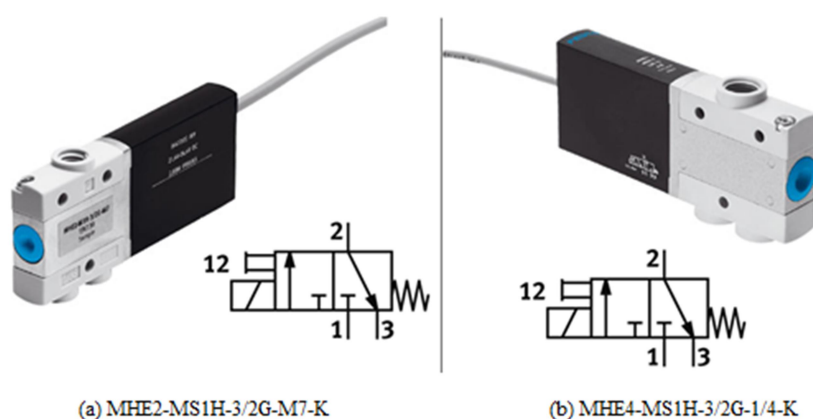


Figura B.7 – Válvulas solenóides. [Adaptado de Festo Corporation, 2016]

Esta linha de produtos é caracterizada por realizar um rápido chaveamento, sendo que a válvula MHE4 possui características de operação ligeiramente diferentes das características da válvula MHE2. As principais diferenças encontram-se na vazão nominal, nas dimensões físicas e no fato de que a válvula MHE4 possui um tempo de chaveamento ligeiramente

maior. As principais características de ambos os equipamentos estão apresentadas na Tabela B.4.

Tabela B.4 – Dados Técnicos das Válvulas Solenoides. [Fonte: Adaptado de Festo Corporation, 2016]

Propriedade	MHE2	MHE4
Função de válvula	3/2 vias	3/2 vias
Tipo de acionamento	Elétrico	Elétrico
Largura	10 mm	18 mm
Vazão nominal padrão	100 l/min	400 l/min
Pressão de trabalho	-0,9-8 bar	-0,9-8 bar
Tipo de retorno	Mola mecânica	Mola mecânica
Máx. frequência de comutação	330 Hz	210 Hz
Tempo de comutação, desligado	2 ms	3,5ms
Tempo de comutação, ligado	1,7 ms	3,5 ms
Tensão da bobina	24 +/- 10% Vcc	24 +/- 10% Vcc

As válvulas solenóides são utilizadas em conjunto para realizar o acionamento do atuador linear, sendo uma delas configurada como normalmente fechada (NF) e a outra como normalmente aberta (NA). Desta forma, atuando em conjunto, as duas realizam a função de uma válvula 5/2 vias, a qual será futuramente utilizada em substituição às atualmente utilizadas.

B.2 Estrutura mecânica e graus de liberdade do manipulador

Segundo Bhatia et al., 1998, o primeiro passo na construção de um robô é a definição de parâmetros construtivos básicos relativos à sua estrutura mecânica, tais como: capacidade de carga estática mínima, mobilidade ou graus de liberdade do robô, volume de trabalho, agilidade, precisão e repetibilidade, rigidez estrutural e custo.

Dado que estrutura do robô SCARA proposto deve ter capacidade máxima de carga estática de 3 kg, sua estrutura deve ser capaz de resistir a esse carregamento sem sofrer deformações significativas, as quais podem implicar em vibrações excessivas, fadiga, aumento de incertezas e até mesmo no colapso da estrutura. No presente trabalho, o desenvolvimento da estrutura mecânica do manipulador e os desenhos foram realizados através do *software* de modelagem sólida tridimensional SolidWorks®, por meio do qual, foi

criado um protótipo virtual do robô SCARA, conforme ilustrado a Figura 1.1. As dimensões e geometria da base estão ilustradas na Figura B.8.

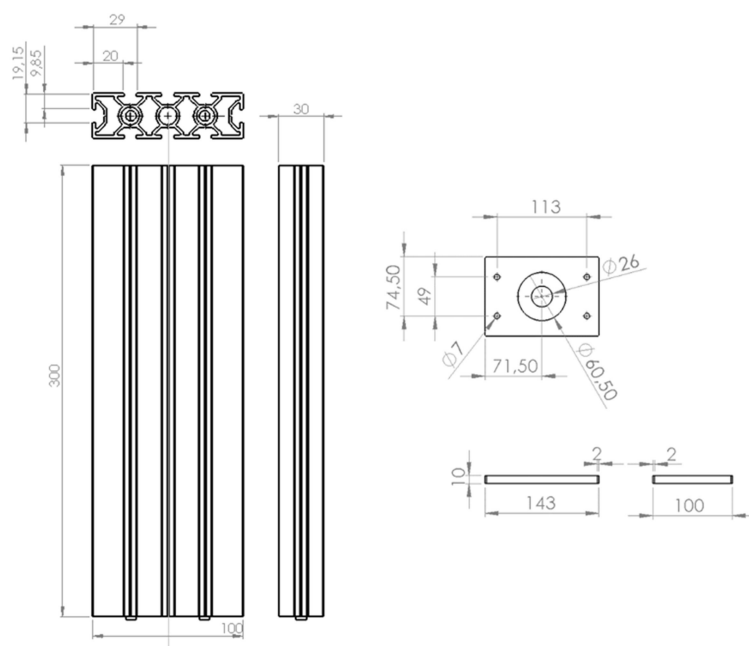


Figura B.8 – Desenho da base do robô.

A base tem formato retangular, sendo composta por duas vigas unidas por um suporte na parte superior por meio de chapas de fixação em “L”. Além disso, possui furação nas laterais, pés e topo, usada para fixar o atuador e a base na superfície onde será instalada. Ainda, na parte superior, apresenta um rebaixo que proporciona um encaixe para o rolamento radial, o qual suporta o primeiro elo do robô.

Optou-se pela utilização de vigas tipo “caixão” para o projeto dos elos do robô, pois sua composição proporciona uma combinação favorável de massa e rigidez. Diversos sistemas comerciais utilizam este tipo de estrutura (guindastes, robôs manipuladores, escavadeiras, etc.). O formato do perfil escolhido facilita ainda a organização de fios e mangueiras, itens utilizados para a instrumentação e acionamento do robô. Para aumentar a resistência das fixações, através de parafusos, eixos e da estrutura da base, optou-se pela utilização nas vigas caixão de blocos maciços de material polimérico ABS (Acrilonitrila Butadieno Estireno).

Desta forma, o elo do primeiro grau de liberdade foi projetado e construído com uma viga caixão de alumínio com dimensões maiores quando comparado com o elo do segundo grau de liberdade, o qual que foi projetado e construído com o mesmo material. Ambos

possuem furações para a passagem de buchas e fixação dos atuadores rotativos pneumáticos. A Figura B.9 ilustra o elo do primeiro grau de liberdade e a Figura B.10 ilustra a parte em alumínio elo do segundo grau de liberdade.

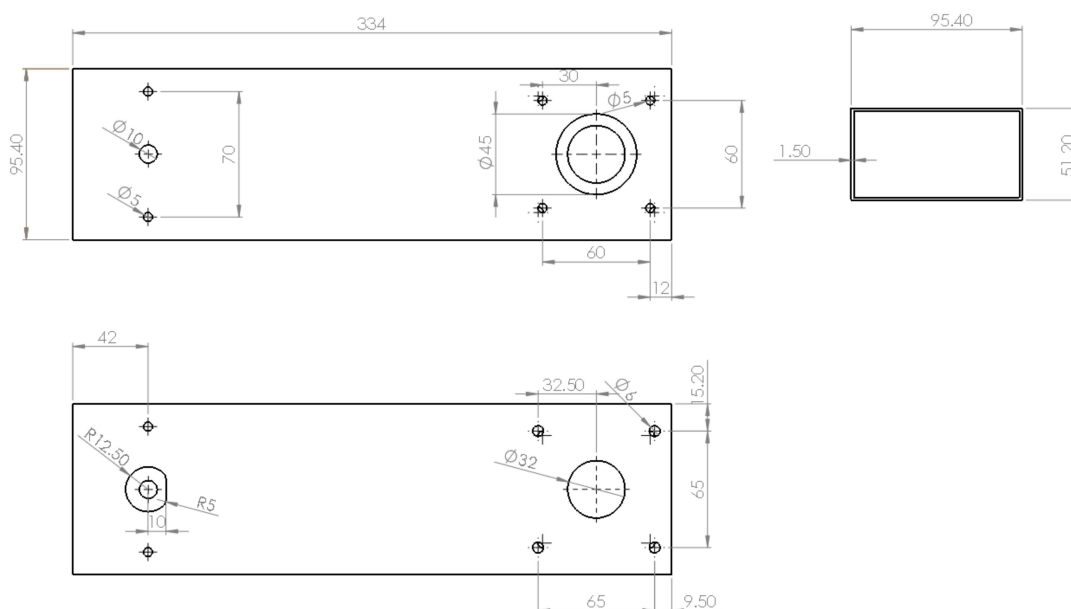


Figura B.9 – Projeto do elo do primeiro grau de liberdade.

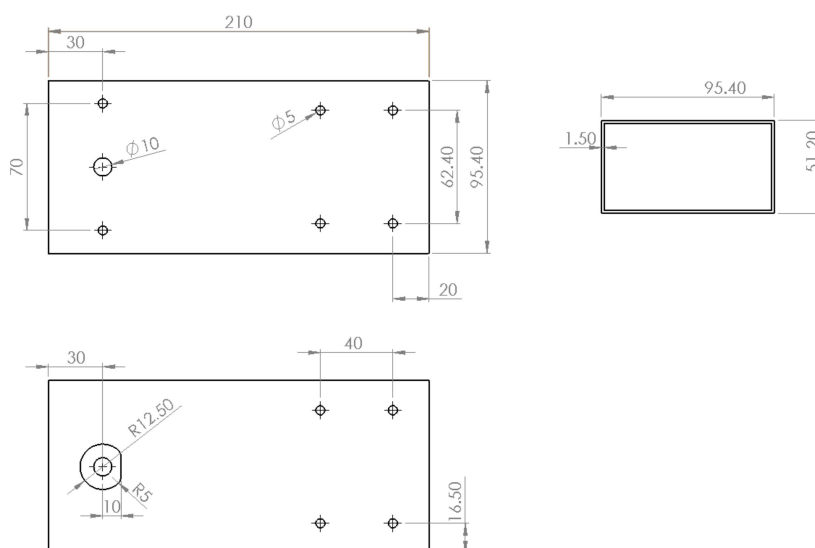


Figura B.10 – Projeto do elo do segundo grau de liberdade.

Conforme comentado, a fim de aumentar a resistência das vigas caixão, na região de fixação dos eixos optou-se pela utilização de blocos maciços, fixados no interior das vigas

caixão por parafusos, os quais são apresentados nas figuras B.11 e B.12.

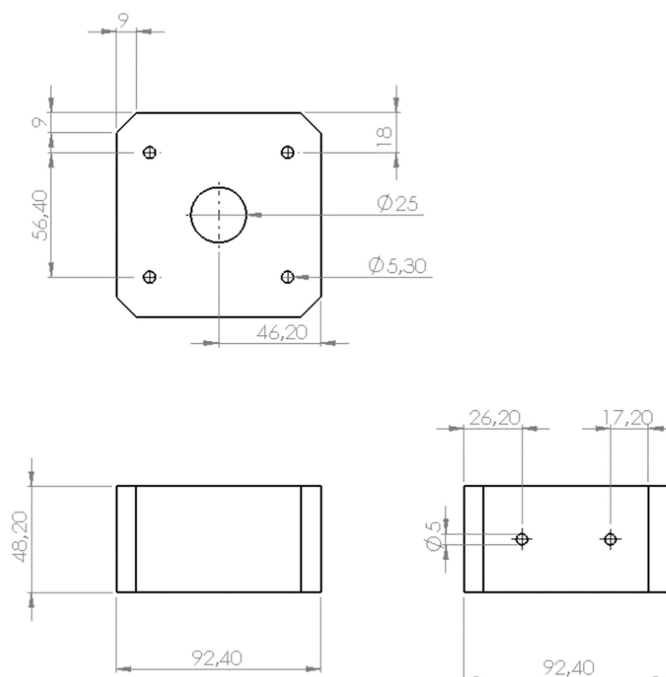


Figura B.11 – Projeto do reforço do primeiro grau de liberdade.

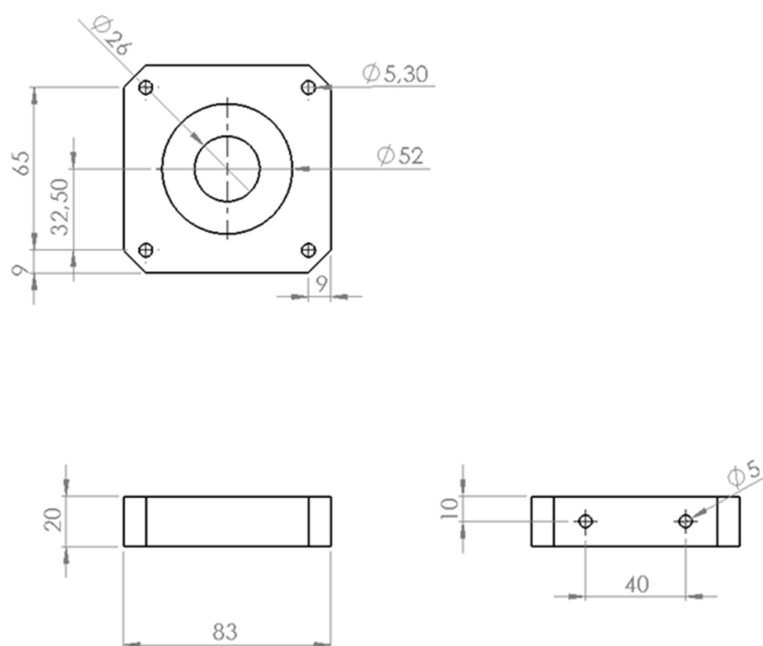


Figura B.12 – Projeto do reforço do segundo grau de liberdade.

Definiu-se o uso da combinação de dois rolamentos para cada atuador, um radial e outro axial (utilizados em conjunto), para que possam suportar diferentes tipos de carga e também por permitirem maior flexibilidade em sua fixação, visto que o rolamento axial não

necessita estar conectado diretamente ao eixo do atuador e suporta as cargas axiais enquanto o rolamento radial necessita estar conectado ao eixo do atuador, todavia impossibilitando o movimento radial. A necessidade do uso de rolamentos deve-se ao fato de não ser recomendada a instalação dos elos do robô diretamente nos eixos dos motores pneumáticos, visto que os efeitos estáticos e dinâmicos dos mesmos podem vir a danificar os atuadores. Desta forma, os mesmos são utilizados para executar ações de comando por meio de torque atuante, não tendo funções estruturais.

Ambos os atuadores possuem um prolongamento de seus eixos facilitando o encaixe destes com os rolamentos e com a estrutura a ser movimentada por cada atuador. O prolongamento do primeiro eixo consiste em um cilindro de aço SAE 1080 com uma furação longitudinal para fixação na estrutura do segundo grau de liberdade por meio de parafuso. Na outra extremidade, de menor diâmetro possui furação na lateral para encaixe da chaveta do atuador. Devido a uma folga não prevista no encaixe dessas chaveta na estrutura do eixo do atuador utilizou-se um acoplamento de alumínio naval 5052-F para reforçar essa fixação. O prolongamento do eixo e o acoplamento estão ilustrados na Figura B.13.

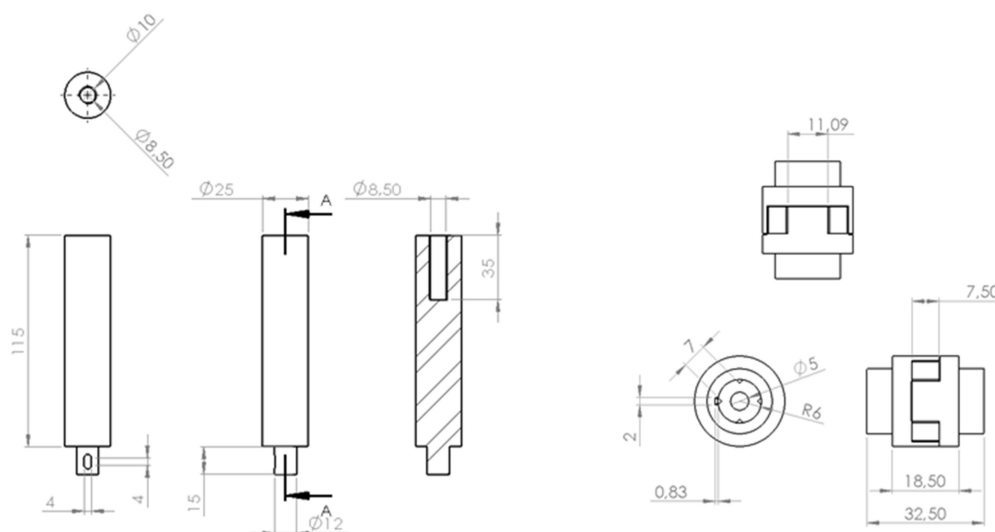


Figura B.13 – Prolongamento do eixo do 1º GDL e acoplamento.

No segundo grau de liberdade, um eixo com uma flange em uma das extremidades une o eixo do atuador à estrutura física do segundo grau de liberdade do manipulador. A outra extremidade possui um rasgo para encaixe da chaveta do eixo do atuador pneumático rotativo, conforme ilustra a Figura B14.

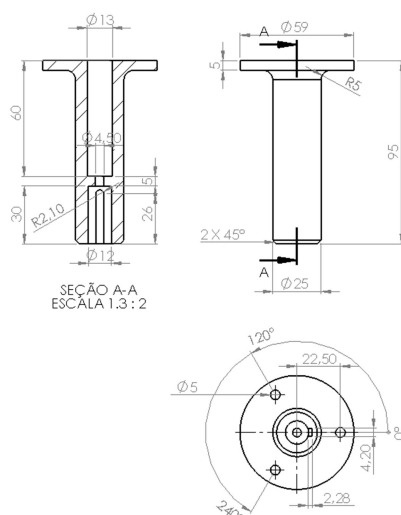


Figura B.14 – Prolongamento do eixo do 2 GDL.

Os encoders ópticos foram acoplados a cada um dos graus de liberdade através de dois suportes projetados de forma a encaixarem na furação sextavada presente na parte posterior dos motores, ilustrados na Figura B.15.

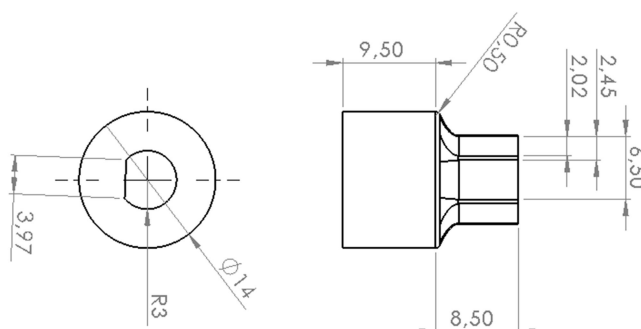


Figura B.15 – Suportes do encoders.

O terceiro grau de liberdade, composto por um atuador prismático pneumático, foi projetado na forma de um suporte para o atuador pneumático que possuísse encaixe na cavidade da viga caixão do elo do segundo grau de liberdade. Esse suporte foi fabricado em uma impressora tridimensional utilizando material polimérico ABS (Acrilonitrila Butadieno Estireno). Conforme a Figura B.16, o suporte consiste em duas peças que são encaixadas no vão do segundo elo do robô pela sua abertura frontal, fazendo com que o comprimento do segundo grau de liberdade do robô alcance 0,289 m no total.

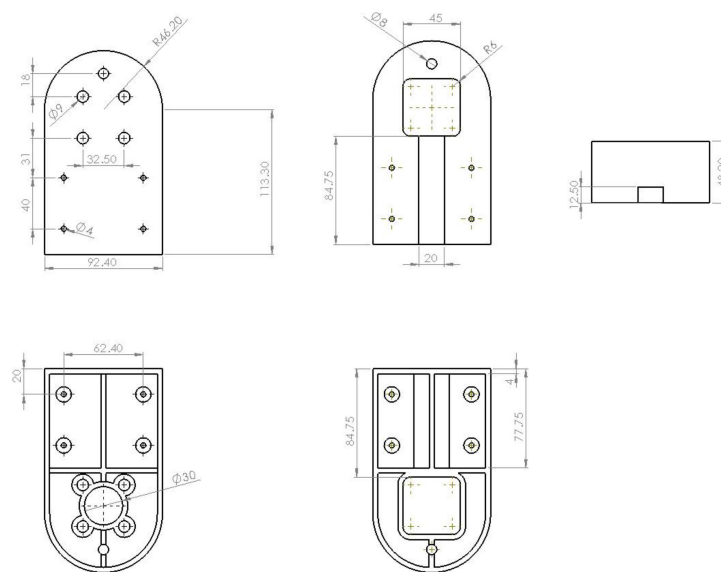


Figura B.16 – Suporte de fixação do atuador do terceiro grau de liberdade.

O material utilizado para construção dos elos do manipulador é alumínio 1060 no formato de viga caixão. Esse material, além de atender aos requisitos estruturais, é de fácil usinagem e montagem, além de ser relativamente leve e maleável. As vigas da base do robô foram confeccionadas com alumínio 6060-T5, conectadas por um suporte de aço SAE 1080 de 5 mm.

A produção de peças menores, como os suportes para os encoders, os reforços da viga caixão e o suporte para o terceiro grau de liberdade, foi realizada por impressão tridimensional, empregando também o material polimérico ABS (Acrilonitrila Butadieno Estireno). A fixação dos elementos da estrutura foi realizada utilizando parafusos de dimensões variadas, dependendo do esforço suportado pela fixação.

A fim de evitar a ocorrência de níveis inaceitáveis de deformação e/ou falhas na estrutura do robô quando da sua utilização antes de iniciar a execução do projeto do manipulador através do *software* comercial Ansys[®], efetuou-se uma simulação como objetivo de verificar a deformação elástica dos elos do robô sob seu peso próprio acrescido do peso da carga máxima a ser transportada (3 kg). Somente após a validação dos resultados dessas análises estruturais iniciou-se a etapa de fabricação das peças e posterior montagem do manipulador SCARA.

B.3 Volume de trabalho e capacidade de carga

Robôs que possibilitam a movimentação com características semelhantes às de um braço humano, caso do modelo SCARA, são a maioria no ambiente industrial [Asada e Slotine, 1986]. Além disso, de acordo com Frasson, 2007, aproximadamente 60% dos processos industriais envolvem cargas inferiores a 10 kg (segundo dados do ano de 2006).

Nesse cenário, definiu-se que o robô SCARA a ser projetado e construído para um volume de trabalho constituído por raio mínimo de 0,3 m e altura mínima de 0,05 m e uma capacidade máxima de carga estática de 3 kg.

Como consequência, definiu-se um tamanho para o elo primário de 0,2498 m e elo secundário de 0,2230 m, conforme ilustra a Figura 1.1. Com estas dimensões obtém-se uma área máxima de trabalho de 0,5934 m² e, considerando a junta prismática com posicionamento binário (posição avançada ou recuada), obtém-se duas áreas de trabalho iguais e paralelas, uma para a posição do terceiro grau de liberdade avançado e outra para o terceiro grau de liberdade recuado. Essas duas áreas delimitam o volume de trabalho do robô em 0,0237 m³, conforme mostra a Figura B.17.

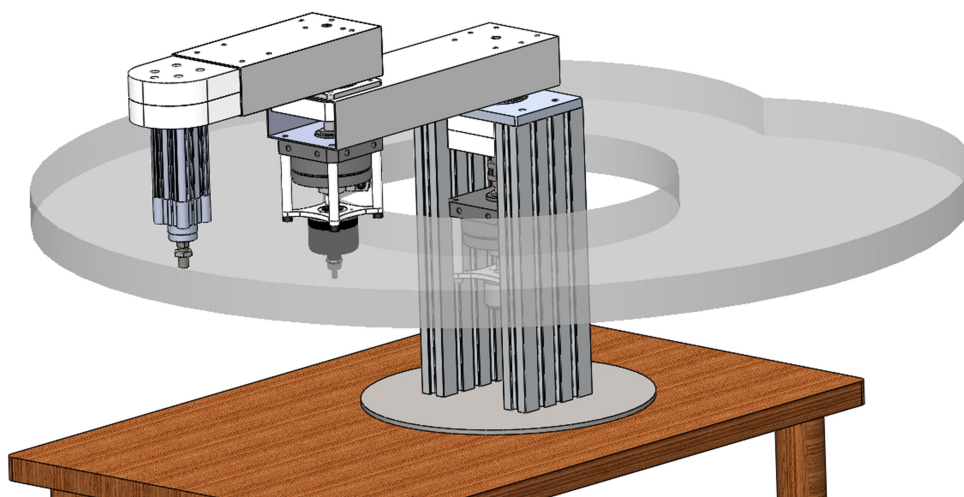


Figura B.17 – Volume de trabalho.

APÊNDICE C – Arquitetura de Controle

O presente apêndice é dedicado ao detalhamento da arquitetura de controle do manipulador pneumático SCARA, apresentando os dispositivos de condicionamento de sinal, sistemas de alimentação elétrica, comunicação e controle, descrevendo ainda os demais equipamentos utilizados para permitir a aplicação de um algoritmo de controle para comando do sistema robótico.

O desenvolvimento da arquitetura de controle necessita da definição prévia de como os graus de liberdade serão controlados, o que permite especificar os elementos de *hardware* e *software* que compõem o subsistema de acionamento e controle do robô.

C.1 Descrição da Arquitetura de Controle

A arquitetura de controle proposta para cada uma das juntas rotacionais engloba o circuito pneumático de potência, o circuito elétrico de alimentação das eletroválvulas e condicionamento de sinais e os próprios sistemas de controle e de medição. O processamento dos sinais de controle é realizado por meio da placa dSPACE® DS-1104, que, por sua vez, disponibiliza os dados adquiridos para o usuário em uma interface gráfica customizada por meio do *software* Controldesk®.

Dado que a placa dSPACE® realiza todo o processamento de sinais de controle, a arquitetura proposta caracteriza-se como centralizada. Fisicamente, isso corresponde a um único *hardware* que processa e envia as informações de sinal de controle e monitora todos os estados do sistema.

Na arquitetura de cada GDL rotacional, os sensores de pressão são ligados e alimentados diretamente pela placa dSPACE®, enquanto que o encoder necessita de uma placa de condicionamento de sinais específicas para ajuste da amplitude dos sinais e para sua alimentação. O acionamento da servoválvula necessita de um circuito de isolamento com alimentação independente a fim de que o sinal de potência não cause ruídos excessivos ou danifique a placa dSPACE®. Este circuito está acoplado ao conversor Analógico/Analógico, que converte o sinal da placa dSPACE® que é de -10 Vcc a +10 Vcc para um sinal de 0 Vcc a +10 Vcc, faixa do sinal de controle da servoválvula.

A Figura C.1 ilustra a arquitetura de controle proposta para o primeiro e segundo graus

de liberdade do robô.

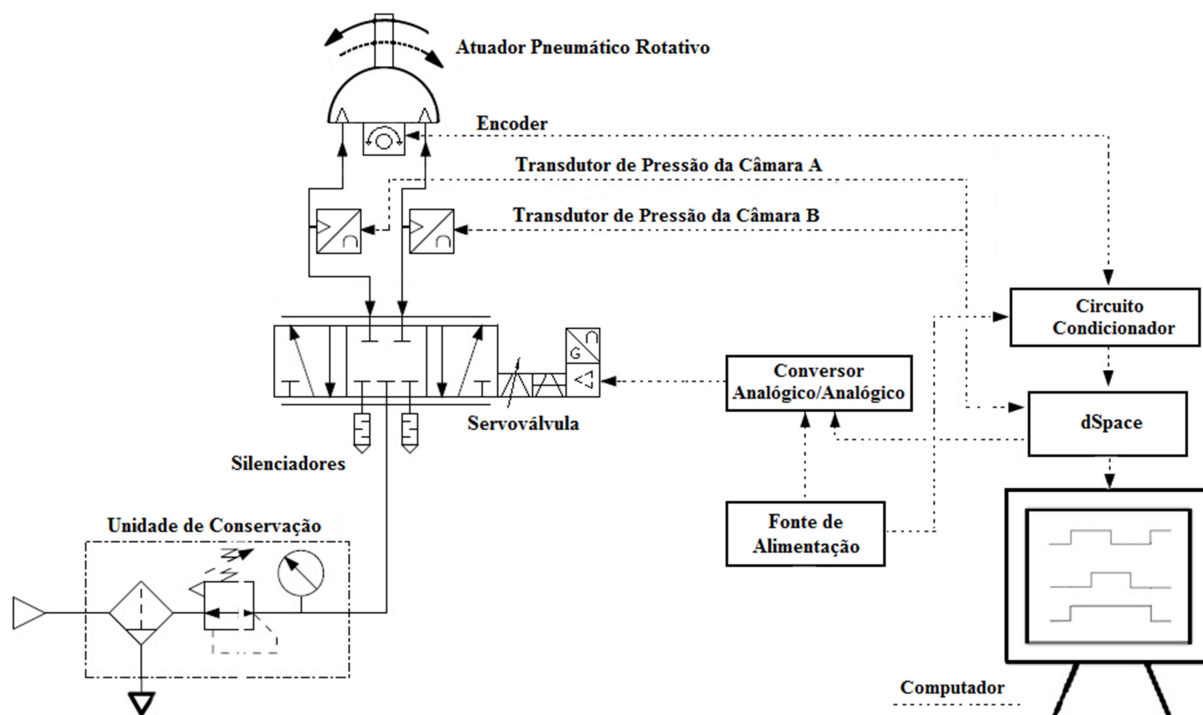


Figura C.1 – Arquitetura de controle proposta para o primeiro e segundo GDL.

O computador apresentado na Figura C.1 representa onde a placa dSPACE[®] encontra-se hospedada, ilustrando também a unidade de tratamento de ar do fabricante Festo[®], modelo LFR-1/4-D-MINI. A unidade de tratamento de ar garante que o ar comprimido que ingressa nas válvulas não esteja contaminado com partículas de óleo vindas do compressor e outras impurezas, realizando também a redução da umidade do ar a valores aceitáveis para operação com atuadores pneumáticos. A necessidade de utilização destas unidades está associada às garantias da qualidade do ar que ingressa nas válvulas.

A arquitetura de controle proposta para o terceiro grau de liberdade, isto é, para o controle do atuador pneumático linear de dupla ação, está ilustrada na Figura C.2. Os sensores que determinam a posição do pistão são do tipo magnético (*Reed Switch*), os quais são ligados e alimentados por uma placa de condicionamento de sinais que está conectada à dSPACE[®] (na interface de entradas e saídas digitais), a qual, por sua vez, aciona as válvulas solenóides através de uma placa de potência. As placas de condicionamento de sinal e a de potência são alimentadas por uma fonte externa que disponibiliza energia a esses circuitos. A seção C.2 detalha o condicionamento de sinais.

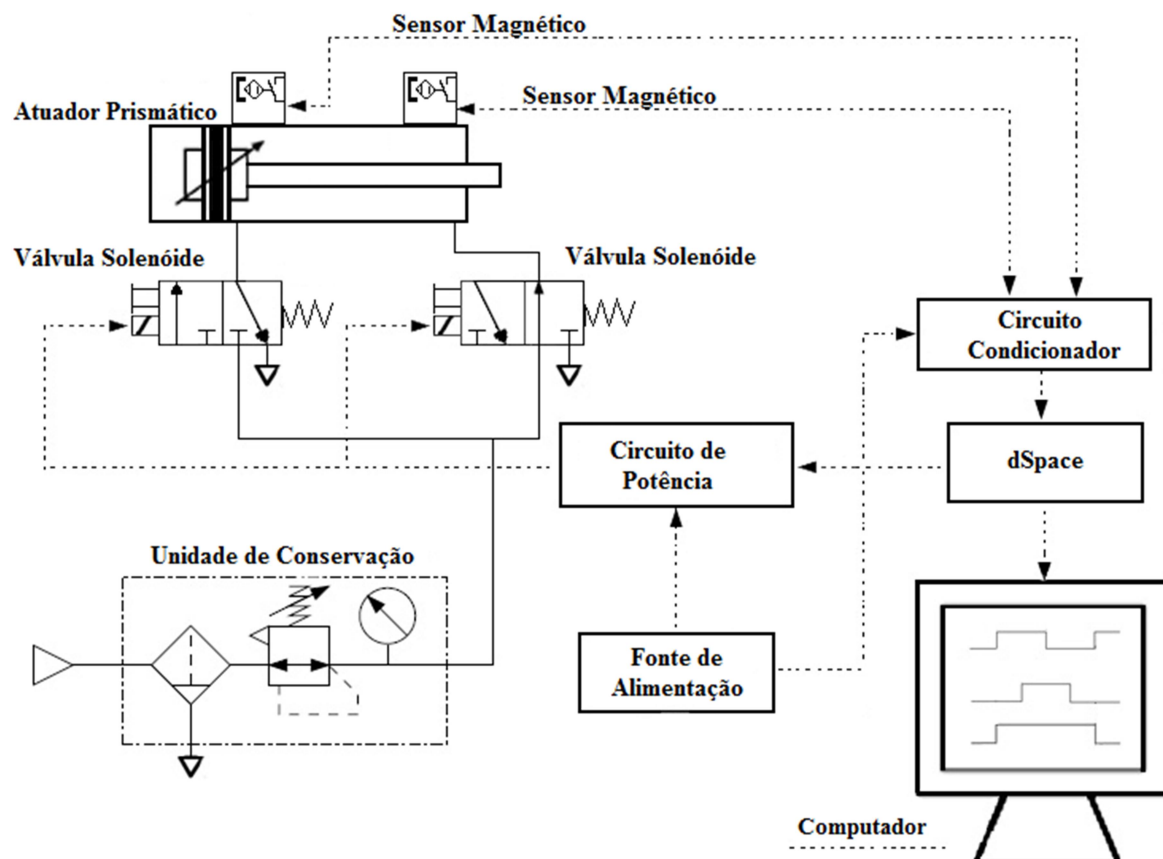


Figura C.2 – Arquitetura de controle proposta para o terceiro GDL.

A arquitetura de controle deve possuir características como baixa latência entre as mensagens trocadas e apresentar boa confiabilidade. A seguir serão detalhados os sistemas de alimentação e condicionamento de sinais e de comunicação e controle.

C.2 Sistema de alimentação elétrica e de condicionamento de sinais

As fontes de alimentação são essenciais à operação dos circuitos eletrônicos, devendo ter saídas de tensão ou corrente estáveis e possuir uma relação sinal/ruído adequadas à necessidade do sistema. Para alimentação dos sistemas eletrônicos de condicionamento de sinais utilizaram duas fontes de alimentação que convertem a tensão alternada da rede elétrica convencional em tensões e correntes contínuas.

A primeira fonte é ajustada para alimentar os dispositivos e circuitos eletrônicos do primeiro e do segundo grau de liberdade (encoders ópticos e respectivas placas de condicionamento de sinal, bem como os circuitos utilizados no acionamento das

servoválvulas). Essa fonte, modelo PS-4000 do fabricante Icel[®], é destinada a fornecer alimentação com nível de tensão de 20 Vcc. Este nível de tensão deve-se à necessidade de alimentação dos encoders para que estes, através de uma placa de condicionamento de sinal, forneçam o sinal elétrico pulsante com nível de tensão adequado para a placa dSPACE[®].

Dois encoders incrementais são utilizados para produzir sinais elétricos digitais que permitem identificar a direção do movimento e a posição relativa do eixo. Estes encoders possuem duas saídas (denominadas A e B), que se encontram defasadas, de forma que torne-se possível inferir a direção de rotação. Os dois encoders utilizados diferenciam-se principalmente pelas características do sinal de suas saídas sendo uma de maior resolução com 5000 pulsos por revolução e a outra de 1000 pulsos, além de uma das saídas ser do tipo *Totem-Pole* e a outra do tipo *NPN open collector*.

Devido à resolução de cada um dos encoders, o modelo de referência E50S8-1000-3-T-24 foi utilizado no segundo grau de liberdade e o modelo de referência E40S8-5000-3-N-24 foi fixado no eixo do atuador do primeiro grau de liberdade. A Tabela C.1 detalha as principais características dos dois modelos.

Tabela C.1 – Especificação Técnica dos Encoders. [Fonte: adaptado de Autonics, 2016a e 2016b]

Modelo	E50S8-1000-3-T-24	E40S8-5000-3-N-24
Eixo	Sólido	Sólido
Diâmetro do eixo	8 mm	8
Resolução	1000 pulsos por revolução	5000 pulsos por revolução
Fases	A, B, Z	A, B, Z
Saída	Totem-pole	NPN open collector
Alimentação	12-24 Vcc	12-24 Vcc
Cabo blindado	2 m	2 m
Máx. Rotação	5000 rpm	5000 rpm
Máx. Resposta	300 kHz	300 kHz

O uso de encoders com números de pulsos distintos deve-se à disponibilidade desses componentes. Em trabalhos futuros serão sendo realizados testes de desempenho que deverão indicar qual é a configuração (número de pulsos por rotação) mais adequada à aplicação (considerando custo e desempenho).

O sinal do tipo *Totem-pole* possui impedância que varia entre a fase e a alimentação e,

entre a fase e o terra. Para esse encoder, desenvolveu-se uma placa de circuito impresso para condicionamento desse sinal, na qual foram utilizados dois resistores em paralelo para limitar a corrente. Para condicionar o sinal do segundo encoder, com saída do tipo *NPN open collector*, desenvolveu-se um circuito em que há somente impedância entre a fase e o terra, resultando em uma conexão externa equivalente a uma resistência disposta entre a fase e a alimentação.

A aplicação dos condicionadores de sinais fez com que os pulsos elétricos de saída dos encoders permanecessem na faixa de tensão de 0 Vcc a 0,8 Vcc para nível baixo e de 2 Vcc a 5 Vcc para nível alto, permitindo a correta conexão na placa dSPACE® através de um conector de 15 pinos (DB15).

A Figura C.3 detalha o circuito elétrico da placa de condicionamento do encoder modelo E50S8-1000-3-T-24.

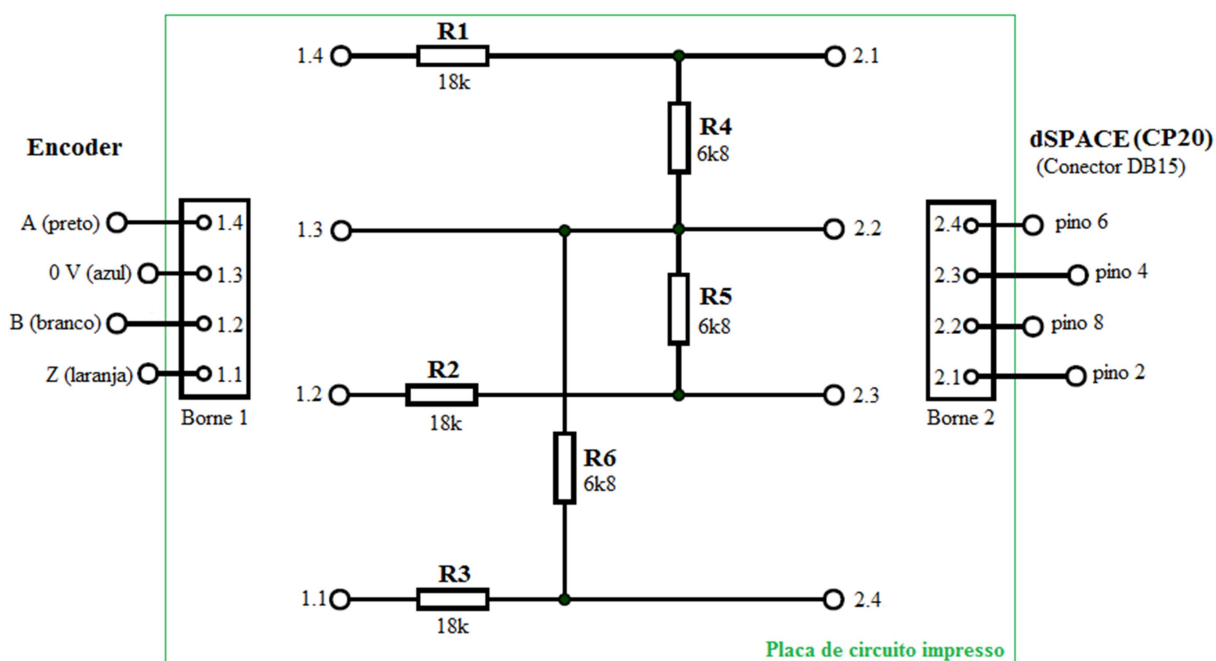


Figura C.3 – Circuito elétrico da placa de condicionamento do encoder E50S8-1000-3-T-24.

A Figura C.4 detalha o circuito elétrico da placa de condicionamento de sinal do encoder modelo E40S8-5000-3-N-24.

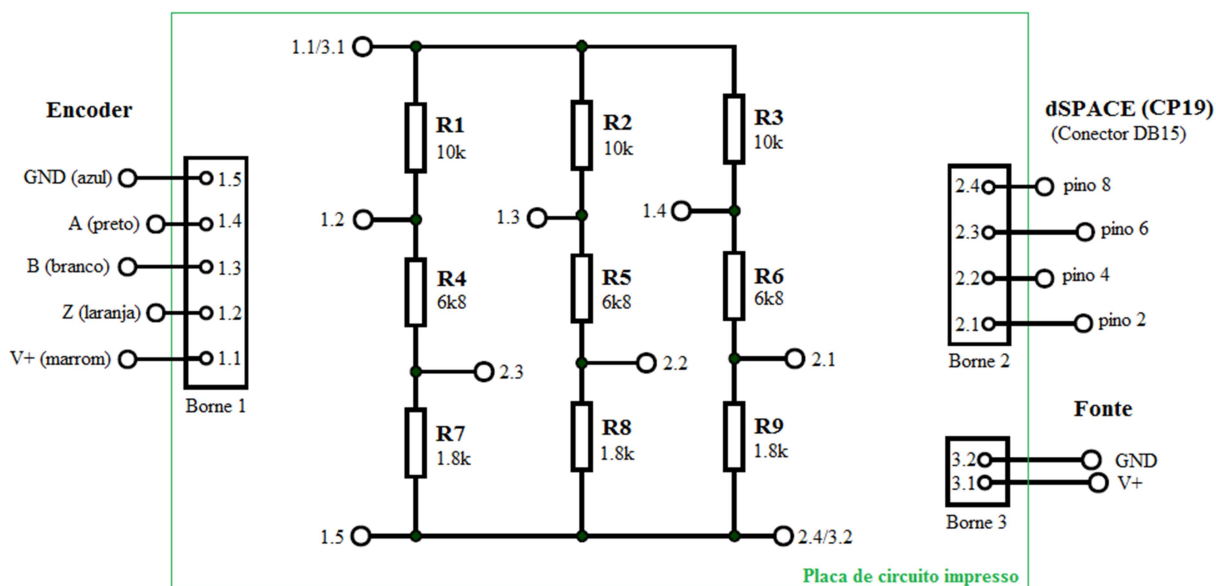


Figura C.4 – Circuito elétrico de condicionamento do encoder E40S8-5000-3-N-24.

Além da alimentação dos encoders e respectivas placas de condicionamento, a fonte OS-4000 também realiza a alimentação dos isoladores conversores de sinal responsáveis por isolar e compatibilizar os circuitos para acionamento das servoválvulas através do sinal de controle analógico da dSPACE[®]. Esse dispositivo possui referência TCA 100 e é fabricado pela empresa Tecnatron[®].

O equipamento TCA-100 necessita de uma tensão de alimentação entre 20 Vcc a 28 Vcc e possui isolamento entre entrada, saída e alimentação, permitindo uma tripla isolação entre sinais e alimentação. Disponibiliza-se, assim, um sinal de saída para acionamento da servoválvula de 0 Vcc a 10 Vcc proporcional a um sinal de entrada entre -10 Vcc e +10 Vcc. Desta forma, o controle realizado através de um sinal que varia entre -10 Vcc e +10 Vcc advindo da placa dSPACE[®] é convertido em um sinal de 0 Vcc a 10 Vcc para alimentar o sistema eletromecânico de acionamento do carretel da servoválvula, fornecendo também proteção ao circuito de saída da placa dSPACE[®].

A segunda fonte de alimentação, modelo PS-6000 do fabricante Icel[®], é dedicada à alimentação dos dispositivos do terceiro grau de liberdade, ajustada para fornecer uma tensão de 24 Vcc. Os dispositivos alimentados por essa fonte são os dois sensores magnéticos (*Reed Switches*) e a placa de potência que realiza o acionamento das duas válvulas solenóides ligadas ao atuador pneumático prismático.

Os sensores magnéticos de proximidade produzem um sinal de saída quando detectam

um campo magnético. Quando o êmbolo magnético do cilindro se aproxima do sensor, as lâminas se unem, enviando o sinal de saída. Portanto, os dois sensores foram posicionados cada um em uma das extremidades do cilindro, sendo possível detectar se o mesmo está na posição avançado ou recuado.

O modelo de sensor utilizado é da marca Festo[®], referência SME-8M-DS-24V-K-2,5-OE, e possui um cabo elétrico de três vias: uma para alimentação, uma para referência negativa e outra para a saída PNP. Quando o sensor detecta o êmbolo do atuador, a saída tem estado lógico alto. O sensor deve ser alimentado com uma faixa de tensão operacional de 12 Vcc a 30 Vcc e opera com uma corrente de 500 mA.

Quando o sensor SME-8M-DS-24V-K-2,5-OE é alimentado por sinal com uma determinada tensão, o nível alto da saída produzida pelo mesmo será da ordem dessa tensão. Esse sinal deve ser compatibilizado através de uma placa de condicionamento de sinais para que o mesmo possam ser conectado à placa dSPACE[®] que opera em uma faixa 2,4 Vcc a 5 Vcc para nível alto. A placa desenvolvida apresenta quatro divisores de tensão de forma a produzir a tensão necessária na saída e consumir pouca potência. Desta forma, o sinal de entrada na placa de condicionamento é de 24 Vcc e de saída é de 3,13 Vcc, dentro da faixa adequada para a dSPACE[®] detectar nível lógico alto.

O acionamento das duas válvulas solenóides necessita de um sinal de tensão e corrente com valores superiores aos fornecidos pelas saídas digitais da placa dSPACE[®], conforme apresentado na Tabela B.4. Desta forma, utiliza-se uma placa de condicionamento de sinal composta de um CI (Circuito Integrado) e um relé.

Na placa desenvolvida utiliza-se o circuito integrado ULN2004A composto por transistores Darlington que realizam o acionamento de um relé através de um sinal de 5 Vcc emitido pela saída digital da dSPACE[®]. Apenas um sinal de saída da placa dSPACE[®] é utilizado para acionar as duas válvulas solenóides, visto que as mesmas trabalham em conjunto. Desta forma, enquanto uma está fechada a outra está aberta.

Sensores de pressão da marca Wika[®], modelo S-10, são utilizados para monitorar a pressão nas câmaras dos atuadores pneumáticos rotativos. Para este fim, foram conectados e alimentados diretamente na placa de controle dSPACE[®]. Desta forma, os quatro sensores utilizados, que possuem saída de sinal compatível com a entrada analógica da placa dSPACE[®], não precisaram de condicionamento dedicado de sinal e nem de fonte de alimentação. Na Tabela C.2 são apresentadas suas principais características técnicas.

Tabela C.2 – Características Técnicas do Sensor de Pressão S-10. [Fonte: adaptado de Wika, 2016]

Propriedade	Grandeza	
Escala de pressão	0-10	Bar
Sinal de saída	0-10	V _{cc}
Alimentação	14-30	V _{cc}
Tempo de resposta	≤ 1	Ms
Especificações de precisão		
Não Linearidade conforme IEC 61298-2	$\leq \pm 0.2$	% of span BFSL
Não repetibilidade	$\leq \pm 0.1$	% of span
Precisão	$\leq \pm 0.50$	% of span

C.3 Sistemas de comunicação e controle

O processamento do algoritmo de controle é realizado por meio da placa dSPACE[®] sendo, portanto em uma arquitetura centralizada. Assim, todos os dispositivos de controle e sensoramento estão ligados direta ou indiretamente à placa de controle dSPACE[®], correspondendo fisicamente a um único *hardware* que envia as informações de sinal de controle e monitora todos os estados do sistema.

O modelo da placa de controle é o DS-1104 [dSPACE, 2016], o qual constitui um sistema de prototipagem para algoritmos de controle que se comunica diretamente com o programa Matlab[®] e com o sistema de simulação e desenvolvimento de interfaces gráficas Simulink[®] [MathWorks, 2016].

Por se tratar de uma placa dedicada ao desenvolvimento de algoritmos de controle, a dSPACE[®] apresenta um grande número de entradas e saídas, tanto digitais como analógicas. Possui também entradas para decodificadores analógicos de posição (*Resolver*), decodificadores digitais (encoders absolutos ou incrementais), saídas de controle PWM (Pulse Width Modulation) e portas dedicadas à comunicação RS485. A placa dSPACE[®] ainda é capaz de processar algoritmos internamente independentemente do estado de operação do microcomputador onde encontra-se instalada.

As duas interfaces dedicadas aos encoders suportam sinais do tipo TTL (Transistor–Transistor Logic) com terminação simples ou RS422, configurações que podem ser determinadas via *software*. Os encoders utilizados no presente trabalho foram ligados através

da configuração TTL com terminação simples. A Tabela C.3 apresenta as principais características dessas entradas identificadas por CP19 E CP20. O padrão de conexão utilizado é um conector de 15 pinos DB15.

Tabela C.3 – Características Elétricas das Portas de Entrada da dSPACE® para Encoder.

[Fonte: adaptado de dSPACE, 2016]

Propriedade	Grandeza	
Sinal TTL nível alto	2 – 5	Vcc
Sinal TTL nível baixo	0 – 0,8	Vcc
Resistência de entrada	12	kΩ

As entradas analógicas, nas quais foram conectados os quatro sensores de pressão, são identificadas como ADCH1 a ADCH8. As quatro primeiras (ADCH1 à ADCH4) possuem um conversor A/D (analógico/digital) de 16 bits multiplexados, já, as últimas quatro (ADCH5 à ADCH8), possuem cada uma um conversor A/D, porém de 12 bits de resolução. As entradas utilizadas para ligar os sensores de pressão foram as quatro últimas, isto é, ADCH5 à ADCH8. As principais características elétricas dessas entradas estão dispostas na Tabela C.4.

Tabela C. 4 – Características elétricas das portas de entrada analógica da dSPACE®.[Fonte: adaptado de dSPACE, 2016]

Propriedade	Grandeza	
Tensão de entrada	-10 a 10	Vcc
Resistência de entrada	Aproximadamente 1	MΩ
SNR(signal-to-noise ratio)	> 65	dB

As saídas analógicas possuem um conversor D/A (digital/analógico) com oito canais em paralelo. Estes canais são identificados de DACH1 até DACH8, são de terminação simples e possuem baixa impedância. As saídas utilizadas para realizar o controle das duas servoválvulas foram a DACH5 e a DACH6, sendo suas principais características elétricas apresentadas na Tabela C.5.

Tabela C.5 – Características elétricas das portas de saída analógica da dSPACE®. [Fonte: adaptado de dSPACE, 2016]

Propriedade	Grandeza	
Tensão de saída	-10 a 10	Vcc
Corrente de saída	-5 a 5	mA
Resistência de saída	Aproximadamente 0	Ω
SNR(signal-to-noise ratio)	> 80	dB

A placa dSPACE também possui uma unidade de entradas e saídas (I/O) digitais, disponibilizando, em um conector de 37 pinos, vinte entradas e/ou saídas. Esses canais de estradas e saídas são identificados de IO0 até IO19, sendo que cada bit utilizado deve ser configurado como entrada ou saída via *software*. As principais características elétricas desses canais de entradas e saídas estão apresentadas na Tabela C.6.

Tabela C. 6 – Características elétricas das portas digitais da dSPACE®. [Fonte: dSPACE, 2016]

Propriedade	Grandeza	
Nível alto de tensão de entrada	2 a 5	Vcc
Nível baixo de tensão de entrada	0 a 0,8	Vcc
Nível alto de tensão de saída	2,4 a 5	Vcc
Nível baixo de tensão de saída	0 a 0,4	Vcc
Corrente de entrada	500	μ A
Corrente de saída	-5 a 5	mA

Acompanha ainda o *hardware* da dSPACE® o *software* Control Desktop®, que tem por finalidade possibilitar ao programador a capacidade de implementar interfaces semelhantes à de um sistema supervisório, com elementos gráficos e capacidade de gravar e exportar dados adquiridos através do *hardware* para formatos que possam ser processados no *software* Matlab®.

Entre as funcionalidades do Control Desktop®, pode-se citar a capacidade de iniciar e parar o programa processado pela dSPACE®; modificar variáveis numéricas do programa durante a execução do algoritmo de controle; alterar o valor do intervalo de tempo de gravação de dados; e, criar, modificar e gerenciar *layouts* de exibição (criação de supervisórios). Através do uso do software Control Desktop®, foram desenvolvidos alguns

layouts para aquisição de dados de experimentos de enchimento e esvaziamento das câmaras dos atuadores, além de testes de resposta de posição para a validação do modelo matemático do primeiro e segundo graus de liberdade e do manipulador, ambos descritos no Capítulo 3.

APÊNDICE D – Inversão e Solução das Funções de Tensão

Este apêndice descreve os procedimentos de obtenção dos sinais de controle necessários para efetuar a abertura dos orifícios de passagem nas servoválvulas, fazendo com que o ar comprimido passe através dos mesmos, gerando movimentos nos eixos dos atuadores.

É importante ressaltar que este procedimento foi apresentado por Perondi, 2002, e Sarmanho, 2014, sendo aqui, reproduzido, devido à sua elevada importância no presente contexto, quanto à forma de geração do sinal de controle aplicado nas válvulas do robô pneumático, visto que os métodos de controle utilizados no presente trabalho comandam diretamente a derivada do torque desejado.

D.1 Solução das Funções de Tensão

Reescrevendo as equações (3.3) e (3.4) para o caso em que câmara A está enchendo e, concomitantemente, a câmara B está exaurindo, onde a tensão de controle deve variar entre $0 \leq u \leq 1$, obtém-se as equações (D.1) e (D.2):

$$q_{mA}^{ench}(P_A, u) = [q_m^{ench}]_{max} f_{pA}^{ench}(P_A) f_{uA}^{ench}(u), \quad (D.1)$$

$$q_{mB}^{exau}(P_B, u) = [q_m^{exau}]_{max} f_{pB}^{exau}(P_B) f_{uB}^{exau}(u). \quad (D.2)$$

Na situação alternativa, em que câmara A está exaurindo e, concomitantemente a câmara B está enchendo, a tensão de controle deve variar entre $-1 \leq u \leq 0$, obtendo-se as equações (D.3) e (D.4):

$$q_{mA}^{exau}(P_A, u) = [q_m^{exau}]_{max} f_{pA}^{exau}(P_A) f_{uA}^{exau}(u), \quad (D.3)$$

$$q_{mB}^{ench}(P_B, u) = [q_m^{ench}]_{max} f_{pB}^{ench}(P_B) f_{uB}^{ench}(u). \quad (D.4)$$

Considerando as funções aproximadas de f_{ui} polinômios de terceira ordem, as mesmas podem ser escritas no formato genérico da Equação (D.5):

$$f_{ui}(\bar{u}) = (A_i \bar{u}^3 + B_i \bar{u}^2 + C_i \bar{u} + D_i). \quad (D.5)$$

Substituindo a forma genérica do polinômio f_{ui} , Equação (D.5), nas equações de vazão mássica, obtém-se, para o caso em que câmara A está enchendo e, concomitantemente, a câmara B está exaurindo, as equações (D.6) e (D.7):

$$q_{mA}^{ench}(P_A, u) = [q_m^{ench}]_{max} f_{pA}^{ench}(P_A) (A_{uA}^{ench} \bar{u}^3 + B_{uA}^{ench} \bar{u}^2 + C_{uA}^{ench} \bar{u} + D_{uA}^{ench}), \quad (D.6)$$

$$q_{mB}^{exau}(P_B, u) = [q_m^{exau}]_{max} f_{pB}^{exau}(P_B) (A_{uB}^{exau} \bar{u}^3 + B_{uB}^{exau} \bar{u}^2 + C_{uB}^{exau} \bar{u} + D_{uB}^{exau}). \quad (D.7)$$

De forma análoga, para as equações em que câmara A está exaurindo e, concomitantemente, a câmara B está enchendo, obtém-se as equações (D.8) e (D.9):

$$q_{mB}^{ench}(P_B, u) = [q_m^{ench}]_{max} f_{pB}^{ench}(P_B) (A_{uB}^{ench} \bar{u}^3 + B_{uB}^{ench} \bar{u}^2 + C_{uB}^{ench} \bar{u} + D_{uB}^{ench}), \quad (D.8)$$

$$q_{mA}^{exau}(P_A, u) = [q_m^{exau}]_{max} f_{pA}^{exau}(P_A) (A_{uA}^{exau} \bar{u}^3 + B_{uA}^{exau} \bar{u}^2 + C_{uA}^{exau} \bar{u} + D_{uA}^{exau}). \quad (D.9)$$

Expressando os volumes das câmaras como $V_A = \varphi\theta + V_{0A}$ e $V_B = \varphi(\alpha - \theta) + V_{0B}$ e substituindo-os na função \hat{u} (dos termos que dependem da tensão de controle), Equação (2.XX), obtém-se a Equação (D.10):

$$\frac{\hat{u}V_A V_B}{\varphi rRT} = q_{mA} V_B - q_{mB} V_A, \quad (D.10)$$

a qual permite relacionar as equações (D.6) e (D.7) das vazões mássicas na situação em que a câmara A está enchendo e a câmara B está exaurindo, resultando na Equação (D.11) que soma os termos à direta tendo em vista que a convenção de sinais diferentes para vazão entrando e vazão saindo, ou seja, os sinais são diferentes para vazão entrando (+) e vazão saindo (-):

$$\begin{aligned} \frac{\hat{u}V_A V_B}{\varphi rRT} = & [[q_m^{ench}]_{max} f_{pA}^{ench}(P_A) (A_{uA}^{ench} \bar{u}^3 + B_{uA}^{ench} \bar{u}^2 + C_{uA}^{ench} \bar{u} + D_{uA}^{ench})] V_B \\ & + [[q_m^{exau}]_{max} f_{pB}^{exau}(P_B) (A_{uB}^{exau} \bar{u}^3 + B_{uB}^{exau} \bar{u}^2 + C_{uB}^{exau} \bar{u} + D_{uB}^{exau})] V_A. \end{aligned} \quad (D.11)$$

De forma análoga, utilizando a Equação (D.10), pode-se relacionar as equações (D.8) e (D.9) das vazões mássicas na situação em que a câmara B está enchendo e a câmara A está exaurindo, resultando na Equação (D.12), respeitando a mesma convenção de sinais (positivo para vazão entrando e negativo para vazão saindo):

$$\begin{aligned} \frac{\hat{u}V_A V_B}{\varphi rRT} = & [[q_m^{exau}]_{max} f_{pA}^{exau}(P_A)(A_{uA}^{exau} \bar{u}^3 + B_{uA}^{exau} \bar{u}^2 + C_{uA}^{exau} \bar{u} + D_{uA}^{exau})] V_B \\ & + [[q_m^{ench}]_{max} f_{pB}^{ench}(P_B)(A_{uB}^{ench} \bar{u}^3 + B_{uB}^{ench} \bar{u}^2 + C_{uB}^{ench} \bar{u} + D_{uB}^{ench})] V_A. \end{aligned} \quad (D.12)$$

Os valores das funções que representam as pressões são calculados para cada instante utilizando-se das funções de interpolação apresentadas nas tabelas (3.1) e (3.2), as quais foram aproximadas às funções tensão pelo produto de duas funções, cada uma definida de tal forma que ambas possuem apenas uma raiz real.

Verifica-se que, pelas tabelas (3.1) e (3.2), para cada caso de direção desejada do movimento, ter-se-á uma combinação linear de duas equações dependentes do pseudo-sinal de controle \hat{u} que deverá ser resolvida para o sinal de controle normalizado \bar{u} . Verifica-se também que resultado dessa combinação linear poderá ser uma equação de primeiro grau ou uma equação de terceiro grau. Sabe-se da álgebra básica, que a combinação linear de duas equações cúbicas, resulta em uma terceira equação cúbica, e ainda que, se as mesmas possuem uma raiz real no intervalo (0,1) a terceira também, possuirá uma raiz real no mesmo intervalo. A prova desta propriedade está apresentada por Perondi, 2002.

O resultado da combinação linear de duas equações de primeira ordem será uma nova equação de primeira ordem e de uma equação de terceira ordem com uma equação cúbica também será uma equação cúbica.

Desta forma, encontra-se a raiz real da equação resultante da combinação linear, isto é, realiza-se o cálculo para obter a raiz da equação cúbica resultando no valor das tensões de controle desejadas a serem aplicadas nas servoválvulas.

D.2 Solução de uma Equação Cúbica

A solução das equações cúbicas pode ser encontrada, por exemplo, em Spiegel, 1973. As equações (D.11) e (D.12) com $\hat{u} = 0$ podem ser normalizadas e colocada na seguinte

forma:

$$\bar{u}^3 + a_1 \bar{u}^2 + a_2 \bar{u} + a_3 = 0. \quad (\text{D.13})$$

A partir da Equação (D.13), pode-se definir $Q = (3a_2 - a_1^2)/9$, $R = (9a_1a_2 - 27a_3 - 2a_1^3)/54$, $D = Q^3 + R^2$, $S = \sqrt[3]{R + \sqrt{D}}$ e $T = \sqrt[3]{R - \sqrt{D}}$.

De acordo com Spiegel, 1973, a raiz real da equação (D.13) podem ser calculada através da Equação (D.14):

$$\bar{u} = S + T - \frac{a_1}{3}. \quad (\text{D.14})$$

A Equação (D.14) é utilizada para o cálculo explícito da inversa da combinação linear das funções de tensão, dadas pelas equações (D.11) e (D.12), quando a combinação linear resulta em uma equação cúbica. No caso de combinação de dois polinômios de primeiro grau, o polinômio resultante (também de primeiro grau) tem solução trivial.

APÊNDICE E – Trajetória Desejada

As simulações foram realizadas para uma trajetória desejada polinomial de sétima ordem com patamares fixos. A trajetória desejada polinomial começa com a aleta do atuador na posição 0,24 rad, $\theta_d(0) = 0,24$. A seguir, durante 2 s, ocorre um deslocamento de acordo com uma curva polinomial de sétima ordem até a aleta chegar a uma posição próxima à outra extremidade do atuador (4,48 rad), tal que, $\theta_d(2) = 4,48$. A aleta mantém-se parada nesta posição novamente por 2 s, quando é iniciado um movimento de retorno (segundo a mesma curva polinomial) até a posição inicial, onde permanece também por 2 s, repetindo a ação.

Esse tipo de trajetória polinomial já foi utilizado em aplicações de controle de servoposicionadores pneumáticos, como por exemplo, nos trabalhos de Perondi, 2002, e Sarmanho, 2014. A trajetória polinomial está descrita pelas equações (E.1) e (E.2):

$$\theta_d(t) = -6t^7 + 21t^6 - 25,2t^5 + 10,5t^4, \quad (E.1)$$

$$\theta_d(t) = \begin{cases} 0,24 + \theta_d(t/2), & t < 2 \\ 4,48, & 2 \leq t < 4 \\ 4,48 - \theta_d((t-4)/2), & 4 \leq t \leq 6 \end{cases} \quad (E.2)$$

Assim como em Perondi, 2002, os coeficientes do polinômio de 7ª ordem foram escolhidos de forma a não ultrapassar a velocidade máxima recomendada pelo fabricante do atuador. A trajetória desejada está ilustrada pela Figura 5.1.

APÊNDICE F – Resultados com Desvio nos Valores dos Parâmetros

Sabe-se que, por maior empenho que se tenha e por mais acurados que sejam os equipamentos utilizados para a fabricação de componentes e nas medições usadas para identificação dos parâmetros de massa, comprimento de elos, centro de massa, e momento de inércia de cada grau de liberdade de um manipulador sempre existirá erros nos valores nominais utilizados no projeto do controlador. Além do mais, parte-se do pressuposto de que os parâmetros podem variar ao longo do tempo ou que possa existir uma situação em esses parâmetros não são completamente conhecidos.

Portanto, neste apêndice, apresenta-se um estudo comparativo do desempenho dos controladores quando os parâmetros utilizados nos mesmos diferem-se dos parâmetros do robô. Assim, determinados parâmetros foram propositalmente alterados para representar diferenças com relação aos valores nominais dos parâmetros utilizados no modelo. Em trabalhos futuros serão realizadas medições acuradas desses parâmetros e será, então, possível realizar um estudo baseado em uma situação real de variação paramétrica (a partir dos dados experimentais então disponíveis). No presente estudo, essas variações foram estabelecidas arbitrariamente, caracterizando este como um estudo preliminar. A Tabela F.1 apresenta as alterações assumidas nos valores dos parâmetros.

Tabela F.1 – Valores dos Parâmetros do Modelo do Manipulador e dos Controladores.

Parâmetro	Valores Nominais	Valores nos Controladores
I_1	0,0924 kgm ²	0,0254 kgm ²
I_2	0,0676 kgm ²	0,0203 kgm ²
r_1	0,1349 m	0,1893 m
r_2	0,1290 m	0,1092 m
l_1	0,2498 m	0,3125 m
l_2	0,2230 m	0,1950 m
m_1	2,7545 kg	1,8167 kg
m_2	2,5158 kg	1,3699 kg

Mantendo os mesmos ganhos dos controladores da Seção 5.2, foram efetuadas três simulações:

Simulação F.1: executada aplicando a trajetória desejada somente no primeiro grau de liberdade, mantendo o segundo grau de liberdade na posição inicial (0 rad). Os erros de

trajetória resultantes desta simulação estão ilustrados na Figura F.1.

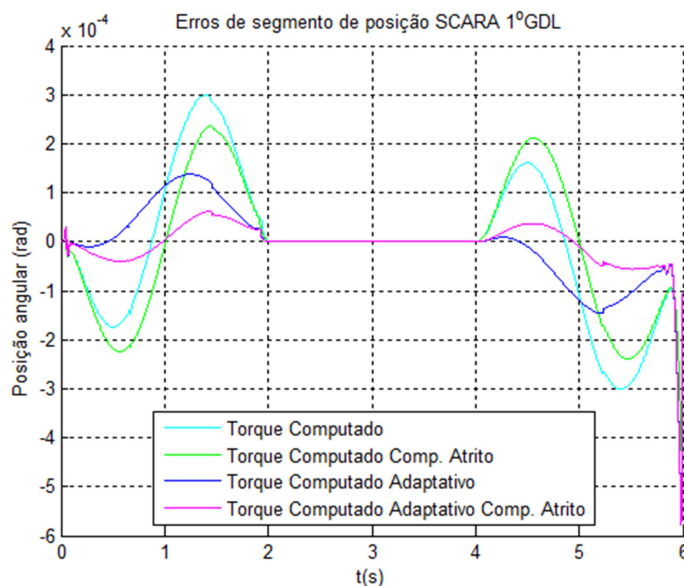


Figura F.1 – Erros de seguimento de posição do 1º GDL referentes a Simulação F.1 com desvios paramétricos segundo a Tabela F.1.

Verifica-se que no primeiro grau de liberdade o menor erro é o fornecido pelo TCA_CA, seguido pelo TCA, TC_CA e, por último pelo TC. A Tabela F.2 apresenta os erros RMS e os erros acumulados (em radianos) ao longo dos seis segundos de simulação, adquiridos a cada 0,0005 s para cada controlador.

Tabela F.2 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores na Simulação F.1.

Controlador	Erro acumulado do 1º GDL	Média RMS dos erros do 1º GDL
TC	1,4229 rad	$1,6877 \cdot 10^{-4}$ rad
TC_CA	1,3676 rad	$1,5851 \cdot 10^{-4}$ rad
TCA	0,5665 rad	$7,8256 \cdot 10^{-5}$ rad
TCA_CA	0,3363 rad	$5,2858 \cdot 10^{-5}$ rad

Analisando os resultados apresentados na Tabela F.2, verifica-se que o controlador TC apresenta capacidade de seguir a referência de posição com erros relativamente pequenos do robô, mas que no valor acumulado atinge 1,4229 rad; já, o controlador TC_CA apresenta resultados 3,88% acima dos do TC. Além disso, o controlador TCA, em relação ao TC, apresentou redução de 60,19%, enquanto que o menor erro foi do controlador TCA_CA, com 76,36% de redução do valor do erro acumulado.

Verifica-se que, em comparação com a Simulação 5.1, que também executa a movimentação somente do 1º GDL, o erro acumulado do TC aumentou 35% e do TC_CA aumentou 41%. Já, o controlador TCA apresentou menor aumento no erro (12%), todavia não superando o resultado do controlador por TCA_CA, que apresenta erro acumulado aproximadamente 50% menor que o TCA.

No que tange ao erro RMS, o resultado do TCA_CA reduziu em 68,68% em comparação com o TC, o TCA reduziu 53,63% em comparação TC e o TC_CA em 6,07% em relação ao TC. Na comparação com relação aos resultados da Simulação 5.1, o TCA_CA foi o controlador com maior aumento na média com relação a ele mesmo, todavia mantendo o melhor resultado dentre os controladores analisados.

Simulação F.2: esta simulação foi executada com a trajetória desejada usada somente como referência para o segundo grau de liberdade, mantendo o primeiro grau de liberdade na posição inicial (0 rad). A Figura F.2 ilustra os erros de trajetória resultantes desta simulação.

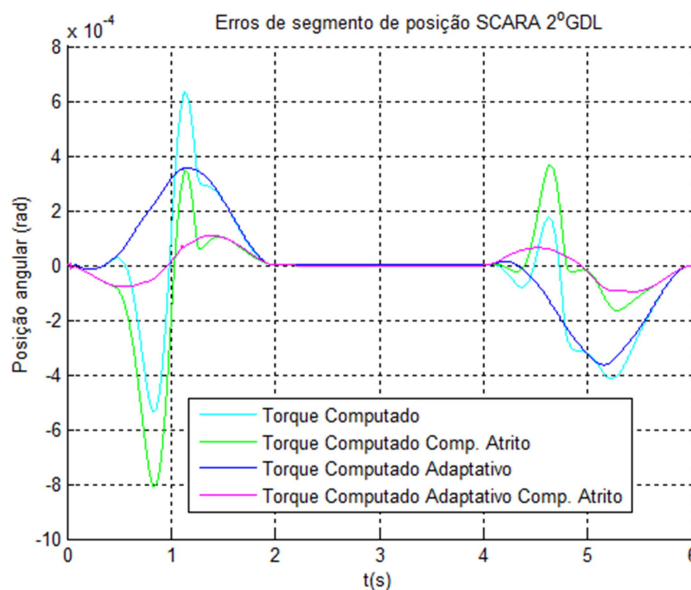


Figura F.2 – Erros de seguimento de posição do 2º GDL referente à Simulação F.2 com desvios paramétricos segundo a Tabela F.1.

No segundo grau de liberdade, observa-se que o menor erro apresentado é, novamente, refere-se à resposta do controlador TCA_CA, seguido pelo TC_CA, depois pelo TCA e, por último, pelo TC. A Tabela F.3 apresenta os valores do erro acumulado (em radianos) ao longo dos seis segundos de simulação, também adquiridos a cada 0,0005 s, e dos valores RMS dos erros para cada controlador.

Tabela F.3 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores na Simulação F.2.

Controlador	Erro acumulado do 2º GDL	Média RMS dos erros do 2º GDL
TC	1,4146 rad	$1,7007 \cdot 10^{-4}$ rad
TC_CA	1,0590 rad	$1,2274 \cdot 10^{-4}$ rad
TCA	1,2312 rad	$1,6778 \cdot 10^{-4}$ rad
TCA_CA	0,4254 rad	$6,6862 \cdot 10^{-5}$ rad

Analisando os resultados apresentados na Tabela F.3, verifica-se que o controlador TC novamente é capaz de seguir a referência de posição com erros relativamente pequenos, porém o seu valor de erro acumulado atinge o maior valor (1,4146 rad). Já, o controlador TCA teve desempenho 12,96% superior ao do TC. Analogamente à Simulação 5.2, os controladores com compensação de atrito obtiveram melhores resultados. O controlador TC_CA, em relação ao TC, apresentou desempenho superior em 25,14% e o menor erro foi novamente o do controlador TCA_CA, com 69,93% de redução de erro acumulado em comparação com o TC. O valor RMS do erro do controlador TC teve aumento relativo, $1,7007 \cdot 10^{-4}$ rad. Já, o TCA que teve desempenho superior ao TC, reduziu em 1,35%, seguido do controlador TC_CA, o qual reduziu a o erro RMS em 27,83% enquanto que o TCA_CA, que apresentou melhor desempenho, reduziu em 60,68%.

Simulação F.3: mantendo os parâmetros do robô e dos controladores com desvios paramétricos, realizou-se uma última simulação com a movimentação simultânea dos dois graus de liberdade utilizando a mesma trajetória de referência. A Figura F.3 ilustra o resultado dessa simulação para os dois graus de liberdade.

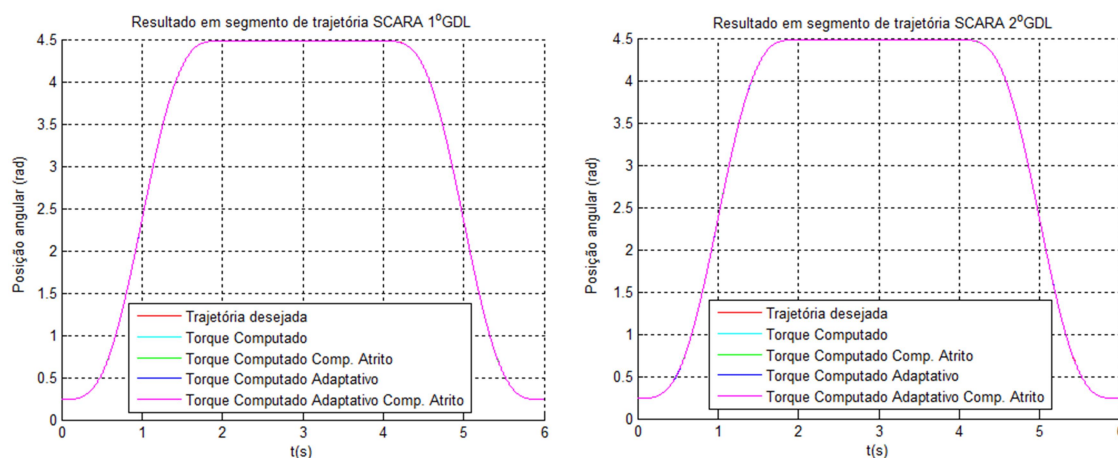


Figura F.3 – Respostas dos controladores aos parâmetros alterados na Simulação F.3.

Para melhor visualização, os erros dos quatro controladores estão ilustrados na Figura F.4.

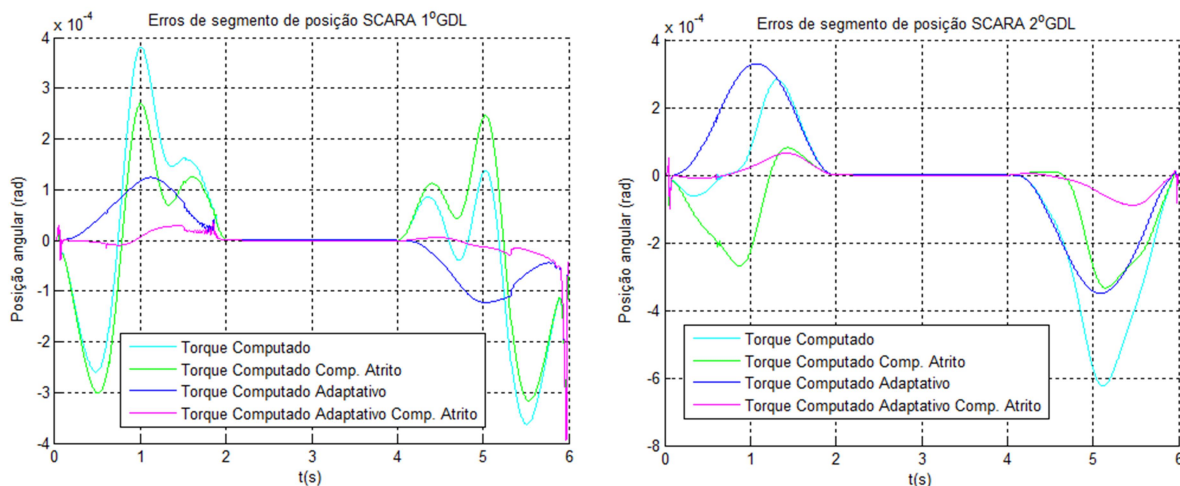


Figura F.4 – Resultados obtidos para os erros de seguimento de posição na Simulação F.3.

Novamente, verifica-se que o TCA_CA forneceu melhores resultados. Dado que o objetivo é evidenciar o desempenho do controlador projetado pelo presente trabalho, as figuras F.5 a F.7 ilustram resultados dos erros do TCA_CA superpostos aos demais controladores estudados no presente trabalho e os valores dos erros acumulados e valor RMS referente à Simulação F.3, estão apresentados na Tabela F.4.

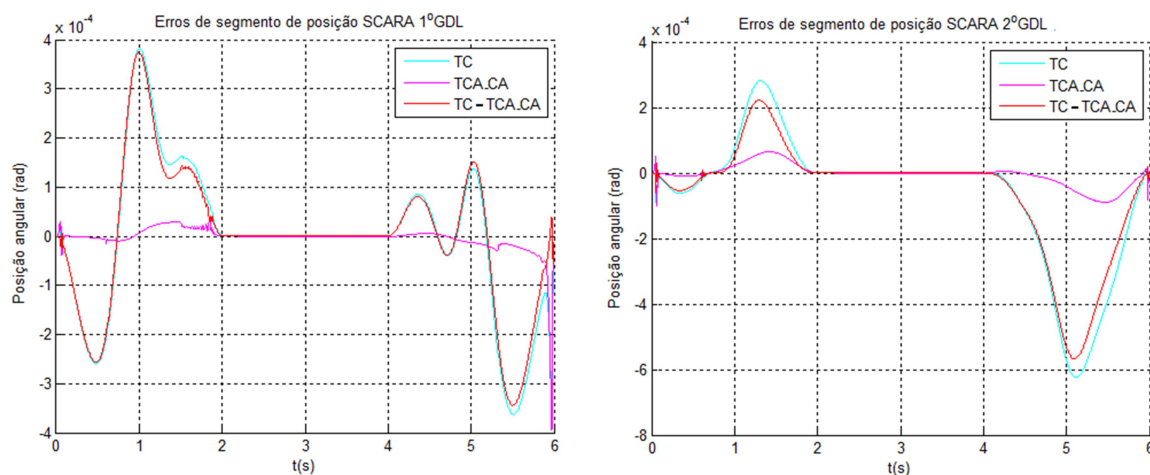


Figura F.5 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TC com o do TCA_CA.

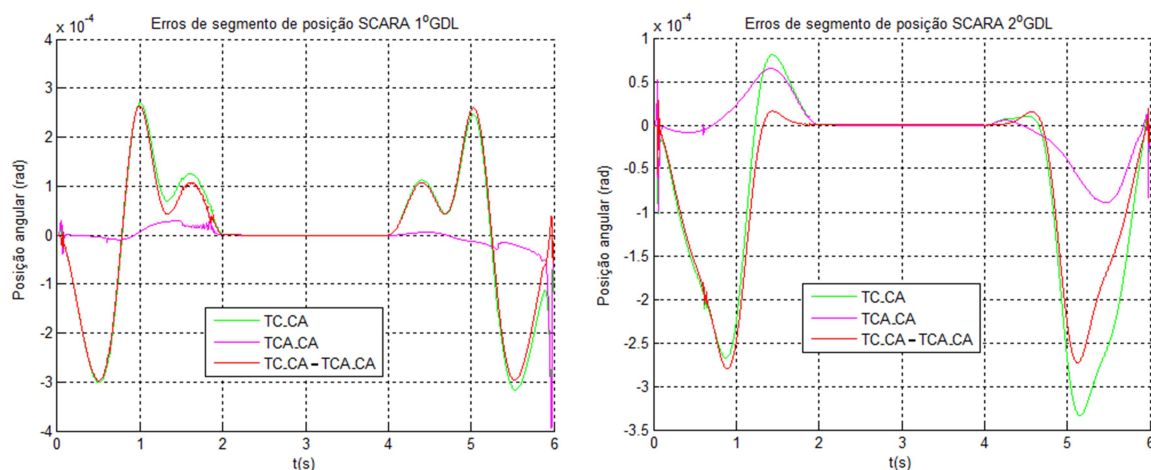


Figura F.6 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TC_CA com o do TCA_CA.

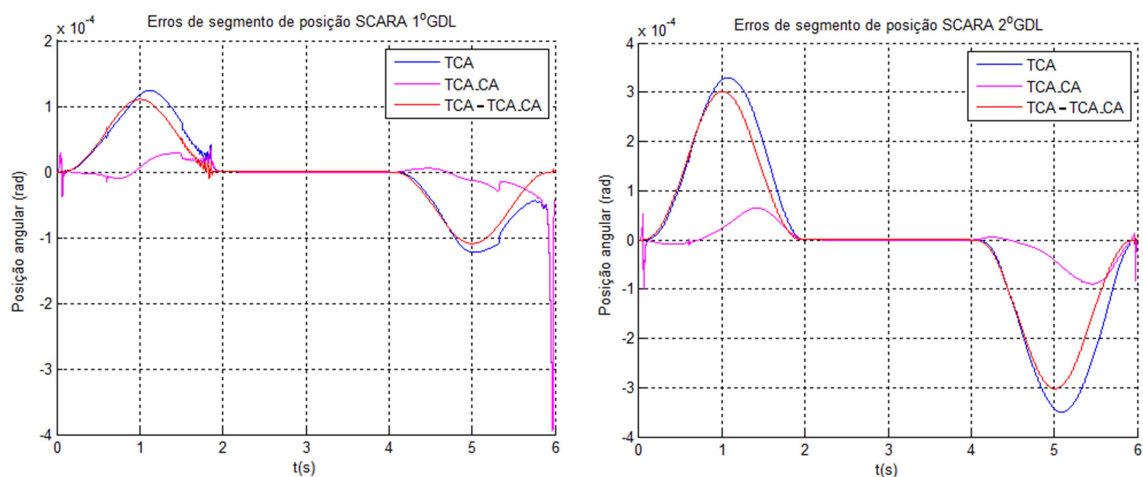


Figura F.7 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TCA com o do TCA_CA.

Tabela F.4 – Erros de Seguimento de Posição dos Controladores com Parâmetros Alterados.

Controlador	Erro acumulado 1° GDL	Média dos erros RMS 1° GDL	Erro acumulado 2° GDL	Média dos erros RMS 2° GDL
TC	1,1800 rad	$1,4127 \cdot 10^{-4}$ rad	1,4137 rad	$2,0931 \cdot 10^{-4}$ rad
TC_CA	1,1352 rad	$1,3848 \cdot 10^{-4}$ rad	0,9383 rad	$1,2957 \cdot 10^{-4}$ rad
TCA	0,6700 rad	$8,4240 \cdot 10^{-5}$ rad	1,3257 rad	$1,7494 \cdot 10^{-4}$ rad
TCA_CA	0,4982 rad	$6,0655 \cdot 10^{-5}$ rad	0,4206 rad	$5,7377 \cdot 10^{-5}$ rad

Verifica-se que no caso da Simulação F.3, os desempenhos se mantêm semelhante às anteriores, em que cada grau de liberdade foi movimentado individualmente. A Tabela F.5 apresenta o percentual de redução do erro do controlador TCA_CA em relação aos erros dos demais controladores nos dois graus de liberdade, referente à Simulação F.3.

Tabela F.5 – Valores Comparativos da Redução dos Erros de Seguimento de Posição Acumulados e RMS entre o TCA_CA e os Demais Controladores na Simulação F.3.

Controlador	No erro acumulado do 1º GDL	Na média RMS de erros do 1º GDL	No erro acumulado do 2º GDL	Na média RMS de erros do 2º GDL
TC	57,77 %	57,06 %	70,25 %	72,58 %
TC_CA	56,11 %	56,20 %	55,17 %	55,72 %
TCA	25,64 %	27,99 %	68,67 %	66,98 %

Comparando os resultados apresentados nas tabelas 5.5 e F.5, verifica-se que, embora percentualmente a diferença dos resultados do TCA_CA com o os demais controladores seja maior quando os parâmetros dos controladores e do manipulador são iguais, o TCA_CA ainda apresenta resultados melhores que os demais controladores implantados. Comparando o TCA_CA o TCA, obteve-se redução de erros que variaram de 25% a 84%. Já, na comparação do TC_CA com seu antecessor, o TC, a redução de erros variou de 3,8% a 52%, aproximadamente.

É importante destacar que, nas aplicações reais é geralmente difícil dispor-se de valores dos parâmetros com alta precisão. Os resultados das simulações em que os controladores possuem valores diferentes dos parâmetros do robô, mostraram que o controlador TCA_CA é relativamente mais efetivo, pois em todas elas os valores de erros totais foram mais reduzidos com relação ao TC do que os demais controladores analisados (aproximadamente 77% para o 1º GDL e 70%, para o 2º GDL). No caso de movimento simultâneo em ambos os graus de liberdade, a redução do erro diminuiu aproximadamente 47%.

Desta forma, através de todos os resultados apresentados, verifica-se que o TCA_CA aplicado ao problema de seguimento de trajetória, apresenta os menores erros tanto RMS quanto de valores acumulados ao longo da trajetória quando comparado com as demais metodologias de controle abordadas no presente trabalho.

APÊNDICE G – Resultados com Parâmetros Geométricos e Inerciais com Valores Nominiais e Ganhos Ajustados para o Controlador TCA_CA

Nesta seção, são apresentados os resultados obtidos em simulação para o manipulador SCARA pneumático operando no seguimento da trajetória definida na Seção 5.1, com otimização dos ganhos para o controlador desenvolvido no âmbito do presente trabalho. Esses resultados foram obtidos considerando que os parâmetros de massa, comprimento de elos, centro de massa, e momento de inércia de cada grau de liberdade do manipulador (definidos no Apêndice A e identificados na Seção 3.4 por meio da Tabela 3.3) são completamente conhecidos, isto é, o sistema é considerado com os (mesmos) valores nominais utilizados na modelagem do manipulador. Portanto, os resultados das simulações desta seção pressupõem que os valores de cada parâmetro do manipulador podem ser obtidos com alta precisão. Da mesma forma, os valores dos parâmetros utilizados nos observadores baseados no modelo *LuGre* utilizados no controlador TCA_CA possuem valores nominais do modelo do manipulador.

Buscando uma comparação com os resultados de seguimento de trajetória da Simulação 5.1, em que os ganhos foram determinados para a melhor resposta do controlador por Torque Computado, novos valores foram determinados através de uma metodologia sistemática do aumento gradativo dos valores, a fim de otimizar o resultado do controlador TCA_CA. Na Tabela G.1 são apresentados os conjuntos de ganhos utilizados nos procedimentos de simulação para os dois graus de liberdade.

Tabela G. 1 – Ganhos do Controlador.

Ganho	1º GDL	2º GDL
λ	90	80
K_t	18	20
K_a	$2,5 \cdot 10^4$	$2,5 \cdot 10^4$
K_d	150	20
Γ	10^{-3}	10^{-3}

Os valores utilizados para o observador do atrito são os apresentados na Seção 3.2. Desta forma, foi realizada uma simulação, conforme segue:

Simulação G.1: executada aplicando a trajetória desejada nos dois graus de liberdade

simultaneamente. Dado que os resultados de erros de seguimento em questão são na ordem de 10^{-4} , optou-se, para fins de comparação, graficar apenas os erros de trajetória, isto é, a diferença entre a trajetória desejada e a trajetória executada através do controlador TCA_CA.. Os erros de trajetória resultantes da Simulação 5.3 na qual os ganhos do TCA_CA estavam ajustados para o controlador TC e os erros da Simulação G1 na qual os ganhos estão ajustados especificamente para o controlador TCA_CA estão ilustrados na Figura G.1.

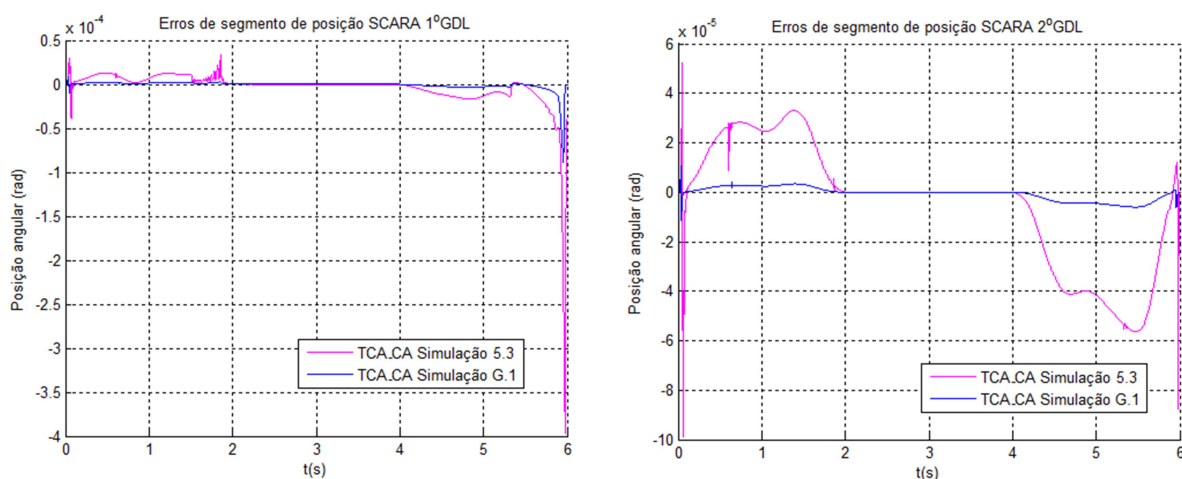


Figura G. 1 – Gráfico comparativo entre o erro de seguimento de posição do Controlador TCA_CA Na Simulação 5.3 e na Simulação G.1.

Verifica-se que é possível obter um resultado ainda melhor para o TCA_CA quando o mesmo possui seus ganhos ajustados. Dado que o objetivo é evidenciar o desempenho do controlador projetado pelo presente trabalho, os valores dos erros acumulados e valor RMS referente às simulações 5.3 e G.1, estão apresentados na Tabela G.2.

Tabela G. 2 – Erros de Seguimento de Posição do Controlador TCA_CA nas Simulação G.1 e 5.3.

Controlador TCA_CA	Erro acumulado 1º GDL	Média RMS de erros 1º GDL	Erro acumulado 2º GDL	Média RMS de erros 2º GDL
Simulação 5.3	0,1067 rad	$2,7591 \cdot 10^{-5}$ rad	0,2119 rad	$2,5461 \cdot 10^{-5}$ rad
Simulação G.1	0,0229 rad	$6,1584 \cdot 10^{-6}$ rad	0,0222 rad	$2,6776 \cdot 10^{-6}$ rad

Comparando os resultados apresentados na Tabela G.2, verifica-se que no caso da Simulação G.1, os desempenhos dos dois graus de liberdade foi apresentaram importante redução nos erros acumulados e na média RMS. Comparando o resultado do primeiro grau de liberdade do TCA_CA na Simulação 5.3 com a Simulação G.1, obteve-se redução no valor do erro acumulado de 78,53% e na média RMS em 77,68%. Já, na comparação do resultado do segundo grau de liberdade do TC_CA, a redução do erro acumulado foi de 89,52% e da média de erros RMS foi de 89,48%.

A fim de evidenciar outras características do desempenho do controlador TCA_CA, na realização da Simulação G.1, são apresentadas a seguir as curvas de evolução dos parâmetros do vetor $\hat{\mathbf{a}}$, os erros de velocidade, aceleração e torque, além do sinal de controle para cada grau de liberdade, os quais tiveram suas respectivas escalas ajustadas para melhor detalhamento de cada sinal.

A Figura G.2 apresenta os resultados referentes aos erros de velocidade angular.

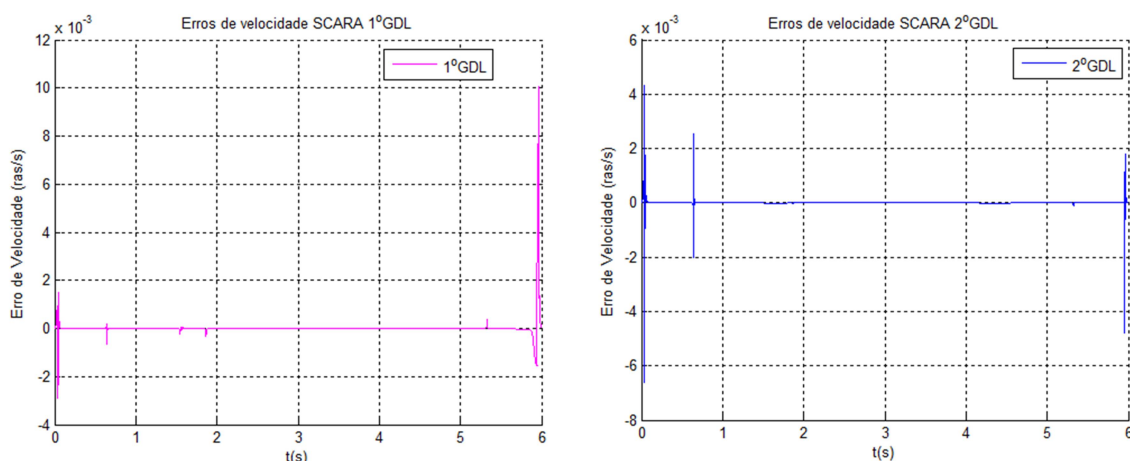


Figura G.2 – Gráficos do erros de velocidade da Simulação G.1.

Na Figura G.2 verifica-se que, por conta do efeito do atrito, que é altamente não-linear próximo da velocidade zero, ocorrem “picos” de erros nas paradas e arranques, todavia bem menores que os picos da Simulação 5.3. Na Figura G.3 estão ilustrados os erros de aceleração para os dois graus de liberdade:

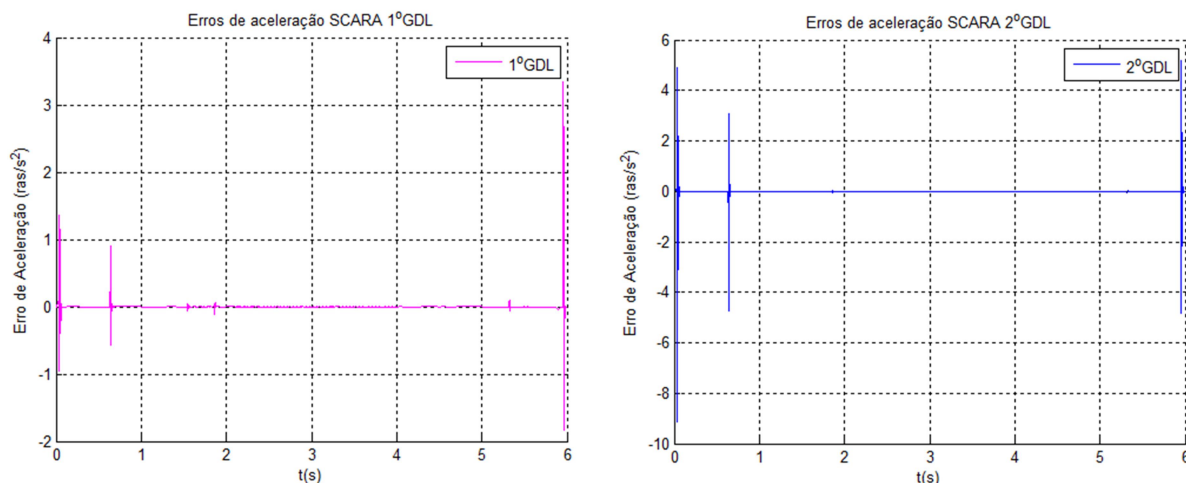


Figura G.3 – Gráficos erros de aceleração da Simulação G.1.

As características do torque desejado (τ_d), do torque de atrito (T_{atr}), do torque desejado acrescido do esquema de compensação explícita de atrito (identificado nas legendas dos gráficos por τ_d TCA_CA), do torque de saída (τ_{out}) e, também, dos erros entre o torque desejado calculado pelo controlador TCA_CA em comparação com o torque de saída, estão apresentados pelos gráficos da Figura G.4.

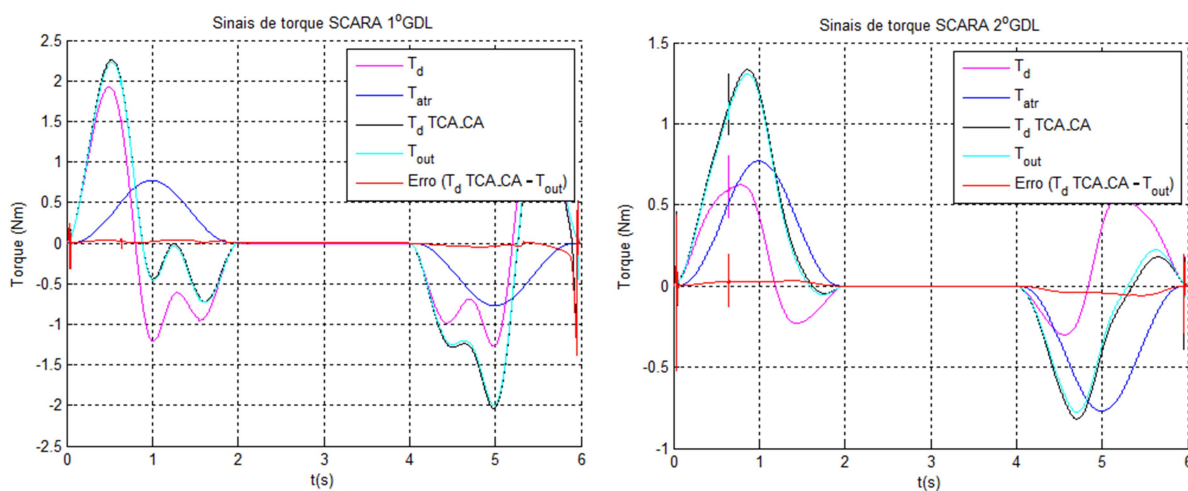


Figura G.4 – Gráficos dos sinais de torque da Simulação G.1.

A Figura G.5 apresenta a evolução dos parâmetros do vetor \hat{a} que, conforme já comentado, constituem um mecanismo de adaptação (lei de adaptação) que garante que o sistema de controle permaneça estável e o erro de seguimento de trajetória convirja para zero

à medida que os parâmetros do robô são variados.

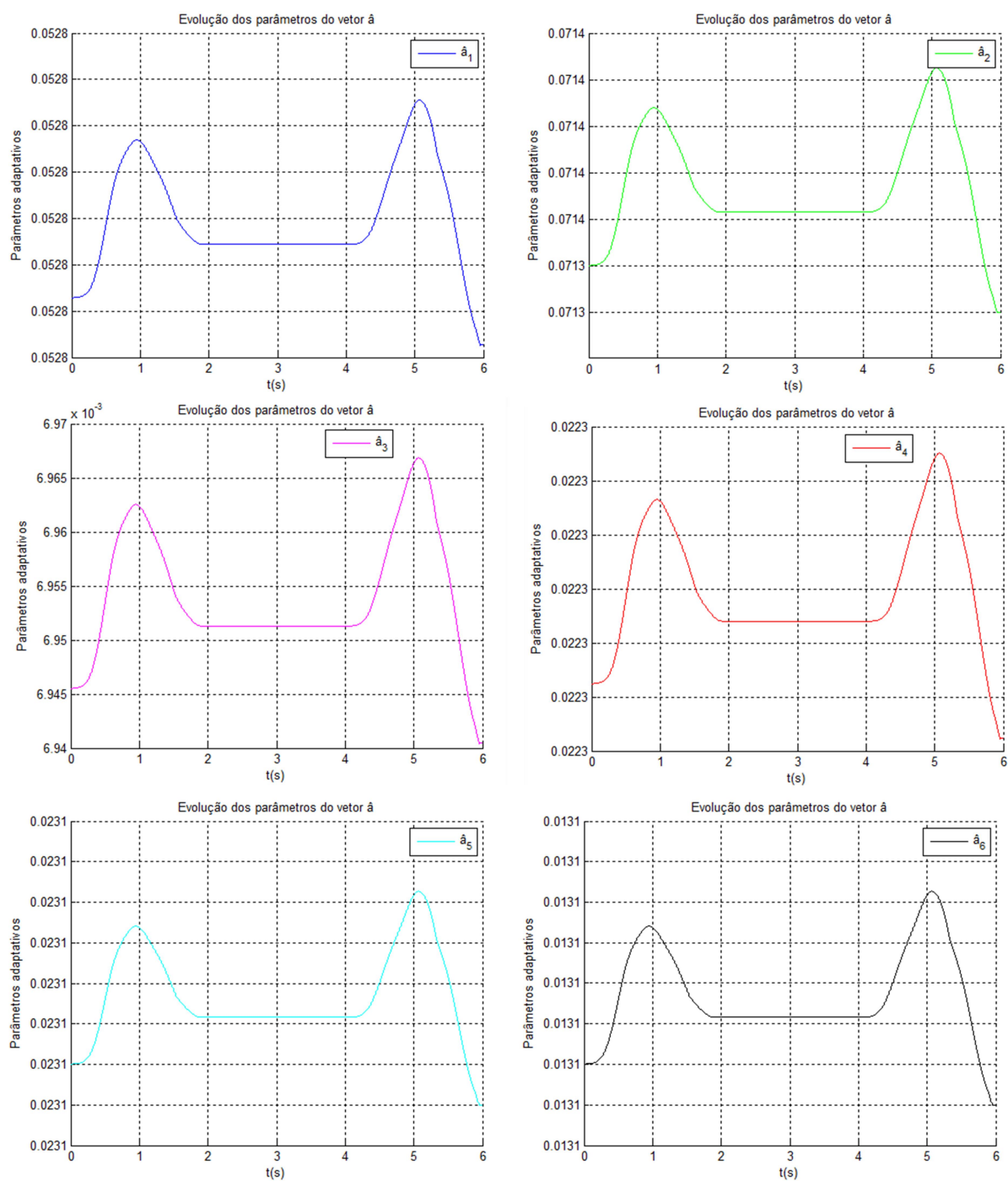


Figura G.5 – Gráficos da evolução dos parâmetros do vetor \hat{a} da Simulação G.1.

A Figura G.6, apresenta os sinais de controle de cada grau de liberdade do manipulador.

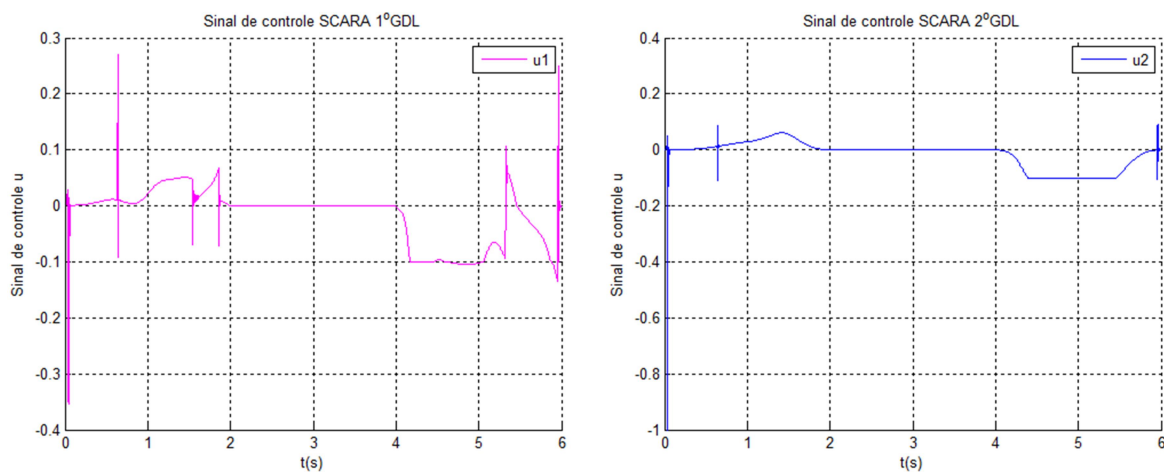


Figura G.6 – Gráficos dos sinais de controle da Simulação G.1.

Analisando o gráfico do primeiro GDL, pode-se concluir que, em módulo, os valores do torque são menores quando comparados com os valores da Simulação 5.3. Além disso, os gráficos possuem movimentos semelhantes.

As características do desempenho do TCA_CA (apresentadas nas figuras G.2 a G.6), somadas a análise dos resultados fornecidos pelo controlador quando o mesmo possui os parâmetros nominais conhecidos, levam à conclusão de que o controlador TCA_CA consegue seguir de forma mais precisa a trajetória de referência quando possui seus ganhos adequadamente ajustados.