

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

DESENVOLVIMENTO DA BASE E CONTROLE DO GRAU DE LIBERDADE  
ROTACIONAL DE UM ROBÔ CILÍNDRICO COM ACIONAMENTO PNEUMÁTICO

por

Marcos Giovane de Quevedo Rijo

Dissertação para obtenção do Título de  
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, março de 2013

DESENVOLVIMENTO DA BASE E CONTROLE DO GRAU DE LIBERDADE  
ROTACIONAL DE UM ROBÔ CILÍNDRICO COM ACIONAMENTO PNEUMÁTICO

por

Marcos Giovane de Quevedo Rijo  
Tecnólogo em Automação Industrial

Dissertação 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

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Eduardo André Perondi

Comissão de Avaliação:

Prof. Dr. Alcy Rodolfo dos Santos Carrara – DEMEC / UFPR

Prof. Dr. Flavio José Lorini - PROMEC / UFRGS

Prof. Dr. Mário Roland Sobczyk Sobrinho - PROMEC / UFRGS

Prof. Dr. Luiz A. Oliveira Rocha  
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 28 de março de 2013

## AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus, por cuidar de mim em todos os momentos da minha vida e por me orientar no rumo certo a seguir.

À minha esposa Mirian, pela dedicação e paciência ao longo deste trabalho.

Aos meus pais Luiz e Zaira, pela educação e respeito a mim ensinados.

Ao meu irmão Roberto, pela amizade e apoio.

Ao meu orientador, Prof. Eduardo André Perondi, pela confiança em mim depositada e por sua competente orientação, amizade e seriedade.

Ao colega Carlos Sarmanho, pela amizade e colaboração em diversas fases deste trabalho.

Aos amigos e colegas de mestrado, pela amizade e troca de conhecimentos ao longo das disciplinas, em especial aos colegas Leonardo Missiaggia e Anselmo Cukla.

Ao Prof. Mauro Cunha, pela recomendação para o meu ingresso no PROMEC.

Aos professores do PROMEC, pela dedicação e por compartilhar seus conhecimentos, em especial aos professores Rafael Laranja e Flávio Lorini.

Ao LAMECC, pelo apoio financeiro e aos colegas que fizeram parte da equipe deste laboratório durante este trabalho, em especial ao técnico responsável pelo laboratório, Eder Gonçalves Dorneles, aos bolsistas Alexandre Stedile, Gregori Fronza e Rafael Vargas, e aos professores Heraldo Amorim, Fabiano Wildner e Mário Sobczyk, pelo apoio e ensinamentos.

À Capes e ao PROMEC pelo apoio financeiro.

Ao Instituto Federal Sul-rio-grandense e aos colegas do Campus Passo Fundo, pelo apoio durante o meu afastamento, em especial ao Prof. Daniel Beck.

## RESUMO

Este trabalho aborda o desenvolvimento da estrutura da base e do sistema de acionamento, transmissão e controle do 1º grau de liberdade de um robô cilíndrico de 5 graus de liberdade acionado pneumáticamente. A base é construída com alumínio estruturado de elevada rigidez, o que confere a sua estrutura mecânica baixas deformações em situações de operação do robô. Além de constituir a estrutura de apoio do manipulador, a base serve de repositório para diversos componentes de sensoriamento e comando dos diversos graus de liberdade do robô e ainda apresenta elementos estruturais que são utilizados como acumuladores de ar comprimido que servem para atenuar as flutuações de pressão nos atuadores pneumáticos. O 1º grau de liberdade do robô, de acordo com a concepção de um robô cilíndrico, é relativo ao giro do conjunto de elos do manipulador em torno do eixo vertical. O seu movimento é comandado por um atuador pneumático linear acoplado a um eixo rotativo por uma correia sincronizadora. O controlador proposto é baseado na técnica de realimentação de estados com alocação de polos e compensa a variação do momento de inércia do manipulador devida ao movimento do robô. Este esquema é baseado em um modelo matemático parametrizado que provê continuamente o valor de massa equivalente acoplada ao primeiro grau de atuador de liberdade. Assim, a cada ciclo de controle, os ganhos do controlador são recalculados a partir do valor atual da massa equivalente, visando a compensar sua variação. São apresentados resultados experimentais e discussões sobre o cálculo da massa equivalente e desempenho do controlador no seguimento de trajetória.

Palavras-chave: controle linear, controle por realimentação de estados, manipulador robótico pneumático.

## **ABSTRACT**

This work deals with the design of the base frame, drive, transmission and control systems used in the first degree of freedom of a pneumatically actuated cylindrical robot with five degrees of freedom. The base is constructed with high stiffness aluminum parts, which achieve low mechanical deformation in operational working conditions. Furthermore, the base structure is used as sensor and pneumatic components compartment and comprises aluminum structural elements that are used as accumulators compressed air used for reducing the pressure fluctuations on the pneumatic actuators operation. The first degree of freedom, according to the usual design of a cylindrical robot, is relative to the rotation of the manipulator arm around its vertical axis. This degree of freedom is controlled by a linear pneumatic actuator coupled to a rotary axis mechanism by an industrial synchronous belt. The proposed controller is based on the state feedback technique with pole location and compensates the variation of the moment of inertia of the manipulator due to the motion of the robot. This scheme is based on a parameterized mathematical model that continuously provides the equivalent mass value coupled to the first degree of freedom actuator. So, in each control cycle, the controller gains are recalculated on the basis of the equivalent mass, compensating its variation. Results of experiments and discussions about the equivalent mass calculation and controller performance are presented.

Keywords: linear control, state feedback control, pneumatic robotic manipulator.

# ÍNDICE

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
1.1	Descrição do Problema .....	1
1.2	Objetivo Geral.....	2
1.3	Objetivos Específicos .....	3
1.4	Organização do Trabalho.....	3
<b>2</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>4</b>
2.1	Robótica Industrial .....	4
2.2	Mercado Mundial de Robôs Industriais.....	4
2.3	Manipulador Robótico Industrial .....	6
2.3.1	Aspectos Construtivos .....	6
2.3.1.1	Estrutura Mecânica.....	6
2.3.1.2	Atuadores .....	7
2.3.1.3	Sensores .....	8
2.3.1.4	Unidade de Controle.....	8
2.3.1.5	Unidade de Potência .....	8
2.3.2	Classificação Geométrica.....	8
2.3.3	Exatidão e Repetibilidade .....	9
2.4	Manipuladores Robóticos Pneumáticos.....	10
2.5	Elementos Mecânicos Flexíveis .....	14
2.5.1	Transmissão por Correias .....	15
2.5.1.1	Correias Sincronizadoras .....	16
<b>3</b>	<b>DESCRIÇÃO DO 1º GRAU DE LIBERDADE DO ROBÔ.....</b>	<b>19</b>
3.1	Estrutura mecânica da base .....	19
3.2	Sistema de Atuação Pneumático .....	26
3.3	Sistema Eletrônico de Controle.....	27
3.4	Interface de controle .....	28
3.5	Características Técnicas dos Componentes do 1º GDL do Robô .....	28
3.5.1	Atuador Pneumático .....	29
3.5.2	Servoválvula Pneumática.....	31
3.5.3	Unidade de Tratamento de Ar Comprimido .....	31
3.5.4	Transmissores de Pressão .....	33
<b>4</b>	<b>MODELAGEM MATEMÁTICA .....</b>	<b>34</b>
4.1	Modelo Dinâmico do 1º Grau de Liberdade .....	34
4.1.1	Subsistema Pneumático .....	34
4.1.1.1	Dinâmica das Pressões nas Câmaras do Cilindro.....	35
4.1.1.2	Caracterização das Vazões Mássicas na Servoválvula.....	37
4.1.2	Subsistema Mecânico .....	40
4.1.2.1	Modelo Cinemático Direto .....	41

4.1.2.2	Modelagem Geométrica do Manipulador .....	44
4.1.2.3	Método de Newton-Euler.....	46
4.1.2.4	Análise Estrutural da Base .....	48
4.1.2.5	Modelo Matemático da Massa Equivalente Imposta ao 1º GDL do Robô..	57
4.2	Valores dos Parâmetros do Sistema .....	65
4.3	Atrito.....	65
4.3.1	Estimativa do Coeficiente do Atrito Viscoso.....	66
<b>5</b>	<b>CONTROLE DO 1º GRAU DE LIBERDADE.....</b>	<b>68</b>
5.1	Representação em Espaço de Estados .....	68
5.2	Controle por Realimentação de Estados.....	74
<b>6</b>	<b>RESULTADOS EXPERIMENTAIS .....</b>	<b>80</b>
6.1	Análise da Variação da Massa Equivalente .....	81
6.2	Resposta ao Seguimento de Trajetória .....	85
<b>7</b>	<b>CONCLUSÕES .....</b>	<b>92</b>
7.1	Trabalhos Futuros.....	93
	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>95</b>
	<b>APÊNDICE A .....</b>	<b>99</b>
	<b>APÊNDICE B.....</b>	<b>101</b>
	<b>APÊNDICE C .....</b>	<b>102</b>

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	Previsão do fornecimento anual de robôs .....	5
Figura 2.2	Espaço de trabalho do robô pneumático cilíndrico.....	9
Figura 2.3	Manipulador antropomórfico.....	10
Figura 2.4	Manipulador cartesiano .....	11
Figura 2.5	Manipulador antropomórfico.....	12
Figura 2.6	Protótipo do robô pneumático Pneu-WREX.....	12
Figura 2.7	Manipulador cartesiano .....	13
Figura 2.8	Manipulador cilíndrico.....	14
Figura 2.9	Robô articulado ABB.....	17
Figura 2.10	Robô articulado Mitsubishi .....	18
Figura 2.11	Robô SCARA Epson.....	18
Figura 3.1	Modelo geométrico da estrutura da base.....	20
Figura 3.2	Conectores utilizados na união dos perfis .....	21
Figura 3.3	União de perfis por meio de um conector rígido .....	22
Figura 3.4	Elementos estruturais fixos à base.....	23
Figura 3.5	Elementos estruturais fixos na parte traseira da base.....	23
Figura 3.6	Configuração geométrica do mecanismo do 1º grau de liberdade.....	24
Figura 3.7	Montagem do eixo, flange, polias e mancais do 1º GDL.....	25
Figura 3.8	Servoposicionador pneumático.....	26
Figura 3.9	Circuito pneumático do sistema de atuação do 1º grau de liberdade.	27
Figura 3.10	Figura ilustrativa do atuador pneumático utilizado no sistema de potência do 1º grau de liberdade do robô.....	29
Figura 3.11	Forças e momentos suportados pelo êmbolo.....	30
Figura 3.12	Diagrama esquemático de uma unidade de tratamento.....	32
Figura 4.1	Aproximação linear da zona morta da servoválvula.....	39
Figura 4.2	Representação simplificada da cadeia cinemática do robô .....	42
Figura 4.3	Modelagem geométrica em perspectiva do manipulador.....	44
Figura 4.4	Modelo sólido do robô com os sistemas de coordenadas de cada elo definido de acordo com método de Denavit Hartenberg.....	45



Figura 4.5	Notação usada para a dinâmica de Newton-Euler .....	46
Figura 4.6	Deformação do perfil devido a uma carga estática.....	49
Figura 4.7	Forças aplicadas pelo elo 0 (base) sobre o elo 1 na junta 1 do manipulador.....	51
Figura 4.8	Momentos aplicados pelo elo 0 (base) sobre o elo 1 na junta 1 do manipulador.....	51
Figura 4.9	Malha de elementos finitos da estrutura da base .....	53
Figura 4.10	Deformação da estrutura da base.....	53
Figura 4.11	Deslocamento na extremidade do manipulador.....	54
Figura 4.12	Movimento de rotação do 1º grau de liberdade .....	55
Figura 4.13	Momentos aplicados pelo elo 0 (base) sobre o elo 1 para a rotação do 1º GDL compreendida entre -140,62º e 140,62º em um tempo de trajetória de 1 segundo.....	56
Figura 4.14	Manipulador e sistema de transmissão do 1º GDL.....	57
Figura 4.15	Conjunto formado por elementos estruturais do 1º, 2º e 3º GDL.....	59
Figura 4.16	Conjunto formado por elementos estruturais do 3º e 4º GDL.....	60
Figura 4.17	Êmbolo do atuador do 4º GDL.....	61
Figura 4.18	Punho do robô pneumático.....	62
Figura 4.19	Rotação do punho do robô pneumático.....	64
Figura 4.20	Curva estática da força de atrito <i>versus</i> velocidade.....	66
Figura 4.21	Coefficiente de atrito viscoso (Cf) determinado experimentalmente..	67
Figura 5.1	Controlador com realimentação dos estados de posição, velocidade e aceleração .....	75
Figura 5.2	Posição dos polos em malha aberta para diferentes valores da massa equivalente .....	77
Figura 5.3	Posição dos polos em malha fechada para diferentes valores da massa equivalente utilizando controlador fixo .....	78
Figura 5.4	Posição dos polos em malha fechada utilizando controlador com <i>gain scheduling</i> .....	79
Figura 6.1	Trajétoria desejada para o 1º GDL.....	80
Figura 6.2	Variação de posição do 3º e 4º graus de liberdade .....	82
Figura 6.3	Resultados da parametrização da massa equivalente de acordo com	

	a variação da posição do 3° e 4° GDL.....	82
Figura 6.4	Velocidade obtida experimentalmente.....	83
Figura 6.5	Aceleração obtida experimentalmente .....	83
Figura 6.6	Força obtida experimentalmente.....	84
Figura 6.7	Ganhos calculados de acordo com a parametrização da massa equivalente.....	85
Figura 6.8	Posição medida experimentalmente para testes com ambos controladores .....	86
Figura 6.9	Velocidade medida experimentalmente para testes com ambos controladores .....	86
Figura 6.10	Aceleração medida para testes com ambos controladores .....	86
Figura 6.11	Pressões medidas experimentalmente para testes com ambos controladores .....	87
Figura 6.12	Força medida experimentalmente para testes com ambos controladores .....	87
Figura 6.13	Erro de posição .....	88
Figura 6.14	Sinais de controle fornecidos pelos controladores.....	88
Figura 6.15	Erro de posição .....	89
Figura 6.16	Sinais de controle fornecidos pelos controladores.....	90
Figura 6.17	Erro de posição .....	91
Figura A.1	Modelo 1 proposto para a base .....	99
Figura A.2	Modelo 2 proposto para a base .....	99
Figura A.3	Modelo 3 proposto para a base .....	99
Figura A.4	Modelo 4 proposto para a base .....	100
Figura B.1	Principais vistas da base do robô pneumático .....	101
Figura C.1	Controlador com ganhos parametrizados operando com uma variável.....	102
Figura C.2	Controlador com ganhos fixos operando com uma massa variável ..	102
Figura C.3	Erro de posição .....	103

## LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1	Características técnicas dos perfis .....	21
Tabela 3.2	Especificações técnicas do atuador DGPII.....	30
Tabela 3.3	Especificações técnicas do sensor de posição magnetostrictivo.....	30
Tabela 3.4	Características técnicas da válvula proporcional.....	31
Tabela 3.5	Unidade de tratamento de ar.....	32
Tabela 3.6	Características técnicas dos transmissores de pressão .....	33
Tabela 4.1	Vazões mássicas máximas.....	38
Tabela 4.2	Parâmetros de Denavit-Hartenberg do robô pneumático .....	42
Tabela 4.3	Parâmetros geométricos dos elos.....	45
Tabela 4.4	Simulações da deformação e deslocamento da estrutura da base com o manipulador parado nas posições de 0° e 90° .....	55
Tabela 4.5	Cálculo das deformações e deslocamentos da estrutura da base com o manipulador em movimento .....	56
Tabela 4.6	Massas dos elementos do sistema de transmissão do 1° grau de liberdade .....	58
Tabela 4.7	Dados referentes ao conjunto apresentado na Figura 4.16.....	59
Tabela 4.8	Dados referentes ao conjunto apresentado na Figura 4.17.....	60
Tabela 4.9	Dados referentes ao êmbolo do atuador do 4° GDL .....	62
Tabela 4.10	Dados referentes ao punho do robô pneumático .....	63
Tabela 4.11	Valores dos parâmetros do sistema.....	65
Tabela 5.1	Valores das massas equivalentes testadas .....	76
Tabela 6.1	Resumo dos resultados.....	91

## LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

C.A.	Corrente Alternada
CAE	Computer Aided Engineering
CAN	Controller Area Network
C.C.	Corrente Contínua
D-H	Parâmetros de Denavit - Hartenberg
GDL	Grau de Liberdade
IFR	International Federation of Robotics
ISO	International Organization for Standardization
LAMECC	Laboratório de Mecatrônica e Controle
LQR	Linear Quadratic Regulator
RIA	Robot Institute of America
ONU	Organização das Nações Unidas
P	Junta Prismática
PROMEC	Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
PVΔP	Posição, Velocidade e de Diferença de Pressão
PVA	Posição, Velocidade e Aceleração
PWM	Largura de Pulso Modulada
Pneu-WREX	Exoesqueleto Robótico de Wilmington Pneumático
R	Junta Rotacional
RMS	Root Mean Square
RNE	Formulação Recursiva de Newton-Euler
SMC	Slide Mode Control
UCAM	Unidade de Controle e Acionamento Microcontrolada
UFRGS	Universidade Federal do Rio Grande do Sul
WREX	Exoesqueleto Robótico de Wilmington

## LISTA DE SÍMBOLOS

$A$	Área transversal do êmbolo do atuador [m <sup>2</sup> ]
$\mathbf{A}$	Matriz de estado
$A_0$	Área do orifício de passagem da servoválvula [m <sup>2</sup> ]
$A_s$	Área da superfície do volume de controle [m <sup>2</sup> ]
$a$	Coefficiente da matriz de estado
$\mathbf{B}$	Matriz de entrada
$b_0$	Coefficiente da matriz de entrada
$\mathbf{C}$	Matriz de saída
$C_f$	Coefficiente de atrito viscoso equivalente [N/(m/s)]
$\mathbf{D}$	Matriz de transmissão direta
$D$	Deslocamento estrutural [m]
$d$	Variável da junta prismática [m]
$d_G$	Distancia em Relação ao Centro de Massa [m]
$E$	Módulo de Elasticidade [N/mm <sup>2</sup> ]
$F$	Força [N]
$F_a$	Força de atrito [N]
$f_p(\cdot)$	Função de tensão
$f_u(\cdot)$	Função de pressão
$Fy_{max}$	Máxima Força em y [N]
$Fz_{max}$	Máxima Força em z [N]
$My_{max}$	Máximo Momento em y [Nm]
$Mz_{max}$	Máximo Momento em z [Nm]
$Mx_{max}$	Máximo Momento em x [Nm]
$I$	Momento de inércia [kgm <sup>2</sup> ]
$I_G$	Momento de inércia no centro de massa [kgm <sup>2</sup> ]
$I_{xx}$	Momento de inércia em relação ao plano x [kgm <sup>2</sup> ]
$I_{yy}$	Momento de inércia em relação ao plano y [kgm <sup>2</sup> ]
$I_{zz}$	Momento de inércia em relação ao plano z [kgm <sup>2</sup> ]

$I_{xy}$	Momento de inércia em relação ao plano x-y [kgm <sup>2</sup> ]
$I_{xz}$	Momento de inércia em relação ao plano x-z [kgm <sup>2</sup> ]
$I_{yz}$	Momento de inércia em relação ao plano y-z [kgm <sup>2</sup> ]
$\mathbf{K}$	Matriz de ganhos
$K_q$	Ganho de vazão-pressão dos orifícios de saída da servoválvula [kg/s]
$K_p$	Ganho de vazão-sinal de controle dos orifícios de saída da servoválvula [kg/s]
$k_a$	Ganho de aceleração
$k_p$	Ganho de posição
$k_v$	Ganho de velocidade
$L$	Comprimento do atuador [m]
$M_p$	Sobrepasso [%]
$M_C$	Massa da correia [kg]
$M_{CE}$	Massa clamp/êmbolo [kg]
$M_E$	Massa equivalente [kg]
$m$	Massa [kg]
$p$	Pressão [Pa]
$P$	Polo
$P_d$	Polo desejado
$q_m$	Vazão mássica [kg/s]
${}^iR_{i-1}$	Matriz de transformação do sistema de coordenadas $i-1$ para o sistema de coordenadas $i$
$R$	Constante universal dos gases [J/(kgK)]
$R_p$	Raio da menor polia do sistema de transmissão[m]
$r$	Razão de calores específicos do ar
$s$	Operador de Laplace
$s_c$	Superfície de controle [m <sup>2</sup> ]
$T$	Temperatura [K]
$t$	Tempo [s]
$t_s$	Tempo de assentamento [s]
$u$	Sinal de controle
$\bar{u}$	Sinal de controle normalizado

$V$	Volume do fluido [m <sup>3</sup> ]
$V_{vm}$	Volume morto da câmara do atuador [m <sup>3</sup> ]
$v$	Velocidade relativa entre superfícies [m/s]
$v_c$	Volume de controle [m <sup>3</sup> ]
$\mathbf{x}$	Vetor de estados
$\bar{x}$	Posição x do centro de massa [m]
$y$	Posição do atuador [m]
$\bar{y}$	Posição y do centro de massa [m]
$\bar{z}$	Posição z do centro de massa [m]
$\theta$	Variável da junta rotacional [rad]
$\rho$	Massa específica [kg/m <sup>3</sup> ]
$\sigma$	Valor da parcela real do polo
$\boldsymbol{\sigma}$	Tensão [N/mm <sup>2</sup> ]
$\zeta$	Índice de amortecimento
$\mathbf{v}$	Vetor de velocidades do fluido [m/s]
$\omega$	Velocidade angular [rad/s]
$\omega_n$	Frequência natural [rad/s]
$\beta$	Módulo de Elasticidade Volumétrica do ar [N]
$( )_{max}$	Sub-índice indicador de condição de valor máximo
$( )_{atm}$	Sub-índice de referência a pressão atmosférica
$( )^{ench}$	Superíndice indicador de condições de enchimento da câmara
$( )^{exau}$	Superíndice indicador de condições de exaurimento da câmara

# 1 INTRODUÇÃO

Na grande maioria dos casos, os robôs industriais são acionados por atuadores elétricos, hidráulicos ou pneumáticos. Atualmente, devido a características relacionadas ao controle, a grande maioria dos robôs em operação nas indústrias é acionada eletricamente. No entanto, o avanço tecnológico nas mais diferentes áreas da engenharia e os estudos acerca do controle de sistemas não lineares, tais como servoposicionadores pneumáticos, podem permitir o uso da tecnologia pneumática para o acionamento de robôs industriais.

Os sistemas pneumáticos apresentam vantagens, tais como baixo custo e boa relação peso/potência, sendo ainda de fácil instalação e manutenção. Entretanto, as não-linearidades relacionadas à compressibilidade do ar e ao atrito entre o êmbolo e a camisa do cilindro atuador em conjunção com os atrasos devidos aos efeitos da compressibilidade do ar, tornam os servoposicionadores pneumáticos difíceis de serem controlados adequadamente.

A maioria dos robôs tem a inércia do manipulador dependente da sua configuração geométrica variável no tempo e trabalham com variação da massa da carga deslocada. Assim, este trabalho propõe o projeto e posterior aplicação experimental de um algoritmo de controle linear por realimentação de estados com compensação do momento de inércia aplicado ao 1º grau de liberdade de um manipulador robótico cilíndrico acionado através de energia pneumática. Além disso, também é proposta neste trabalho, a construção de uma estrutura em alumínio estruturado de alta rigidez que servirá como base para o manipulador, além do sistema de acionamento e transmissão do 1º grau de liberdade do robô.

O robô apresenta cinco graus de liberdade e está sendo desenvolvido para efetuar operações de movimentação de peças em ambiente fabril onde se deseja substituir os postos de trabalho manuais com determinados níveis de insalubridade e/ou de ações excessivamente repetitivas por uma solução automatizada de baixo custo.

## 1.1 Descrição do Problema

Na maioria dos robôs industriais, as unidades de controle e potência encontram-se integralmente separadas do manipulador. Esta configuração oferece como vantagem a possibilidade de realização de manutenção fora da célula de trabalho. No entanto, o espaço ocupado em chão de fábrica é portanto maior devido à instalação das referidas unidades. Considerando-se que um robô pode ser operado remotamente por meio de dispositivos de



controle como *teach pendants* e o fato de que, durante o procedimento de manutenção, o manipulador não está em operação, pode-se considerar a possibilidade de construção de um robô conceitualmente compacto, onde as unidades de controle e potência encontrem-se alojadas dentro da base do robô. E, no caso de um robô pneumático, é conveniente que, além das unidades citadas, dispositivos como válvulas proporcionais e sensores de pressão estejam localizados próximos aos atuadores pneumáticos. Assim, o primeiro desafio deste trabalho é construir uma base compacta de elevada rigidez estrutural que atenda as necessidades operacionais do manipulador e que ao mesmo tempo seja leve, atribuindo ao robô uma maior autonomia e flexibilidade para operar em diferentes células de trabalho.

O segundo desafio, consiste no controle do 1º grau de liberdade do robô pneumático proposto. Sabe-se que os servoposicionadores pneumáticos são de difícil controle devido às características não-lineares inerentes a esses sistemas. Entre essas características, pode-se citar a compressibilidade do ar, o atrito e os vazamentos. Contudo, essas limitações tendem a ser contornadas com a utilização de métodos de controle mais sofisticados, uma vez que os métodos clássicos de controle (baseados nas ações proporcional, integral, derivativa e suas combinações) não são adequados para controle de servoposicionadores pneumáticos [Perondi, 2002]. No entanto, no caso da aplicação de um servoposicionador pneumático para o posicionamento do 1º grau de liberdade do robô pneumático aqui proposto, a dificuldade é maior devido à variação do momento de inércia de massa do manipulador com relação ao eixo vertical de rotação durante sua operação. Assim, propõe-se a aplicação de uma técnica de controle por realimentação de estados com parametrização do momento de inércia com relação ao eixo vertical de rotação a partir de um modelo linear de 3ª ordem para servoposicionadores pneumáticos (utilizado por diversos autores, como Perondi, 2002, Sobczyk S., 2005, Suzuki, 2010, e Allgayer, 2011).

## **1.2 Objetivo Geral**

Desenvolver e validar um modelo estrutural para a base de um manipulador robótico pneumático cilíndrico de 5 graus de liberdade e propor uma técnica de controle por realimentação de estados com parametrização do momento de inércia do manipulador com relação ao eixo de rotação associado ao 1º grau de liberdade.

### 1.3 Objetivos Específicos

- Propor um modelo estrutural da base e do sistema de acionamento e transmissão do 1º grau de liberdade do robô;
- Definir um modelo geométrico da estrutura mecânica da base;
- Validar a estrutura da base através de simulações em software de elementos finitos;
- Levantar o erro sistemático do elemento terminal do manipulador devido à deformação estrutural da base;
- Parametrizar o momento de inércia do manipulador, com relação ao 1º grau de liberdade do robô, de acordo com as posições do 3º e 4º graus de liberdade.
- Implementar uma estratégia de controle por realimentação de estados com compensação dos ganhos de acordo com a parametrização do momento de inércia do manipulador;
- Sintonizar os ganhos do controlador;
- Realizar testes experimentais de operação do 1º grau de liberdade do robô.

### 1.4 Organização do Trabalho

Este trabalho está organizado da seguinte forma:

No Capítulo 2 apresenta-se o embasamento teórico necessário para o claro entendimento dos capítulos seguintes. A seguir, no Capítulo 3 são apresentados os elementos constituintes do 1º grau de liberdade do robô. No Capítulo 4 apresenta-se o desenvolvimento do equacionamento da cinemática direta do robô pneumático proposto e do modelo dinâmico do 1º grau de liberdade. Também, nesse capítulo, são apresentadas as análises estruturais da base do robô pneumático. No Capítulo 5 é apresentada a representação em espaço de estados para o modelo dinâmico linearizado do 1º grau de liberdade do robô pneumático. Ainda, neste capítulo, aborda-se o método de controle por realimentação de estados para o sistema, além da técnica de projeto por alocação dos polos e realimentação de estados equacionada com parametrização dos ganhos do controlador com relação ao momento de inércia de massa do robô com relação ao 1º grau de liberdade. Os resultados experimentais obtidos para o posicionamento ponto a ponto do manipulador são apresentados no Capítulo 6, enquanto que no Capítulo 7 são apresentadas as conclusões e perspectivas futuras do presente trabalho.

## **2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

Este capítulo apresenta o embasamento teórico necessário para o entendimento dos capítulos seguintes, fornecendo uma visão geral da robótica industrial, manipuladores robóticos pneumáticos e elementos mecânicos flexíveis, além do estado da arte sobre o controle de robôs pneumáticos.

### **2.1 Robótica Industrial**

Robôs são hoje componentes essenciais em um ambiente industrial automatizado. A área do conhecimento que trata do estudo e utilização de robôs para fabricação é genericamente denominada de Robótica Industrial [Mathia, 2010].

No início dos 60, os primeiros robôs começaram a ser usados com o objetivo de substituir o homem em tarefas perigosas ou insalubres, as quais envolviam condições desagradáveis, tipicamente com altos níveis de calor, ruídos, gases tóxicos, esforço físico extremo, trabalhos tediosos e monótonos [Rosário, 2005]. Atualmente, a indústria, de um modo geral, utiliza robôs para reduzir os custos e melhorar a qualidade dos produtos fabricados, realizar atividades difíceis de serem controladas manualmente e para melhorar as condições de trabalho do ser humano, por meio da eliminação de atividades perigosas e/ou insalubres de seu contato direto [Romano e Dutra, 2002].

O presente trabalho aborda os esforços realizados no desenvolvimento de um robô industrial de 5 graus de liberdade acionado pneumáticamente. As principais possíveis aplicações desse equipamento enquadram-se justamente nas descritas por Rosário, 2005, e Romano e Dutra, 2002, ou seja, na substituição de trabalhadores humanos na execução de tarefas insalubres ou de alto risco à sua integridade.

### **2.2 Mercado Mundial de Robôs Industriais**

Segundo o relatório anual fornecido pela Federação Internacional de Robótica (*International Federation of Robotics - IFR*), entidade vinculada à ONU - Organização das Nações Unidas, em 2010, a venda de robôs quase duplicou em relação a 2009, tendo sido vendidas 118.337 unidades. A indústria automotiva e a indústria de eletrônicos foram os principais motores da forte recuperação. Em 2009, a crise mundial econômica e financeira

provocou uma queda significativa nas vendas de robôs industriais. Em relação a 2008, considerado um dos anos de maior sucesso, 2009 teve uma queda de 47%, o equivalente a 60.000 unidades [World Robotics, 2011]. Recentemente, a IFR apresentou dados preliminares, mostrando que 2011 foi o ano mais bem sucedido em 50 anos de vendas de robôs industriais. O forte crescimento é creditado aos mercados da América do Norte, China, países do Sudeste Asiático e aos investimentos na reconstrução do Japão devido aos desastres ambientais de 2011.

De acordo com a IFR, a história de sucesso dos robôs industriais se manteve também em 2012. Grandes mercados consumidores estão se abrindo na China, Índia, Brasil, Rússia e no Sudeste Asiático. As indústrias tendem a aumentar e modernizar a capacidade de produção nos próximos anos, assim, as empresas são obrigadas a fazer investimentos, a fim de serem competitivas no mercado mundial. O aumento dos salários e do padrão de vida irá colaborar para o crescimento da automação industrial em países da Europa Oriental e Central, assim como na Ásia e na América do Sul. Além de todo o desenvolvimento econômico, a indústria da robótica será confrontada com a modificação dos processos de produção, devido à individualização dos produtos de consumo. A manipulação dos robôs deverá se tornar mais fácil, com maior flexibilidade, rapidez e precisão. Assim, estima-se que um novo aumento seja retomado entre 2012 e 2014, cerca de 6% ao ano em média, atingindo aproximadamente 167 mil unidades em 2014, conforme mostra a Figura 2.1:

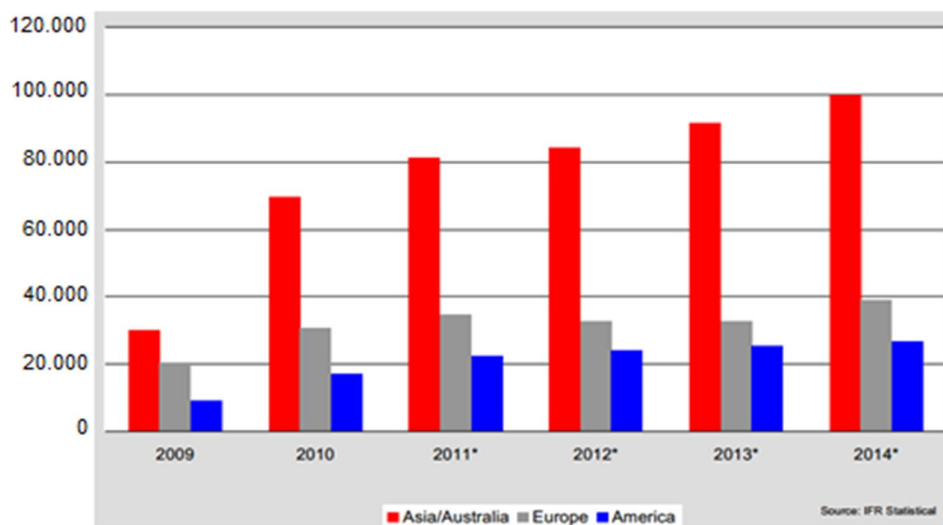


Figura 2.1 – Previsão do fornecimento anual de robôs, fonte: World Robotics (2011)

## 2.3 Manipulador Robótico Industrial

A Associação das Indústrias de Robótica (*Robotic Industries Association - RIA*) define robô industrial como um “manipulador multifuncional reprogramável, usado para movimentar materiais, partes, ferramentas ou peças especiais, através de diversos movimentos programados para o desempenho de uma variedade de tarefas” [RIVIN, 1988]. A norma ISO 8373, define um robô industrial como um dispositivo mecânico automaticamente controlado, reprogramável, multiuso, manipulador, programável em três ou mais eixos, com base fixa ou móvel para uso em aplicações de automação industrial. Assim, como será visto ao longo deste trabalho, o equipamento em desenvolvimento pode, segundo a ISO 8373, ser classificado, de acordo com a configuração adotada, como um robô manipulador de base fixa.

### 2.3.1 Aspectos Construtivos

Nesta seção são descritos os aspectos construtivos de um manipulador robótico industrial, com a apresentação de sua estrutura mecânica e dos componentes normalmente necessários para seu funcionamento.

#### 2.3.1.1 Estrutura Mecânica

As considerações que seguem sobre a estrutura mecânica são baseadas principalmente em Romano e Dutra, 2002, segundo as quais, a estrutura mecânica de um manipulador consiste na combinação de elementos estruturais rígidos (corpo ou elos), conectados entre si através de articulações (juntas), sendo o primeiro corpo denominado *base* e o último como *elemento terminal*, onde será acoplado o componente *efetuador* (garra ou ferramenta). A garra tem como principal função pegar um determinado objeto, transportá-lo para uma posição pré-estabelecida e, após alcançar tal posição, soltá-lo. A ferramenta tem como função realizar uma ação ou trabalho sobre uma peça sem necessariamente manipulá-la.

É inevitável que os elos de um manipulador apresentem algum grau de flexibilidade quando submetidos a esforços durante a realização de uma tarefa, sejam estes de natureza estática ou dinâmica. Portanto, nos robôs, a estrutura deve ser projetada para apresentar elevada rigidez aos esforços de flexão e torção. Os materiais mais empregados na estrutura são alumínio e aço. Mais recentemente têm sido usado fibras de carbono e de vidro, materiais termoplásticos e plásticos reforçados.

Em robótica, geralmente se utilizam dois tipos básicos de junta para compor um par cinemático formado por dois elos adjacentes: junta de rotação ou junta prismática (translação). O número de graus de liberdade que um robô apresenta corresponde ao número de variáveis independentes de posição que precisam ser especificadas para se definir de forma inequívoca a localização de todas as partes do mecanismo. O robô industrial é, normalmente, uma combinação de elos e juntas em forma de cadeia cinemática aberta. Dessa forma, o número de juntas equivale ao número de graus de liberdade.

A movimentação de cada corpo ocorre devido à transmissão de potência mecânica (torque/força e velocidade angular/linear) originada em um atuador. Os sistemas de transmissão são componentes mecânicos cuja função é a de transmitir potência mecânica dos atuadores aos elos. Os componentes de transmissão mais usados são as engrenagens (de dentes retos, helicoidais, cônicas, cremalheira e pinhão), fusos de esferas recirculantes, polias e correias sincronizadoras, correntes, cabos, fitas de aço, engrenagens planetárias e *harmonic drives* (reductor harmônico).

### **2.3.1.2 Atuadores**

Os atuadores são componentes que convertem energia elétrica, hidráulica ou pneumática, em potência mecânica. Através dos sistemas de transmissão, a potência mecânica gerada pelos atuadores é enviada aos elos para que se movimentem.

Segundo Spong et al., 1989, atuadores hidráulicos são superiores em sua velocidade de resposta e capacidade de torque, sendo usados principalmente para elevação de cargas pesadas. Os robôs hidráulicos apresentam alguns inconvenientes, tais como, o ruído, a tendência a vazamentos de fluido hidráulico e a necessidade de mais equipamentos periféricos (bombas, por exemplo) que geralmente exigem manutenção frequente. Robôs acionados por motores C.C. ou C.A. são cada vez mais populares, uma vez que são baratos, limpos e silenciosos. Robôs pneumáticos são de baixo custo e simples, mas apresentam dificuldades nas tarefas de controle preciso. Como resultado, os robôs pneumáticos são geralmente limitados na sua gama de aplicações e disponibilidade.

### **2.3.1.3 Sensores**

De acordo com Costa e Okamoto, 2002, em robótica, quando se aborda sensores, normalmente se está referindo a sensores externos que auxiliam o robô na execução de suas tarefas, isto é, que são utilizados para o robô determinar parâmetros do ambiente que o cerca e do objeto a ser manipulado. Alguns exemplos de sensores externos são os magnéticos por efeito hall, ópticos, ultrassônicos e de visão. Além dos sensores externos, é importante também destacar os sensores internos, que são utilizados para o robô determinar seus parâmetros de movimento, ou seja, posição, velocidade, aceleração e força. Alguns exemplos destes sensores, respectivamente, de posição, velocidade e força, são: encoder (codificador digital de posição), tacogerador e extensômetros. A aceleração nem sempre é um parâmetro medido em robótica, sendo geralmente calculado a partir da variação da velocidade em um dado período de tempo.

### **2.3.1.4 Unidade de Controle**

É o sistema responsável pelo gerenciamento e monitoração dos parâmetros operacionais requeridos para a realização de tarefas do robô. Os comandos enviados aos atuadores são originados por sistemas microprocessados e baseados em informações obtidas através de sensores [Romano e Dutra, 2002].

### **2.3.1.5 Unidade de Potência**

É o sistema responsável pela alimentação dos atuadores. A unidade de potência pode ser baseada em uma bomba hidráulica para o caso de atuadores hidráulicos, compressor de ar para atuadores pneumáticos e fontes elétricas (fontes C.C. e fontes C.A.) para atuadores elétricos [Frasson, 2007].

## **2.3.2 Classificação Geométrica**

Segundo Karlsson e Norrlöf, 2004, a maioria dos manipuladores industriais tem seis graus de liberdade. Esses manipuladores são geralmente classificados cinematicamente com base nas três primeiras articulações do braço, com o punho descrito separadamente. A maioria destes manipuladores classifica-se em um dos cinco tipos geométricos: Cartesiano (PPP),

Cilíndrico (RPP), Esférico (RRP), SCARA (RRP) e Articulado (RRR), onde R representa uma junta rotacional e P uma junta prismática.

O robô pneumático foco deste trabalho é classificado como um robô cilíndrico com 5 graus de liberdade com suas juntas na configuração RPP:RR, sendo a junta da base rotacional enquanto que a segunda e terceira são prismáticas ortogonais, compondo assim, as juntas do braço. A quarta e a quinta junta fazem parte do punho do manipulador e correspondem, respectivamente, à arfagem e à rolagem do efetuador final. A Figura 2.2 apresenta o espaço de trabalho do robô em desenvolvimento no LAMECC/UFRGS.

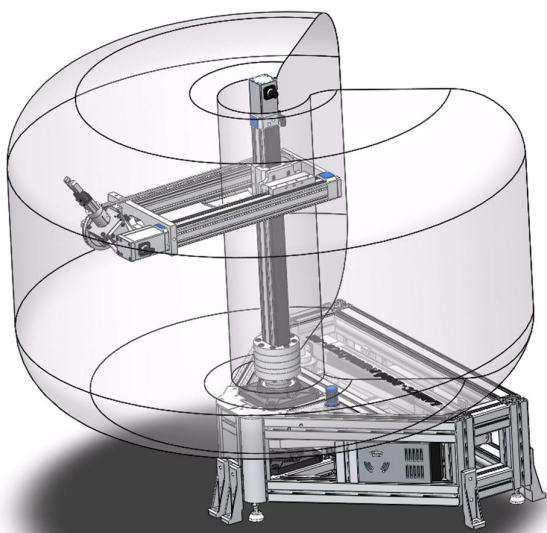


Figura 2.2 – Espaço de trabalho do robô pneumático cilíndrico

### 2.3.3 Exatidão e Repetibilidade

De acordo com Craig, 2005, a repetibilidade de um manipulador é definida como a sua capacidade em retornar a um ponto desejado, enquanto sua exatidão é definida como a precisão com que um ponto desejado pode ser atingido pelo manipulador. A exatidão de um manipulador é delimitada por sua repetibilidade, sendo afetada pela precisão dos parâmetros contidos nas equações cinemáticas do robô.

Segundo a norma ISO 9283, exatidão e repetibilidade de posição quantificam as diferenças que ocorrem entre uma posição comandada e as atingidas e suas flutuações. Esses erros podem ocorrer devido a definições internas de controle, erros de transformação de coordenadas, diferenças entre as dimensões da estrutura articulada e aquelas utilizadas no



controle do robô (cinemática direta e inversa), falhas mecânicas, como desgastes, histereses, atrito e influências externas como a temperatura.

## 2.4 Manipuladores Robóticos Pneumáticos

Nesta seção são abordados alguns estudos acerca dos manipuladores robóticos pneumáticos existentes, apresentados, principalmente, em trabalhos científicos que tratam do uso de atuadores pneumáticos para a composição de tais manipuladores.

Em McDonell, 1996, e Bobrow e McDonell, 1998, é apresentado um robô pneumático antropomórfico com três graus de liberdade, sendo que cada grau é constituído por um sistema de cabos e polias ligados a um atuador pneumático de dupla ação, convertendo o movimento linear de cada atuador em movimento rotacional.

Com o intuito de obter melhores resultados no controle dos atuadores pneumáticos que compõem os graus de liberdade do robô, McDonell, 1996, dedicou-se ao desenvolvimento de um modelo matemático preciso para a servoválvula. Testes experimentais mostraram que o modelo proposto apresentava resultados de simulações mais próximos dos experimentais, mostrando que as suposições de modelos anteriores acerca da vazão de ar através da servoválvula estavam imprecisas. Uma abordagem baseada na teoria hierárquica da estabilidade de sistema foi apresentada, mostrando-se que leis de controle existentes usadas para o desenvolvimento de robôs movidos por motores elétricos podem ser estendidas para os robôs pneumáticos. Resultados experimentais para os controladores testados mostraram-se satisfatórios, exibindo boas características de seguimento de trajetórias para os múltiplos graus de liberdade do robô. Na Figura 2.3 são apresentadas algumas situações de testes.

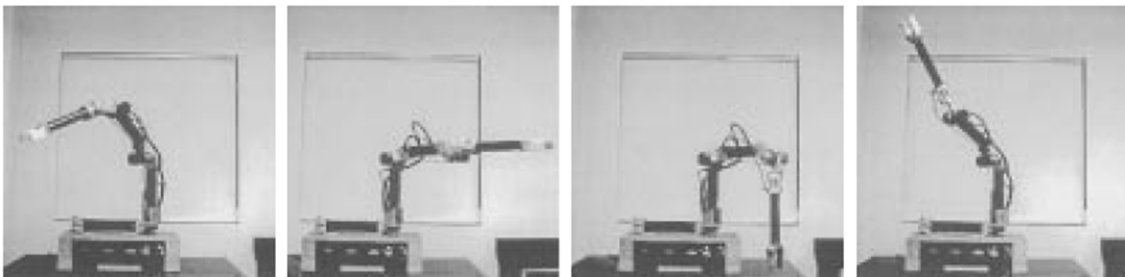


Figura 2.3 – Manipulador antropomórfico, adaptado de Bobrow e McDonell, 1998

Abou Fayssal, 1997, projetou um robô pneumático cartesiano com três graus de liberdade com a finalidade de testar diferentes algoritmos de controle. Na Figura 2.4 é apresentado o projeto do robô cartesiano desenvolvido por Abou-Fayssal, 1997.

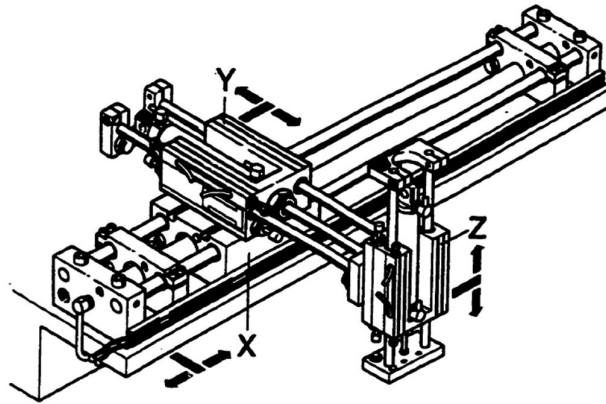


Figura 2.4 – Manipulador cartesiano [Abou-Fayssal, 1997]

Nesse trabalho também foram estudados diferentes modelos de atrito usados para simulação, sendo que o modelo de Stribeck apresentou melhores resultados na descrição do atrito nos cilindros pneumáticos. Foi aplicado um controlador LQR (*Linear Quadratic Regulator*) com realimentação de estados, resultando em um controle ótimo com realimentação dos estados de posição, velocidade e aceleração (PVA) e um controlador por realimentação dos estados de posição, velocidade e de diferença de pressão (PV $\Delta$ P). Os parâmetros de controle foram determinados para ambos os casos e testado por simulação utilizando um modelo dinâmico não linear para o sistema. Esses parâmetros foram então usados como uma referência para a concepção de controladores aplicados a uma bancada experimental. A partir dos resultados dos testes, o autor concluiu que o controle PVA se mostrou superior ao PV $\Delta$ P, tanto na precisão quanto na repetibilidade.

Xia, 2001, utilizou em seu trabalho o mesmo robô pneumático desenvolvido por Abou-Fayssal, 1997, com o objetivo de estudar uma estratégia de controle não-linear por modos deslizantes (SMC), e, assim, analisar se o desempenho pode ser melhorado em relação ao controlador linear por realimentação de estados (PVA) aplicado à tarefa de seguimento de trajetória do robô. Segundo o autor, nos testes de seguimento de trajetória, o controle por modos deslizantes apresentou desempenho superior ao controle por realimentação de estados.

Mattiazzo et al., 2002, desenvolveram um sistema de controle por lógica *fuzzy* para um robô antropomórfico de seis graus de liberdade integralmente acionado por atuadores pneumáticos. A Figura 2.5 apresenta o robô em operação.

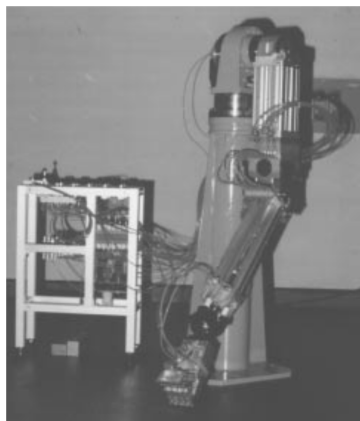


Figura 2.5 – Manipulador antropomórfico [Mattiazzo et al., 2002]

O controle utiliza válvulas digitais acionadas por modulação de largura de pulso (PWM) para regular o fluxo de ar para os atuadores. Segundo o autor, os resultados experimentais indicam que o controlador é eficaz tanto no controle de eixos individuais como no acompanhamento de uma trajetória, obtendo um desempenho adequado sobre todo espaço de trabalho do robô, mesmo na presença de variações consideráveis na carga.

Sanchez et al., 2005, desenvolveram um robô pneumático para treinamento do movimento funcional de braços e mãos de pessoas que sofreram acidente vascular cerebral. O aparelho baseava-se no exoesqueleto robótico de Wilmington (WREX), um apoio móvel passivo desenvolvido para crianças com falta de força nos braços. O robô, denominado Pneu-WREX, utiliza atuadores pneumáticos, controle não-linear de força e um contra-balanço passivo para permitir aplicações de uma grande gama de forças durante os movimentos. A Figura 2.6 apresenta o modelo tridimensional e o protótipo do robô Pneu-WREX em operação.

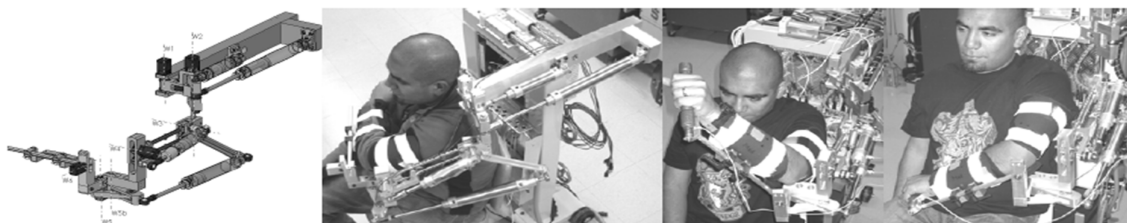


Figura 2.6 – Protótipo do robô pneumático Pneu-WREX, adaptado de Sanchez et al., 2005

Frasson, 2007, projetou e desenvolveu um modelo teórico de um robô cartesiano com três graus de liberdade acionado por atuadores lineares pneumáticos. A Figura 2.7 apresenta o modelo tridimensional do manipulador.

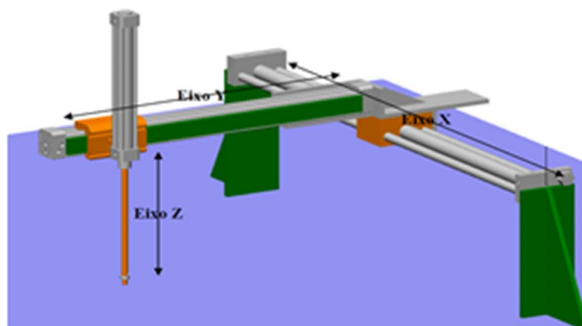


Figura 2.7 – Manipulador cartesiano, adaptado de Frasson, 2007

O robô é controlado por um algoritmo de controle por estrutura variável (SMC) e programado através de um sistema *off-line* com interface visual para o operador. Segundo Frasson, 2007, o controle por modos deslizantes (SMC), apresentou desempenho satisfatório, comprovando através de simulações a sua robustez e precisão no controle ponto a ponto e seguimento de trajetória.

Allgayer, 2011, projetou e desenvolveu o modelo matemático de um manipulador robótico cilíndrico com cinco graus de liberdade acionado pneumáticamente. A estrutura mecânica proposta para o manipulador é composta por quatro atuadores lineares de dupla ação sem haste e um quinto com haste. A configuração cilíndrica do manipulador é obtida através de mecanismos de transmissão mecânica que utilizam sistemas de cabos de aço e polias para converter o movimento linear dos atuadores, aplicados na primeira e na quarta junta, em movimento rotacional. O último grau de liberdade possui um atuador com haste acoplada a um mecanismo de transmissão de came e fuso para obtenção do movimento rotacional que proporciona a orientação do efetuator final. Foi desenvolvido um modelo matemático detalhado do manipulador, contemplando as características cinemáticas e dinâmicas dos sistemas mecânicos e pneumáticos. Para o comando do robô, Allgayer projetou um controle por realimentação dos estados de posição, velocidade e aceleração (PVA), baseado em um modelo linearizado de terceira ordem. Segundo o autor, em simulação o controlador mostrou-se eficaz para a realização das tarefas propostas, destacando que os resultados mostraram que a estratégia utilizada levou o robô a alcançar em simulação a

precisão definida nos requisitos de projeto. Na Figura 2.8 é apresentado o manipulador proposto por Allgayer, 2011.

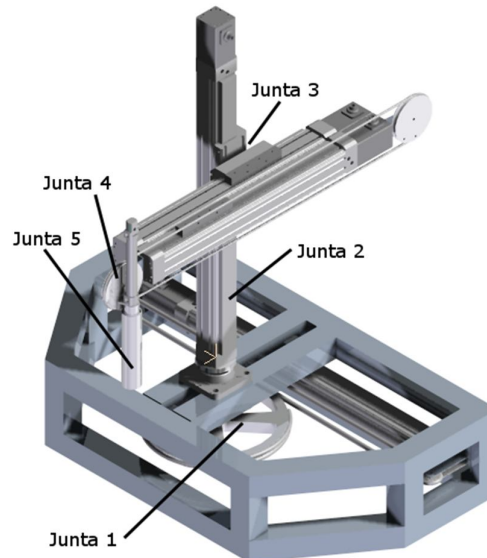


Figura 2.8 – Manipulador cilíndrico [Allgayer, 2011]

## 2.5 Elementos Mecânicos Flexíveis

Esta seção é dedicada ao estudo e avaliação de elementos mecânicos flexíveis, em particular, os elementos de transmissão por correias, priorizando as correias sincronizadoras utilizadas no desenvolvimento do robô pneumático de 5 graus de liberdade.

Como já comentado, o presente trabalho é focado no desenvolvimento do primeiro grau de liberdade de uma versão modificada do robô pneumático proposto por Allgayer, 2011, envolvendo aspectos como configuração geométrica, resistência mecânica, distribuições e alocação de instrumentos, dispositivos, cabos e dutos na estrutura da base do robô, além da definição e especificação dos componentes do 1º grau de liberdade do robô. As atividades propostas incluem, ainda, a construção física, o projeto e implementação do controle do 1º grau de liberdade, além da realização de testes preliminares de avaliação da precisão do controlador proposto através de simulações e experimentos. Assim, neste contexto, a definição do sistema de transmissão e conversão do movimento translacional do atuador linear do 1º grau de liberdade em movimento rotacional é de grande importância. Acoplamentos dinâmicos associados a flexibilidades, perturbações e não-linearidades (zona morta e histerese) associadas a escorregamentos no movimento de transmissão e grandes

forças de atrito são indesejáveis, pois dificultam o controle, podendo comprometer a eficiência e precisão do robô. Conseqüentemente, uma avaliação detalhada das diversas possibilidades de sistemas de transmissão foram consideradas e, dentre elas, por motivos discutidos ao longo do trabalho, correias sincronizadoras foram adotadas.

### **2.5.1 Transmissão por Correias**

Correias, cabos, correntes e outros elementos flexíveis de máquinas são utilizados em sistemas de transporte e na transmissão de potência. Em muitos casos, esses elementos podem ser utilizados como substitutos para engrenagens, eixos, rolamentos e outros dispositivos de transmissão de potência relativamente rígidos, o que pode simplificar o projeto de uma máquina e reduzir substancialmente seu custo. Além disso, esses elementos desempenham um papel importante na absorção de cargas de choque, amortecendo e isolando os efeitos de possíveis vibrações. Esta é uma vantagem importante, pois pode prolongar a vida útil das máquinas [Shigley e Mischke, 2001].

De acordo com Collins, 2006, a transmissão por correia é adequada para utilizações em que a distância entre eixos rotativos é grande, e é usualmente mais simples e mais econômica que as outras formas de transmissão de potência. A simplicidade de instalação, as exigências mínimas de manutenção, a alta confiabilidade e a adaptação a uma grande variedade de aplicações, também são características da transmissão por correias. Porém, com exceção das correias sincronizadoras, as demais podem apresentar variação na razão da velocidade angular entre os eixos rotativos em função do seu escorregamento durante o funcionamento. Além disso, as capacidades de transmissão de potência e torque são limitadas pelo coeficiente de atrito e pela pressão de contato entre a correia e a polia. Os principais tipos de correias utilizadas em aplicações de transmissão de potência são as planas, em “V” e as sincronizadoras.

Por apresentar boas características na transmissão de torque e potência, optou-se pelo uso de uma correia sincronizadora no sistema de transmissão do primeiro grau de liberdade do robô. A eficiência dessa tecnologia na transmissão de movimento sem perda de sincronismo e com um bom grau de precisão pode ser inferida por ser de uso corrente em robôs comerciais. Na seção 2.5.1.1 são apresentadas com maiores detalhes as características que fazem da correia sincronizadora uma opção viável para a solução da transmissão de movimento do primeiro grau de liberdade do robô desenvolvido no âmbito deste trabalho.

### 2.5.1.1 Correias Sincronizadoras

As considerações que seguem sobre correias sincronizadoras são baseadas principalmente em Rey e Domínguez, 2010.

Entre 1940 e 1950, em resposta às demandas de sincronização e flexibilidade impostas pelos projetos de motores de combustão interna e outros mecanismos complexos, surgiram as correias e polias sincronizadoras. Desde então, a área da engenharia especializada em transmissão por correias e polias tem promovido o desenvolvimento contínuo destes acionamentos. Em particular, o aumento da capacidade de trabalho das correias sincronizadoras melhorou significativamente devido à introdução de materiais de melhor qualidade e ao aperfeiçoamento dos perfis dos dentes.

O princípio de funcionamento dessas transmissões baseia-se no acoplamento preciso entre os dentes da correia com os sulcos das polias, caracterizado pela ausência de contato metálico. Nesse tipo de transmissão, tanto o deslizamento, quanto a presença de cargas adicionais decorrentes de tensionamentos podem ser considerados desprezíveis na grande maioria das aplicações. Além disso, não há necessidade de lubrificação, o que reduz significativamente os custos de manutenção.

Em um estudo sobre as normas internacionais ISO 5294, 5295, 5296, 9010, 9011 e 13050, não foram encontradas informações suficientes para realizar o cálculo analítico da eficiência da potência transmitida por uma correia sincronizadora, sendo que, geralmente, utilizam-se procedimentos gráficos ou de tabelas de fabricantes de correias ofertados em catálogos técnicos, tanto para estimativa da eficiência, quanto para o dimensionamento. Isso dificulta a estimativa da potência nominal transmitida pelas correias quando casos não contemplados na literatura especializada são tratados.

A partir da teoria de elementos de máquinas, sabe-se que a capacidade de transmissão das correias sincronizadoras depende do número de dentes sincronizados entre a correia e as polias, da resistência dos cordoneis de tração, da flexibilidade e resistência ao desgaste do material da correia, da distribuição dos esforços de contato no flanco dos dentes e da largura de engrenamento entre a correia e polias.

A variedade de fatores que determinam e influenciam a transmissão de potência pelas correias sincronizadoras fazem com que a determinação da capacidade de transmissão das mesmas seja ainda objeto de estudos e análises. Quanto maior a precisão do valor da potência nominal transmitida por uma correia sincronizadora, mais dados provenientes de ensaios são necessários. A determinação da capacidade de tração de uma correia sincronizadora requer a

realização de uma variedade de ensaios que permitam conhecer os valores de carga útil que pode ser transmitida pela correia sob condições definidas, sem que ocorra ruptura ou deformação dos dentes, a qual é indesejável porque impede o engrenamento correto da correia com a polia. Geralmente, as condições para determinar experimentalmente a carga útil transmitida por uma correia sincronizadora com um passo definido e um ângulo de referência consideram uma transmissão com carga constante e suave, com montagem horizontal e com 6 pares de dentes em contato entre a correia e polia.

Por fim, entre as muitas possibilidades de utilização das correias sincronizadoras, apresenta-se aqui alguns exemplos de aplicação em robôs comerciais que utilizam correias sincronizadoras para transmissão de movimento.

O robô articulado de 6 graus de liberdade ABB IRB140 tem a terceira, quinta e sexta juntas equipadas com correias sincronizadoras. Na Figura 2.9 pode-se observar um desenho do robô e a localização da correia da terceira junta.

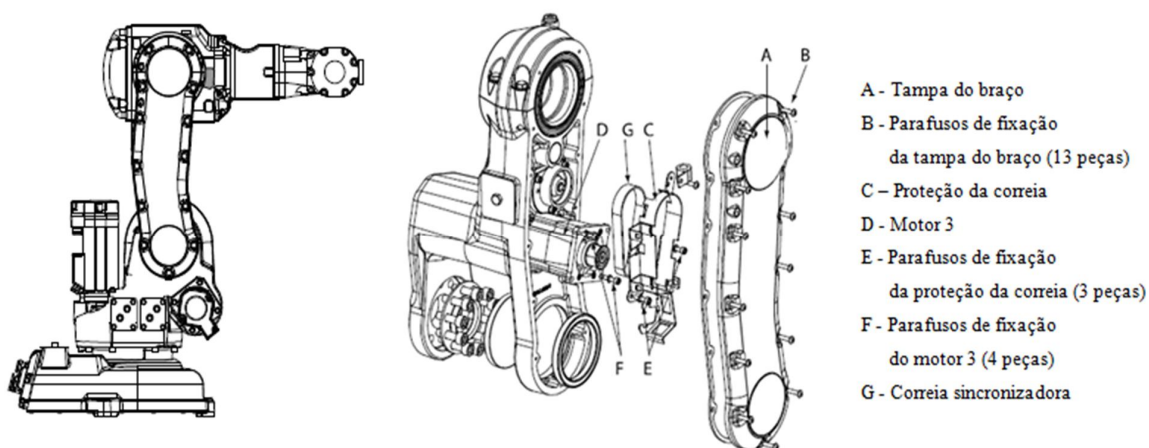


Figura 2.9 – Robô articulado ABB, adaptado de ID 3HAC027400-001, Manual de Produto

O robô articulado de seis graus de liberdade Mitsubishi 2JA é equipado com correias sincronizadoras nas juntas 2 a 5. Na Figura 2.10 pode-se observar um desenho esquemático do robô, onde se apresenta o sistema de transmissão da unidade da correia da junta 5.



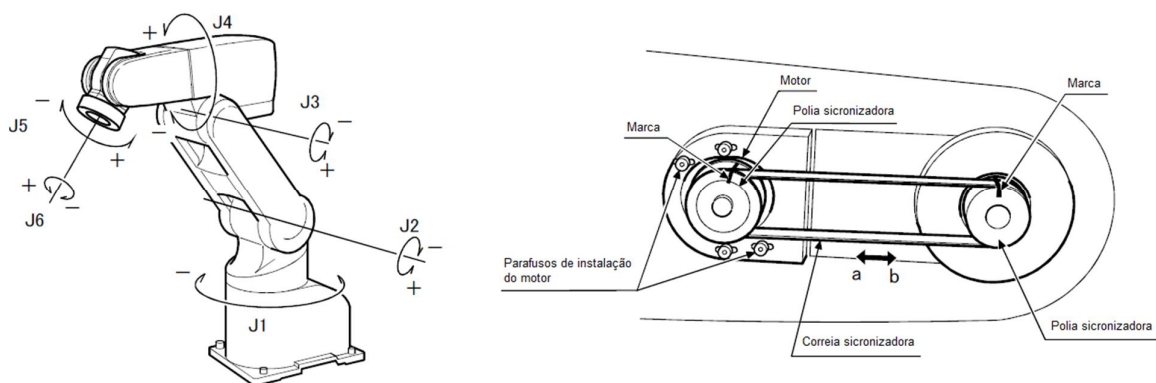


Figura 2.10 – Robô articulado Mitsubishi, adaptado de BFP-A8052-D, Manual de Produto

O robô SCARA Série G6 Epson é equipado com uma correia sincronizadora nas juntas 3 e 4. Na Figura 2.11, pode-se observar o desenho do robô, destacando a correia sincronizadora localizada na junta 3, possibilitado o movimento no eixo Z do espaço de trabalho do robô.

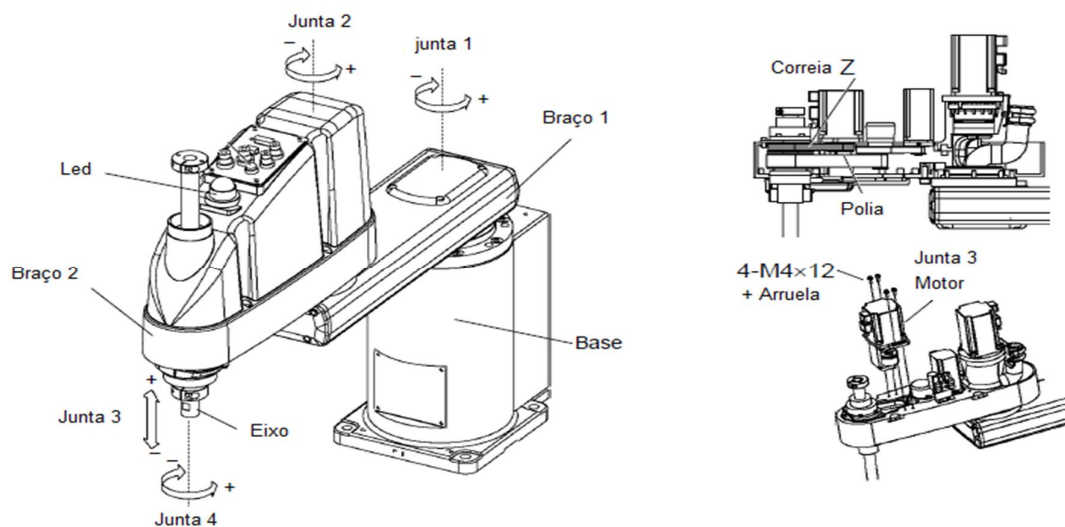


Figura 2.11 – Robô SCARA Epson, adaptado de EM114R2182F, Manual de Produto

### **3 DESCRIÇÃO DO 1º GRAU DE LIBERDADE DO ROBÔ**

São apresentados neste capítulo os elementos constituintes do 1º grau de liberdade do robô. Inicialmente, é descrita a estrutura mecânica da base, incluindo os elementos mecânicos da transmissão. A seguir, o sistema pneumático de atuação e o hardware de controle são apresentados. Finalmente, são listadas as características técnicas dos principais componentes do 1º grau de liberdade do robô.

#### **3.1 Estrutura mecânica da base**

Nesta seção é apresentado o modelo geométrico da estrutura mecânica da base e todos os elementos internos e externos que formam a estrutura do 1º grau de liberdade do robô.

Durante a fase de projeto, foram propostos e avaliados diferentes modelos geométricos para a estrutura da base. No APÊNDICE A estão apresentados estes modelos. Como critério de projeto para a seleção da estrutura mais adequada, considerou-se principalmente a otimização do seu espaço interno, proporcionado por suas dimensões e pelo sistema de transmissão adotado.

A usinagem de todas as peças que compõem a base e a sua montagem foi realizada no Laboratório de Mecatrônica e Controle (LAMECC) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Para a montagem da estrutura da base foram utilizados perfis de alumínio estrutural de alta resistência. Estes perfis são fabricados através do processo de extrusão, o qual permite a confecção de perfis com diversas seções transversais, oferecendo facilidade de montagem aliada a uma maior eficiência estrutural por unidade de massa quando comparado a perfis maciços. Além disso, o alumínio apresenta vantagens econômicas associadas ao custo de manutenção, em função de sua grande resistência a corrosão.

A Figura 3.1 apresenta um modelo geométrico sólido da estrutura da base. Outros detalhes incluindo os valores das dimensões da estrutura da base estão disponibilizados no APÊNDICE B.

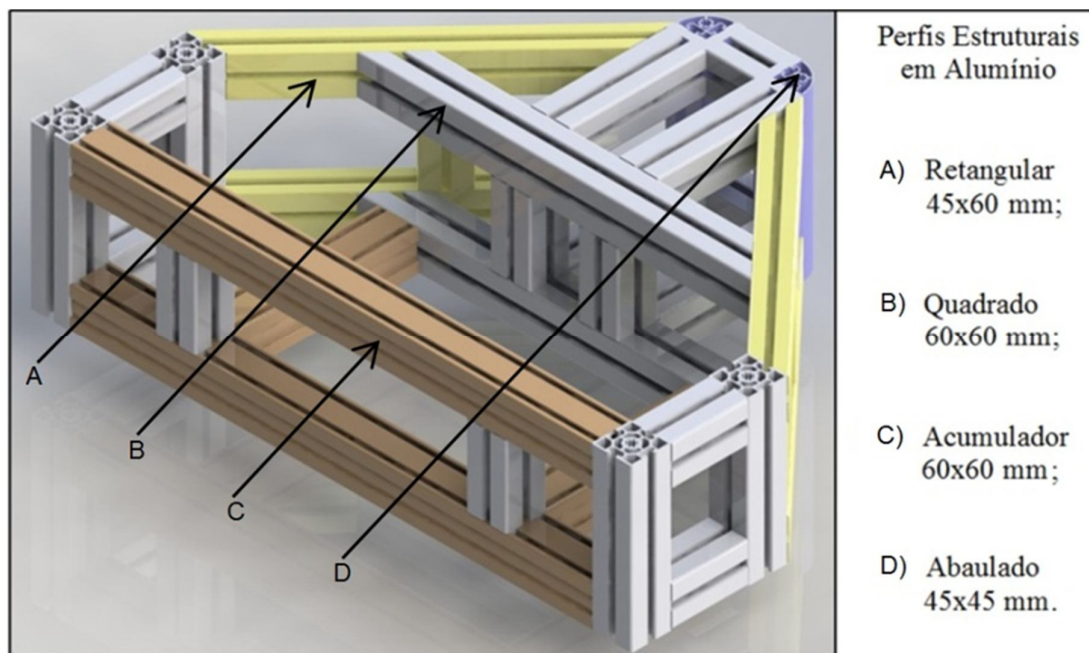
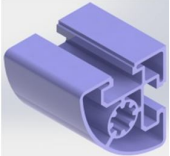

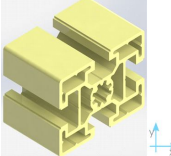
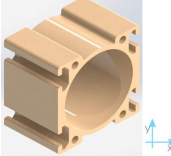


Figura 3.1 – Modelo geométrico da estrutura da base

Na Figura 3.1, os perfis estruturais utilizados na construção da base estão destacados em diferentes cores, visando a diferenciar as características técnicas e dimensionais de cada perfil. Assim, os elementos estruturais de cor marrom são perfis especiais que, além de exercerem a função estrutural, também operam como acumuladores de ar comprimido. Esses acumuladores possuem volume interno com formato cilíndrico de 50 mm de diâmetro. Cada acumulador situado na parte traseira da base (à esquerda, na Figura 3.1) possui capacidade de armazenamento de 12,09 l para 8 bar de pressão, sendo usados individualmente para diminuir as flutuações na pressão de trabalho dos atuadores relacionados ao 1º e 2º grau de liberdade. Os acumuladores internos apresentados mais a direita, na Figura 3.1, são de menor capacidade (cada acumulador apresenta capacidade de 4,24 l para 8 bar), e usados para o 3º, 4º e 5º grau de liberdade. Optou-se por utilizar os acumuladores de maior capacidade para o 1º e 2º grau de liberdade, porque se verificou através de simulação que estes exigem uma maior capacidade de força de operação de seus atuadores, além de possuírem maior curso e, conseqüentemente, maiores volumes, visto que todos os atuadores lineares tem a mesma área de seção transversal.

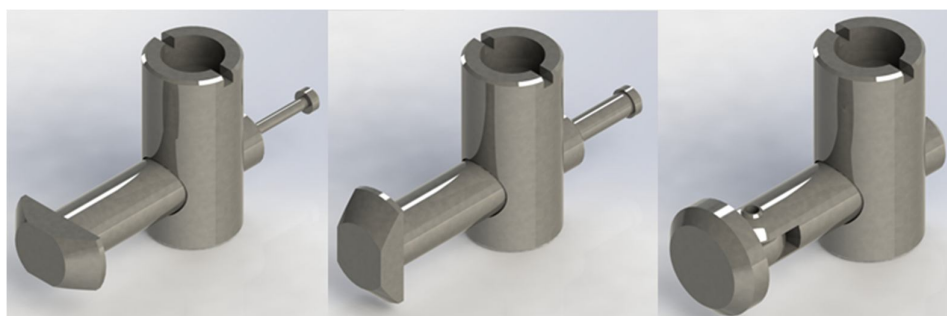
Na Tabela 3.1 estão apresentadas as características técnicas e dimensionais de cada tipo de perfil utilizado na construção da base.

Tabela 3.1 – Características técnicas dos perfis [Famak, 2010 e Bosch Rexroth, 2011]

Características	 Perfil abaulado 45x45 mm	 Perfil 60x60 mm	 Perfil 45x60 mm	 Acumulador 60x60 mm
Material Normalizado	Al6063-T5	Al6063-T5	Al6060-T5	Al6060-T5
Modulo de Elasticidade [N/mm <sup>2</sup> ]	70.000	70.000	69.000	69.000
Massa [kg/m]	1,3	3,9	2,99	2,78
Momento de Inércia $I_x / I_y$ [cm <sup>4</sup> ]	7,6	52,7	35,4 / 20,8	48,3 / 44,6
Resistencia a Tração [N/mm <sup>2</sup> ]	250	250	250	250

O comportamento estrutural da base depende tanto da rigidez dos seus elementos quanto da forma com que eles são interconectados. Na maior parte da montagem, as uniões dos perfis estruturais são realizadas através de elementos conectores de alta rigidez estrutural e adequados para o uso em sistemas onde ocorrem vibrações. Esses elementos são de aço e podem ser rígidos ou flexíveis para uso em uniões angulares. As demais uniões para a fixação dos acumuladores à estrutura da base são executadas por cantoneiras de alumínio extrudado.

A Figura 3.2 apresenta os diferentes modelos de conectores usados na montagem da base.



a) Conector rígido a 0°      b) Conector rígido a 90°      c) Conector flexível

Figura 3.2 – Conectores utilizados na união dos perfis

Como ilustrado na Figura 3.2, os conectores possuem em sua extremidade uma cabeça excêntrica que encaixa na ranhura de um dos perfis a serem unidos, enquanto que o restante

do corpo do conector fica alojado dentro do outro perfil. Esse processo exige uma furação correspondente a dimensão de cada conector. Para que a união possua rigidez condizente, o conector possui um parafuso de aperto que permite tensionar adequadamente o elemento de união.

A Figura 3.3 exemplifica uma união realizada por meio desses conectores.

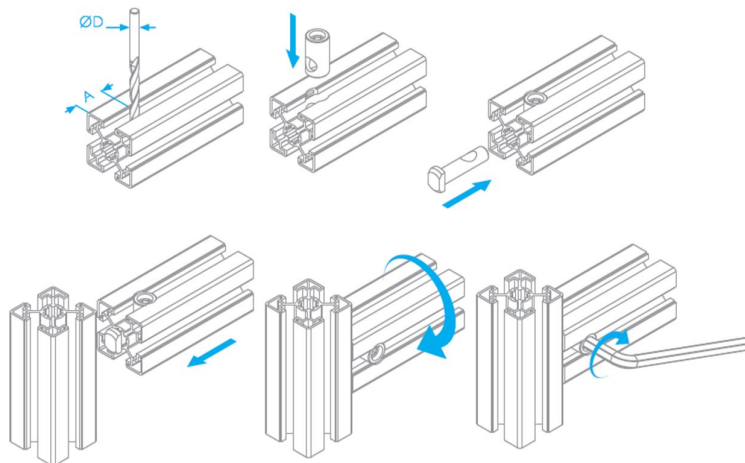


Figura 3.3 – União de perfis por meio de um conector rígido, adaptado de FAMAK, 2010

Além das uniões por meio de conectores e cantoneiras, a base possui tampas estruturais de alumínio industrial de 5 mm de espessura. Além disso, possui também quatro pés niveladores com capacidade de 5000 N cada. Esses pés permitem uma inclinação de  $\pm 15^\circ$  para compensar pisos não planos e são rosqueados diretamente no perfil. Assim, através do ajuste do conjunto, é possível nivelar a base de acordo com a superfície na qual a mesma é montada.

Para a fixação da base, utilizaram-se cantoneiras confeccionadas com alumínio fundido e usinado. A montagem é direta no perfil, sem furação, e permite mudança de posição ao longo das ranhuras longitudinais, de acordo com a altura ajustada nos pés niveladores. As bases das cantoneiras são aparafusadas na superfície que recebe a base do manipulador. É importante salientar que esta fixação é adequada para suprimir eventuais vibrações e evitar deslocamentos da base durante condições de operação mais severas do manipulador.

Nas figuras 3.4 e 3.5 ilustram-se os acessórios de fixação e sustentação da base, juntamente com as placas de entrada de ar comprimido e as tampas dos acumuladores.

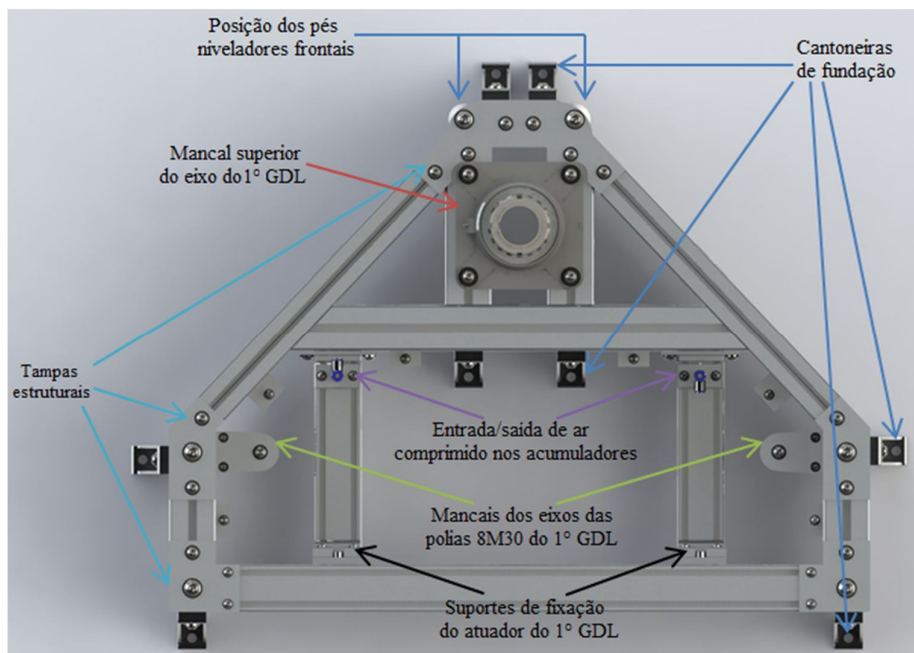


Figura 3.4 – Elementos estruturais fixos à base

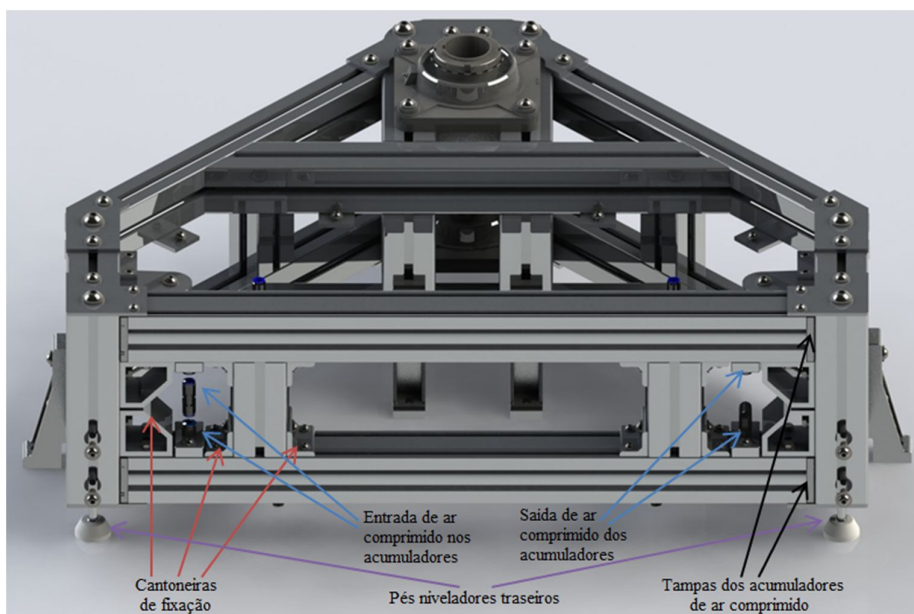


Figura 3.5 – Elementos estruturais fixos na parte traseira da base

O sistema de transmissão de movimento é composto por uma polia sincronizadora solidária ao eixo da junta rotacional do 1º grau de liberdade, um par de polias auxiliares e uma correia sincronizadora aberta, que opera tracionada em ambos os lados por meio de uma peça denominada *clamp*, fixa ao êmbolo do atuador. Esse mecanismo permite transmitir a força de

acionamento do atuador para o sistema de transmissão, movimentando a junta rotacional do 1º grau de liberdade. A função de um *clamp* comum é a de prender as extremidades de uma correia sincronizadora aberta. Isso é possível porque a sua superfície é usinada com o mesmo formato dos dentes da correia. Normalmente, um *clamp* prende oito dentes da correia em cada extremidade. O *clamp* usado neste projeto, além de prender a correia, permite ajustar a sua tensão através do aperto ou afrouxamento de dois parafusos de tração.

Conforme mostra a Figura 3.6, no sistema de transmissão, as polias sincronizadas estão dispostas em uma forma triangular. Assim, a correia percorre um caminho próximo ao perímetro da base, proporcionando um amplo espaço interno que é utilizado para alojar componentes eletromecânicos, como válvulas e sensores de pressão. Na Figura 3.6 é apresentada a configuração geométrica do mecanismo do 1º grau de liberdade com os componentes alojados internamente na base.

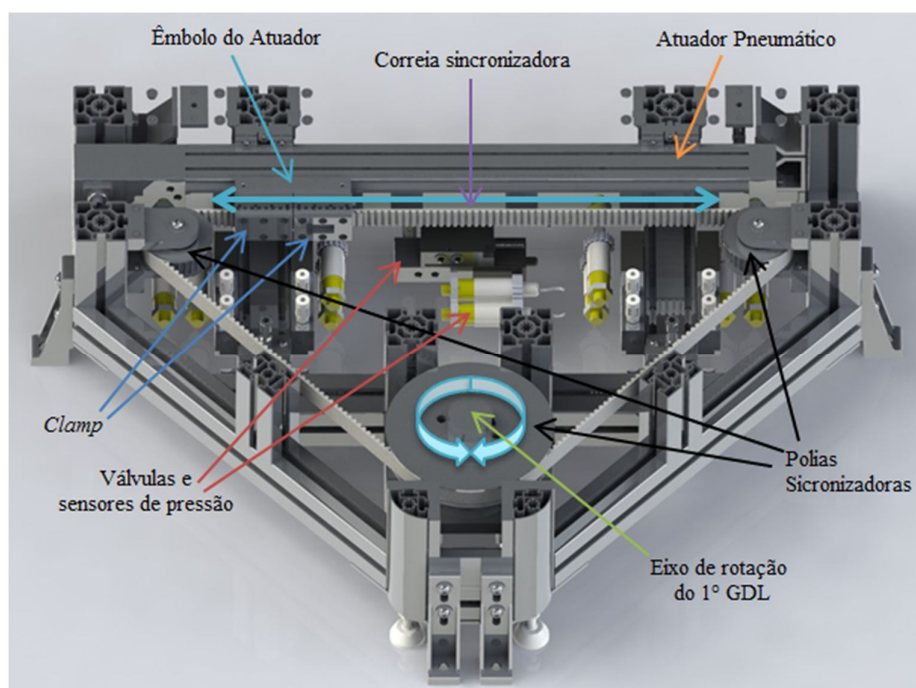


Figura 3.6 – Configuração geométrica do mecanismo do 1º grau de liberdade.

No sistema de transmissão, a polia responsável pelo movimento de rotação do eixo do 1º grau de liberdade é construída com alumínio, possui 72 dentes redondos com passo de 8 mm e largura de 20 mm (72-8M-20), apresentando um diâmetro primitivo de 183,35 mm, o que permite que o 1º grau de liberdade percorra um ângulo de 256,24º sem a utilização das zonas de amortecimento de fim de curso do atuador. Caso estas zonas sejam consideradas, o

curso de giro é ampliado para  $281,24^\circ$ . O diâmetro das duas polias menores é de 76,39 mm (30-8M-20). A correia sincronizadora selecionada para aplicação é do tipo HTD (dentes redondos) aberta, com passo de 8 mm, largura de 20 mm e comprimento de 1897,51 mm. O padrão HTD é adequado para baixas velocidades e alta transferência de torque.

O eixo de rotação do 1º grau de liberdade do robô está acoplado ao manipulador por meio de um flange. Esse eixo possui um diâmetro de 50 mm e é construído com alumínio maciço, possuindo uma de suas extremidades fresada na forma de um hexágono, de modo a conferir maior capacidade de transferência de torque para o manipulador. Além disso, a inclinação do eixo pode ser ajustada movendo-se os seus mancais sobre a base. O mecanismo de ajuste é simples, podendo mover os mancais em dois sentidos, ao longo da ranhura do próprio perfil no qual está fixado e no sentido oposto, por meio de ranhuras feitas em buchas de alumínio fixas aos mancais, conforme pode ser observado na Figura 3.7.

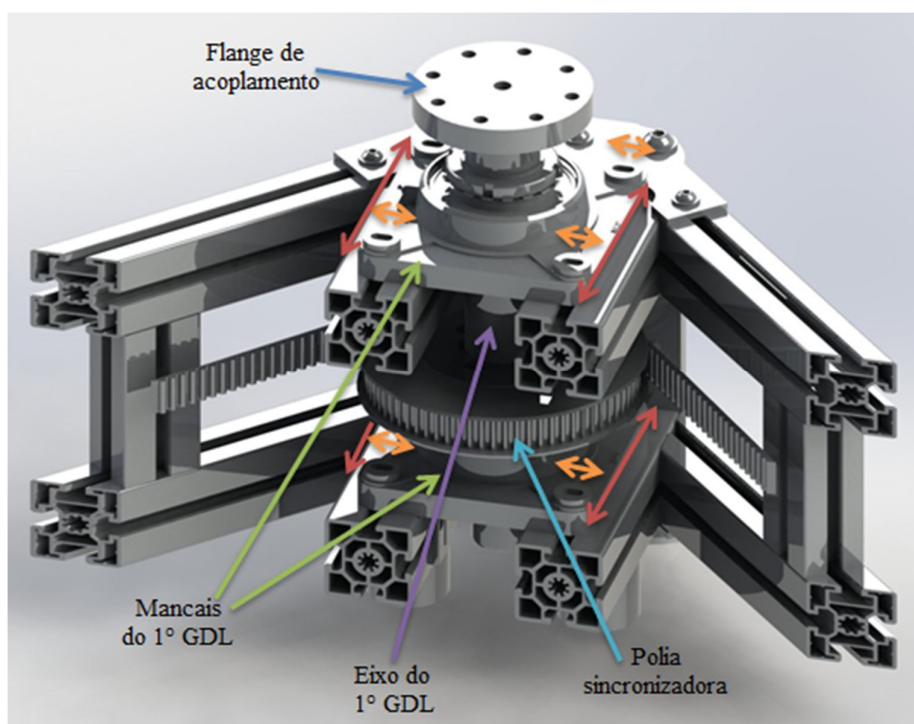


Figura 3.7 – Montagem do eixo, flange, polias e mancais do 1º GDL

É importante salientar que, visando à manutenção, o conjunto apresentado na Figura 3.7, foi projetado para ser facilmente desmontado e remontado, pois os ajustes não se dão por interferência e sim por meio de buchas cônicas acopladas à polia e aos rolamentos. Essas buchas proporcionam uma montagem rígida e segura, visto que, à medida que as porcas das



buchas dos rolamentos são apertadas, o efeito de fixação do eixo de alumínio com os rolamentos aumenta devido ao formato cônico do perfil da bucha. O mesmo efeito ocorre quando os parafusos da bucha cônica da polia são apertados.

### 3.2 Sistema de Atuação Pneumático

O servoposicionador pneumático é um sistema que movimenta uma carga através da diferença de pressão do fluido de trabalho que ocorre entre as extremidades do êmbolo do cilindro atuador [Virvalo, 1995]. Segundo Perondi, 2002, um servoposicionador pneumático é composto basicamente por uma servoválvula que controla a vazão de ar na direção de um cilindro, a cujo êmbolo está ligada a massa que se deseja posicionar. Os principais elementos de um servoposicionador pneumático translacional estão esquematizados na Figura 3.8. O sistema consiste de uma servoválvula direcional e de um cilindro sem haste de dupla ação, cujo êmbolo é conectado a uma carga inercial ( $M$ ) sobre a qual atuam as forças externas  $F_e$  e de atrito  $F_a$ .

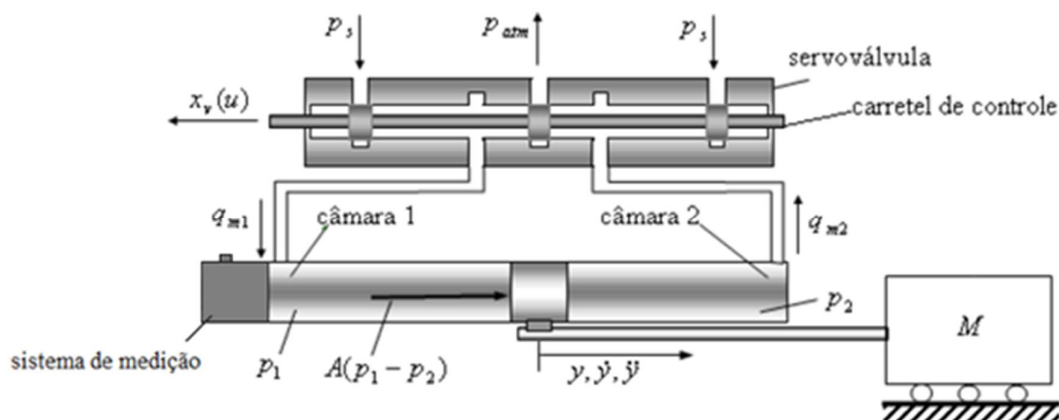


Figura 3.8 – Servoposicionador pneumático, adaptado de Perondi, 2002

Segundo Perondi, 2002, a carga inercial é deslocada utilizando a energia pneumática armazenada em um vaso de pressão, onde o ar é mantido a uma pressão de suprimento  $p_s$ . A servoválvula é utilizada para direcionar o escoamento de ar sob pressão. Assim, a dinâmica do sistema tem como entrada uma tensão  $u$  e como saída o deslocamento  $y$  do êmbolo do cilindro (ou da massa  $M$  acoplada). Esta dinâmica compreende:

- a relação entre a tensão aplicada  $u$  e o deslocamento  $x_v$  do carretel (dinâmica da válvula);
- as relações entre as aberturas na válvula (ocasionadas pelo deslocamento do carretel) e as vazões mássicas de ar  $q_{m1}$  e  $q_{m2}$  que atravessam os orifícios de controle da válvula;
- as relações entre as vazões mássicas nas câmaras do cilindro e as pressões  $p_1$  e  $p_2$  que elas provocam;
- a relação entre a diferença de pressões e o deslocamento do êmbolo  $y$  (saída).

Na Figura 3.9 é apresentado o circuito pneumático do servoposicionador, onde observar-se a unidade de tratamento do ar, o acumulador de ar comprimido (que serve para diminuir flutuações na pressão de trabalho decorrentes do consumo variável de vazão pelo sistema em operação [Perondi, 2002]), a servoválvula pneumática conectada às câmaras do cilindro atuador, e, por fim, os transmissores de pressão conectados às saídas da servoválvula.

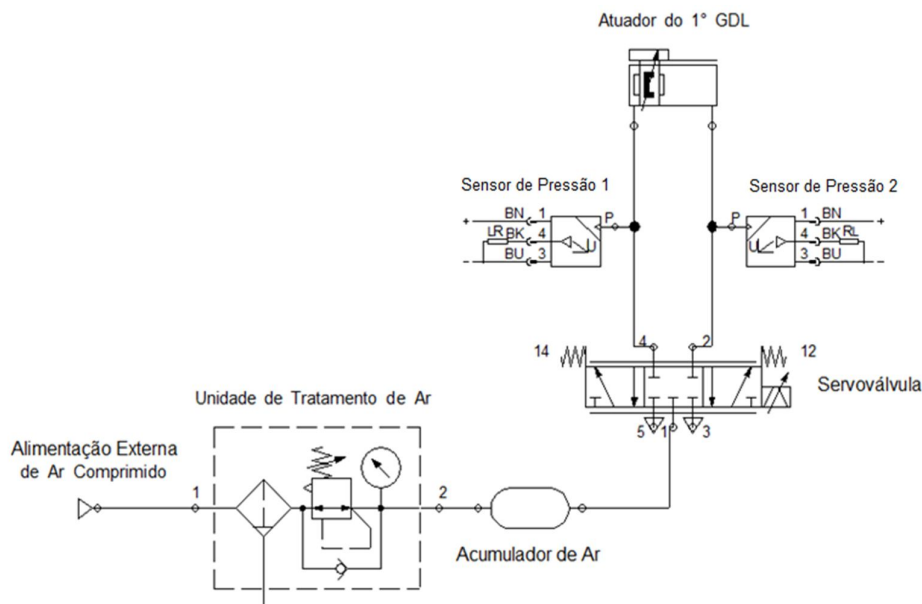


Figura 3.9 – Circuito pneumático do sistema de atuação do 1º grau de liberdade

### 3.3 Sistema Eletrônico de Controle

Para atender às demandas de comunicação, acionamento e sensoriamento dos componentes eletropneumáticos e eletromecânicos, foram desenvolvidos no LAMECC dispositivos de *hardware* modulares que são utilizados em cada grau de liberdade do manipulador. Estes dispositivos são chamados de UCAM (Unidade de Controle e

Acionamento Microcontrolada). Para a comunicação, sensoriamento e acionamento dos componentes do 1º grau de liberdade do robô, utilizou-se uma UCAM específica.

A arquitetura de *hardware* da UCAM prioriza itens como a utilização de circuitos integrados ao invés de componentes eletrônicos discretos, utilização de *hardware* com capacidade de ser reprogramado e flexibilidade para testes elétricos, eletrônicos e de comunicação. Essa flexibilidade está relacionada à utilização de diversos *jumpers* que podem alterar funcionalidades associadas ao *hardware*. Maiores detalhes sobre estes dispositivos podem ser encontrados em Cukla, 2012.

### 3.4 Interface de controle

No presente trabalho, utilizou-se a placa da empresa dSPACE® modelo DS-1104 para a implementação do controlador. As placas dSPACE® permitem o desenvolvimento de algoritmos de controle comunicando-se diretamente com o pacote computacional Matlab-Simulink®.

A placa DS-1104 é composta por uma interface de aquisição e controle associada ao um pacote de software para a aquisição e processamento de dados. Esta placa apresenta um grande número de entradas e saídas, tanto digitais como analógicas, além de entradas para encoder (*Resolver*), encoders convencionais (absolutos ou incrementais), saídas de controle PWM e portas dedicadas à comunicação. Além disso, o *hardware* da dSPACE® é acompanhado pelo software ControlDesktop®, através do qual é possível monitorar e modificar variáveis do sistema controlado, bem como gravar e exportar dados adquiridos através da dSPACE®.

O microcomputador usado para hospedar a placa é do tipo Intel Pentium Core 2 Duo® com 2 Ghz de processamento e 2 Gb de memória RAM, e um disco rígido com capacidade de 160 Gb de memória. Esta CPU é utilizada principalmente para a programação dos algoritmos de controle e visualização on-line dos dados processados pela dSPACE®.

### 3.5 Características Técnicas dos Componentes do 1º GDL do Robô

Nesta seção são apresentadas as características técnicas do atuador, servoválvula pneumática, unidade de tratamento de ar comprimido, sistema de sensoriamento de posição e transmissores de pressão utilizados no 1º grau de liberdade do robô.

### 3.5.1 Atuador Pneumático

O atuador pneumático sem haste de dupla ação utilizado no sistema de potência do 1º grau de liberdade do robô é de modelo DGPIL-32-450-PPV-AIF-KF-GK (32 mm de diâmetro interno do êmbolo e 450 mm de curso) marca Festo®. Uma imagem deste tipo de atuador está apresentada na Figura 3.10. O atuador é fabricado com alumínio de alta rigidez estrutural e possui um sistema de medição magnetostrictivo integrado, o qual fornece sinais digitais de posição e opera sem contato. O modelo de guia utilizado no projeto é do tipo KF, caracterizado por apresentar um sistema mecânico composto por rolamentos de esferas recirculantes associado ao êmbolo. Este sistema, segundo o fabricante [Festo Corporation, 2011], proporciona uma redução no atrito se comparado ao modelo GF (guias deslizantes) da mesma marca.

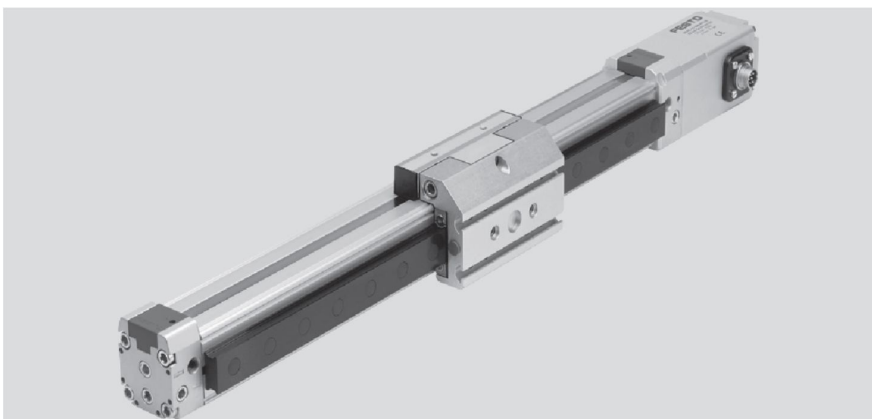


Figura 3.10 – Figura ilustrativa do atuador pneumático utilizado no sistema de potência do 1º grau de liberdade do robô [Festo Corporation, 2011]

A Figura 3.11 apresenta um diagrama com as forças e momentos fletores suportados pelo êmbolo do atuador quando o pistão está em operação típica, especificadas em relação à linha central da seção transversal do perfil interno do cilindro. Os valores máximos das forças e momentos e outras características técnicas fornecidas pelo catálogo do fabricante são apresentados nas tabelas 3.2 e 3.3.

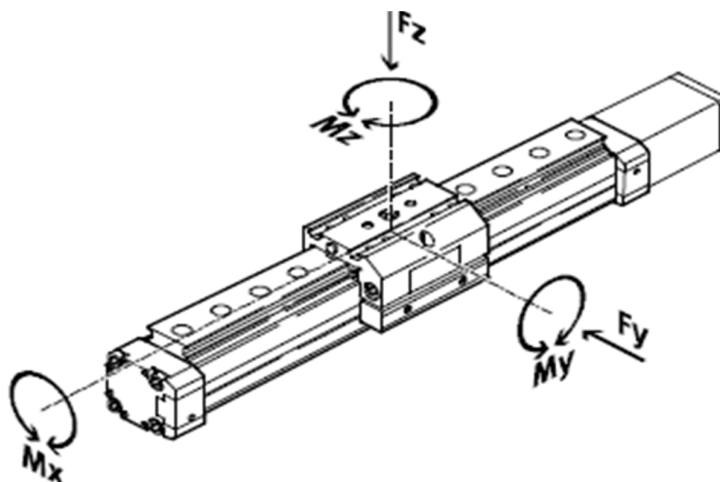


Figura 3.11 – Forças e momentos suportados pelo êmbolo [Festo Corporation, 2011]

Tabela 3.2 – Especificações técnicas do atuador DGPIL [Festo Corporation, 2011]

Características	Valores
Condição ar comprimido	Filtrado e sem Lubrificação [5 $\mu$ m]
Pressão Trabalho [bar]	4 - 8
Força Teórica a 6 bar [N]	483
$F_{y_{max}}$ e $F_{z_{max}}$ [N]	3080
$M_{y_{max}}$ e $M_{z_{max}}$ [Nm]	127
$M_{x_{max}}$ [Nm]	63
Comprimento Amortecimento [mm]	20
Máxima velocidade [m/s]	3

Tabela 3.3– Especificações técnicas do sensor de posição magnetostrictivo integrado ao atuador DGPIL [Festo Corporation, 2011]

Características	Valores
Tensão de alimentação [ $V_{cc}$ ]	24 ( $\pm 25\%$ )
Consumo Corrente [mA]	90
Resolução [mm]	$\leq 0,01$
Linearidade [%]	0,02
Comunicação de dados [bits]	64
Interface	Digital, CAN com protocolo SPC-AIF

### 3.5.2 Servoválvula Pneumática

A servoválvula pneumática direcional utilizada para controlar a posição do atuador pneumático é do tipo 5/3 vias (5 vias e 3 posições), marca Festo® modelo MPYE-5-1/8-HF-010-B. Segundo o fabricante [Festo Corporation, 2011], essa válvula possui possibilidade de ajuste contínuo de vazão e apresenta histerese da relação entrada/saída reduzida, devido ao controle de posição interno do carretel do êmbolo. De acordo com Perondi, 2002, a vazão nominal desse tipo de válvula, por conta da presença de uma realimentação interna, apresenta comportamento que independe da pressão de suprimento. A realimentação garante também uma relação aproximadamente linear entre a abertura da válvula e a tensão de controle aplicada.

Na Tabela 3.4 são apresentadas as características técnicas da servoválvula.

Tabela 3.4 – Características técnicas da válvula proporcional [Festo Corporation, 2011]

Características	Valores
Pressão operacional [bar]	6
Pressão máxima [bar]	10
Vazão nominal padrão [l/min]	700
Diâmetro nominal [mm]	6
Conexão pneumática	G1/8
Princípio construtivo	Êmbolo de centro fechado
Frequência crítica (máximo movimento do carretel) [Hz]	100
Histerese máxima [%]	0,4
Max. vazamento com pórticos fechados a 6 bar [l/min]	25
Tensão de alimentação [V <sub>cc</sub> ]	24 ±5%
Tensão de controle [V <sub>cc</sub> ]	0 – 10
Meio operacional de filtragem [µm]	5
Massa [kg]	0,330

### 3.5.3 Unidade de Tratamento de Ar Comprimido

Para o condicionamento do ar comprimido consumido pelo sistema de atuação do 1º grau de liberdade é utilizada uma unidade de tratamento da marca Festo®, modelo LFR-1/4-D-MINI, a qual realiza a filtragem, desumidificação e a regulagem de pressão do ar. Segundo o fabricante, [Festo Corporation, 2011], esta unidade possui duas conexões para manômetros,

cartucho filtrante de 40  $\mu\text{m}$  com dreno manual integrado, grande capacidade de retenção de partículas e boa regulagem de pressão com pequena histerese.

A Figura 3.12 apresenta o diagrama esquemático de uma unidade de tratamento. O ar comprimido entra no orifício 1 e sai pelo orifício 2 após passar por um processo de filtragem e regulagem. A água resultante da desumidificação do ar é depositada em um reservatório e, posteriormente, eliminada através de um purgador manual. A regulagem de pressão nestas unidades é feita através de uma válvula manual e a pressão de saída pode ser monitorada por meio de um manômetro acoplado ao sistema.

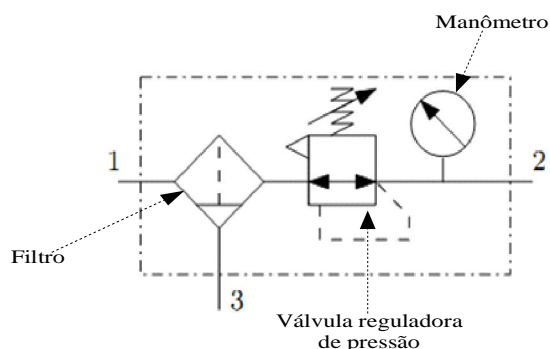


Figura 3.12 – Diagrama esquemático de uma unidade de tratamento [Festo Corporation, 2011]

As informações técnicas da unidade de tratamento de ar estão apresentadas na Tabela 3.5.

Tabela 3.5 – Unidade de tratamento de ar [Festo Corporation, 2011]

Características	Valores
Grau de filtragem [ $\mu\text{m}$ ]	40
Volume máximo do condensado [ $\text{cm}^3$ ]	22
Indicador de pressão	Manômetro analógico
Faixa de regulagem de pressão [bar]	0,5 – 12
Pressão de entrada 1 [bar]	1 – 16
Histerese de pressão máxima [bar]	0,2
Vazão nominal padrão [l/min]	1400
Peso [kg]	0,46

### 3.5.4 Transmissores de Pressão

Para cada câmara do atuador pneumático é utilizado um transmissor de pressão. Os transmissores que estão conectados às passagens de ar da servoválvula pneumática são do modelo S-10 da marca WIKA®. Esses dispositivos transformam a pressão medida em um nível de sinal elétrico que varia proporcionalmente com a pressão. Segundo o fabricante [WIKA, 2006], os transmissores são comercializados calibrados individualmente.

A Tabela 3. apresenta as principais características técnicas dos transmissores de pressão usados no 1º grau de liberdade do robô.

Tabela 3.6 – Características técnicas dos transmissores de pressão [WIKA, 2006]

Características	Valores
Escala de medição [bar]	0 – 10
Calibração	Calibrado de fabrica
Sinal de saída [ $V_{cc}$ ]	0 – 10
Alimentação [ $V_{cc}$ ]	10 – 30
Tempo de resposta [ms]	< 1
Massa [kg]	0,3
Proteção dielétrica [ $V_{cc}$ ]	500
Resolução [mbar]	25



## 4 MODELAGEM MATEMÁTICA

Neste capítulo é apresentado o desenvolvimento do equacionamento da cinemática direta do robô pneumático proposto e do modelo dinâmico do 1º grau de liberdade. É conveniente salientar que os modelos aqui propostos têm como objetivo final o desenvolvimento das equações necessárias à aplicação da lei de controle proposta ao 1º grau de liberdade do robô, assim como a avaliação da estrutura da base através da análise dos esforços dinâmicos produzidos pelo manipulador em movimento.

### 4.1 Modelo Dinâmico do 1º Grau de Liberdade

Esta seção tem por objetivo apresentar o desenvolvimento do equacionamento da dinâmica do 1º grau de liberdade do robô, além de abordar os métodos de Euler-Lagrange e Newton-Euler, através dos quais é possível obter as equações de movimento do manipulador.

Assim como em Allgayer, 2011, o estudo da dinâmica é realizado com sua divisão em dois subsistemas: o sistema pneumático, composto pelas válvulas direcionais proporcionais, tubulações e atuadores, e o sistema mecânico, formado pelos elos e juntas.

#### 4.1.1 Subsistema Pneumático

Nesta seção, é apresentado o modelo utilizado para o servosistema pneumático. Este modelo, de acordo com Perondi, 2002, envolve o estudo de três partes correlacionadas, sendo cada uma com seu conjunto de equações que representam a dinâmica das pressões nas câmaras dos cilindros, as vazões da válvula e os efeitos do atrito.

Assim como em Perondi, 2002, Frasson, 2007, Sobczyk S., 2009, Suzuki, 2010, e Allgayer, 2011, neste trabalho, as principais simplificações envolvidas são:

- a) a energia cinética do gás é desprezada;
- b) as diferenças de pressão por efeitos dissipativos ocorrem apenas nos orifícios de passagem na servoválvula (as demais resistências à passagem do ar são desprezadas);
- c) o ar se comporta como um gás perfeito (a lei geral de estados dos gases é válida);
- d) os calores específicos a pressão e volume constantes não se alteram ao longo dos processos;
- e) os vazamentos nos dutos, servoválvula e no êmbolo do cilindro são desprezados;

- f) os efeitos da força da gravidade são considerados desprezíveis;
- g) a dinâmica da servoválvula não é considerada;
- h) os processos termodinâmicos nas câmaras são considerados isentrópicos.

#### 4.1.1.1 Dinâmica das Pressões nas Câmaras do Cilindro

Para a obtenção da dinâmica das pressões nas câmaras do cilindro utilizou-se a equação da continuidade que se baseia no princípio de conservação da massa no interior de um volume de controle nas câmaras do atuador. Este equacionamento foi apresentado por diversos autores como Perondi, 2002, Sobczyk, 2009, e Suzuki, 2010.

De acordo com Fox e McDonald, 1981, o princípio de conservação de massa no volume de controle de fronteira variável pode ser expresso como

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{vc} \rho dV = \int_{sc} \rho \vec{y} d\vec{A} \quad (4.1)$$

onde  $vc$  é o volume de controle e  $sc$  é a superfície de controle por onde ocorre a passagem do fluido;  $\rho$  é a massa específica do fluido;  $V$  representa o valor do volume de controle;  $\vec{y}$  é a velocidade média do fluido que atravessa a superfície de área  $\vec{A}$ .

A Equação (4.1) indica que a taxa de acúmulo de massa no interior do volume de controle corresponde à diferença entre a vazão mássica que entra e que sai através da superfície de controle. Definindo-se  $\Delta q_m$  como a diferença líquida entre a vazão mássica que entra e que sai de uma câmara do atuador, pode-se escrever:

$$\Delta q_m = \frac{\partial}{\partial t} (\rho V) = \rho \frac{dV}{dt} + V \frac{d\rho}{dt} = \rho \frac{dV}{dt} + V \frac{d\rho}{dp} \frac{dp}{dt} \quad (4.2)$$

Na Equação (4.2), o termo  $\rho \frac{dV}{dt}$  representa a taxa de acúmulo de massa no volume de controle devido à sua variação e o termo  $V \frac{d\rho}{dp} \frac{dp}{dt}$  representa o acúmulo de massa no volume de controle devido à compressibilidade do ar.

O módulo de elasticidade volumétrica do ar a temperatura constante ( $\beta$ ), pode ser definido como a relação entre a variação da pressão aplicada sobre um volume de controle e a sua variação volumétrica.

Assim,  $\beta$  pode ser expresso através da Equação (4.3).

$$\beta = -\frac{dp}{dV/V} \quad (4.3)$$

No entanto, para massa constante,  $\frac{dV}{V} = -\frac{d\rho}{\rho}$ , assim  $\beta$  pode expresso por:

$$\beta = \rho \frac{dp}{d\rho} \quad (4.4)$$

Para processos adiabáticos reversíveis, o módulo de elasticidade volumétrica é calculado em função da relação de calores específicos  $\left(r = \frac{c_p}{c_v}\right)$  pela Equação (4.5).

$$\beta = r p \quad (4.5)$$

Considerando-se o ar como um gás perfeito, a massa específica pode ser expressa como

$$\rho = \frac{p}{RT} \quad (4.6)$$

onde  $p$  é a pressão,  $T$  é a temperatura ambiente e  $R$  é a constante do ar.

Substituindo as equações (4.4) e (4.6) na Equação (4.2), obtém-se

$$q_m = \rho \frac{dV}{dt} + \frac{V}{rRT} \frac{dp}{dt} = \rho A \dot{y} + \frac{V}{rRT} \dot{p} \quad (4.7)$$

onde  $\dot{p}$  é a variação da pressão interna da câmara,  $A$  é a área da seção transversal do êmbolo,  $T$  é a temperatura média absoluta,  $\dot{y}$  e velocidade do êmbolo e  $q_m$  é a vazão mássica que entra ou sai de uma câmara.

Considerando que o volume total de cada câmara do cilindro é dado pela soma dos volumes variáveis das câmaras com os respectivos volumes mortos ( $V_{vm1}$  e  $V_{vm2}$ ), que correspondem aos comprimentos das tubulações entre as saídas da servoválvula e a entrada do

atuador, isolando  $\dot{p}$  na Equação (4.7) e definindo-se como origem a extremidade esquerda do cilindro, pode-se obter as equações para a dinâmica das pressões para cada câmara do cilindro:

$$\dot{p}_1 = -\frac{Ary\dot{y}}{V_{vm1} + Ay}p_1 + \frac{rRT}{V_{vm1} + Ay}q_{m1} \quad (4.8)$$

$$\dot{p}_2 = \frac{Ary\dot{y}}{V_{vm2} + A(L - y)}p_2 + \frac{rRT}{V_{vm2} + A(L - y)}q_{m2} \quad (4.9)$$

onde  $p_1$  é a pressão interna na câmara 1 do atuador,  $p_2$  é a pressão interna na sua câmara 2,  $y$  é a posição do seu êmbolo,  $L$  é o seu curso total e  $A$  é a área do seu êmbolo.

#### 4.1.1.2 Caracterização das Vazões Mássicas na Servoválvula

Através das equações (4.8) e (4.9), observa-se que as dinâmicas das pressões nas câmaras de um cilindro dependem de diversos fatores, destacando-se as vazões mássicas que são controladas pela servoválvula.

De acordo com Virvalo, 1995; Bobrow e McDonell, 1998, através da teoria de mecânica de fluídos para escoamentos compressíveis em orifícios, pode-se obter a caracterização das vazões mássicas em uma válvula. No entanto, dependendo das características específicas dos sistemas, a modelagem da vazão mássica a partir de modelos teóricos pode se afastar do comportamento real das servoválvulas utilizadas em sistemas servopneumáticos, o que pode ser comprovado por diferentes estudos, como McDonell, 1996, Bobrow e McDonell, 1998, Perondi, 2002, e Suzuki, 2010.

As especificidades geométricas de cada equipamento aliadas às simplificações adotadas na modelagem estão entre as prováveis causas das diferenças obtidas entre resultados teóricos e os experimentais [Perondi, 2002; Suzuki, 2010]. Dessa forma, optou-se pela utilização de uma modelagem matemática baseada na realização de diversos ensaios experimentais [Perondi, 2002] em uma servoválvula semelhante a que é utilizada no manipulador aqui proposto.

Assim, de acordo com estudos teóricos e experimentais, a equação da vazão mássica que entra ou sai de uma câmara apresenta a seguinte estrutura [Perondi, 2002]

$$q_m = [q_m]_{max} f_p(p_u, p_d) f_u(u) \quad (4.10)$$

onde  $f_u(u)$  é uma função da tensão de controle que considera a abertura efetiva da servoválvula (variando entre  $0 < f_u(u) < 1$ ),  $f_p(p_u, p_d)$  é uma função das pressões a montante e jusante e  $[q_m]_{max}$  é a vazão mássica máxima que pode passar através do orifício. São assumidas ainda as hipóteses de que a pressão de suprimento de ar ( $p_{sup}$ ) que alimenta a válvula é constante e que a pressão de exaustão da mesma é igual à pressão atmosférica ( $p_{atm}$ ).

Considerando-se as assimetrias apresentadas por componentes mecânicos, como válvulas e cilindros, torna-se necessária a definição de valores para vazões mássicas máximas e das funções  $f_u$  e  $f_p$  para cada processo de enchimento ou exaustão de cada câmara do atuador de forma separada.

A Equação (4.11) define a vazão mássica da servoválvula quando a pressão no interior da câmara posterior a ela apresenta uma pressão inferior a de suprimento ( $p_u = p_{sup}$ ), ou seja, durante o enchimento da câmara, enquanto que a Equação (4.12) define a vazão para quando a pressão no interior da câmara é superior à atmosférica ( $p_d = p_{atm}$ ), ou seja, durante a exaustão do ar do interior da câmara para a atmosfera:

$$q_m^{ench}(p_u, p_d, u) = [q_m^{ench}]_{max} f_p^{ench}(p_u, p_d) f_u^{ench}(u) \quad (4.11)$$

$$q_m^{exau}(p_u, p_d, u) = [q_m^{exau}]_{max} f_p^{exau}(p_u, p_d) f_u^{exau}(u) \quad (4.12)$$

Os valores das vazões mássicas máximas de exaustão e enchimento,  $[q_m^{exau}]_{max}$  e  $[q_m^{ench}]_{max}$ , utilizadas no presente estudo são as médias dos obtidos por Perondi, 2002. Esses valores estão apresentados na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Vazões mássicas máximas

Câmara	Enchimento (kg/s)	Exaustão (kg/s)
1	$[q_{m1}^{ench}]_{max}=0,0086$	$[q_{m1}^{exau}]_{max}=0,0112$
2	$[q_{m2}^{ench}]_{max}=0,0086$	$[q_{m2}^{exau}]_{max}=0,0112$

De acordo com Perondi, 2002, as funções de tensão e pressão foram ajustadas através do método de mínimos quadrados com o uso de funções polinomiais de 3ª ordem, sendo ainda estas normalizadas para os valores máximos de sinal de controle ( $u_{max}$ ) da forma ( $\bar{u} =$

$u/u_{max}$ ), e pressões máximas atingidas na câmara como  $\bar{p}_j = \frac{p_j - P_{atm}}{P_{sup} - P_{atm}}$  (o subíndice  $j$  indica a câmara associada), resultando, por fim, no conjunto de equações apresentados abaixo.

$$\left\{ \begin{array}{l} f_{p_1}^{ench}(\bar{p}_1) = -1,888\bar{p}_1^3 + 1,157\bar{p}_1^2 - 0,191\bar{p}_1 + 1,007 \\ f_{p_1}^{exau}(\bar{p}_1) = 0,346\bar{p}_1^3 - 1,747\bar{p}_1^2 + 2,312\bar{p}_1 + 0,09 \\ f_{p_2}^{ench}(\bar{p}_2) = -2,395\bar{p}_2^3 + 1,851\bar{p}_2^2 - 0,362\bar{p}_2 + 1,014 \\ f_{p_2}^{exau}(\bar{p}_2) = -0,029\bar{p}_2^3 - 0,957\bar{p}_2^2 + 1,88\bar{p}_2 + 0,109 \\ f_{u_1}^{ench}(\bar{u}_1) = 1,2\bar{u}_1^3 - 3,5\bar{u}_1^2 + 3,58\bar{u}_1 - 0,3 \\ f_{u_1}^{exau}(\bar{u}_1) = 1,265\bar{u}_1^3 - 3,282\bar{u}_1^2 + 3,148\bar{u}_1 - 0,112 \\ f_{u_2}^{ench}(\bar{u}_2) = 1,198\bar{u}_2^3 - 3,446\bar{u}_2^2 + 3,42\bar{u}_2 - 0,161 \\ f_{u_2}^{exau}(\bar{u}_2) = 1,2\bar{u}_2^3 - 3,5\bar{u}_2^2 + 3,6\bar{u}_2 - 0,3 \end{array} \right. \quad (4.13)$$

Avaliando apenas as funções de tensões de controle, nota-se que estas não são definidas para casos de uma vazão mássica nula ( $\bar{U}_j = 0$ ), e, ainda, conforme pode ser visualizado através da Figura 4.1, existe uma região próxima à vazão nula onde a função que depende da tensão mantém-se também nula, caracterizando a existência de uma região chamada de zona morta da válvula. Como forma de contornar este problema, Perondi, 2002, apresenta uma alternativa de suavização da função tensão através de uma aproximação por uma relação linear para a função na proximidade da região de fechamento da válvula.

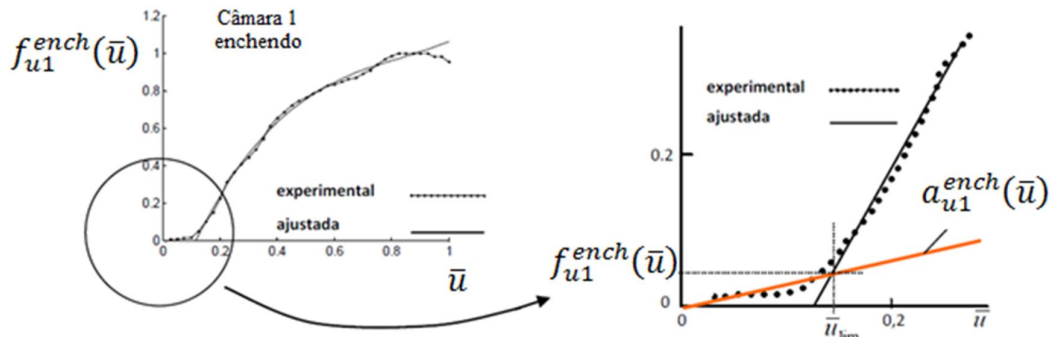


Figura 4.1 – Aproximação linear da zona morta da servoválvula, adaptado de Perondi, 2002

A aproximação linear utiliza os valores de  $\bar{u}_j$  menores que um valor de limiar  $\bar{u}_{lim}$  para os dois processos considerados.

Desta forma, as equações da função suavizada ficam:  $f_{u_j}^{ench*}(\bar{u}_j) = a_{u_j}^{ench}\bar{u}_j$  e  $f_{u_j}^{exau*}(\bar{u}_j) = a_{u_j}^{exau}\bar{u}_j$ , sendo as variáveis  $a_{u_j}^{ench} = f_{u_j}^{ench}(\bar{u}_{lim})/\bar{u}_{lim}$  e  $a_{u_j}^{exau} = f_{u_j}^{exau}(\bar{u}_{lim})/\bar{u}_{lim}$ , completando a forma suavizada.

#### 4.1.2 Subsistema Mecânico

As equações dinâmicas representativas do comportamento de um sistema mecânico são úteis para a simulação computacional do movimento, para o desenvolvimento do algoritmo de controle e para a avaliação da concepção cinemática e estrutural do mecanismo. Em geral, o comportamento dinâmico em malha fechada de um robô depende diretamente da eficiência dos algoritmos de controle. O problema do controle consiste, geralmente, na definição das leis de controle ou estratégias a serem utilizadas para alcançar desempenho e a resposta desejada do sistema. Isto geralmente envolve a obtenção de bons modelos dinâmicos a serem utilizados na síntese dos controladores [Fu et al,1987].

Os dois métodos mais conhecidos para obter as equações de movimento de manipuladores são a formulação lagrangeana e a formulação de Newton-Euler.

A formulação de Newton-Euler é derivada da interpretação direta da segunda lei do movimento de Newton, que descreve sistemas dinâmicos em termos de forças e momentos. As equações incorporam todas as forças e os momentos que atuam em cada elo do manipulador, incluindo as forças e momentos de acoplamento entre os elos. As equações obtidas a partir do método de Newton-Euler incluem as forças de restrição que atuam entre elos adjacentes. Assim, operações aritméticas são necessárias para eliminar os termos de acoplamento e obter relações explícitas entre os torques nas juntas e o movimento resultante em função dos deslocamentos das mesmas.

Na formulação lagrangeana, o comportamento dinâmico do sistema é descrito em termos de trabalho e de energia através de coordenadas generalizadas. Todas as forças compensadas e de restrição são automaticamente eliminadas na aplicação desse método. As equações resultantes são geralmente compactas e fornecem uma expressão de forma fechada, em termos de torques e deslocamentos das juntas. Além disso, a derivação é mais simples e mais sistemática do que no método de Newton-Euler [Asada e Slotine, 1986]. Além disso, a abordagem lagrangeana leva à obtenção de um modelo no qual as parcelas de torque referente à inércia, força centrífuga, de Coriolis e gravidade ficam explícitas na solução final [Lages, 1993], sendo que essas parcelas geralmente não resultam explícitas nas soluções finais obtidas através do método de Newton-Euler. No entanto, de acordo com Fu et al., 1987, a formulação lagrangeana exige um grande número de operações matemáticas para o cálculo da equações de movimento do manipulador, sendo computacionalmente menos eficiente quando comparada com a formulação de Newton-Euler.

Para a simulação e avaliação da concepção cinemática e dinâmica do manipulador, foi utilizado o *Toolbox* de Robótica para Matlab [Corke, 2008]. Por meio dessa ferramenta pode-se simular o comportamento dinâmico do manipulador através da formulação de Newton-Euler. Como resultado, obtêm-se as componentes de força e/ou torque das juntas juntamente com as que são suportadas pela estrutura mecânica do manipulador.

Para o desenvolvimento da formulação de Newton-Euler é necessário realizar o levantamento dos parâmetros geométricos dos elos do manipulador (Seção 4.1.2.2). Esses parâmetros estão apresentados na Tabela 4.3.

Na Seção 4.1.2.3 é apresentada a formulação de Newton-Euler, enquanto que a análise estrutural da base e a simulação do comportamento dinâmico do manipulador estão apresentadas na Seção 4.1.2.4. Já na Seção 4.1.2.5 é apresentado o modelo matemático utilizado para a obtenção da dinâmica do 1º grau de liberdade do robô. Esse modelo permite parametrizar o momento de inércia de massa efetivo do manipulador com relação ao centro de rotação do 1º grau de liberdade em função do posicionamento das suas juntas.

#### **4.1.2.1 Modelo Cinemático Direto**

De acordo com Fu et al, 1987, a análise cinemática de um manipulador robótico aborda o estudo analítico da geometria do mecanismo adequada à realização do movimento desejado ao longo do tempo. Esses movimentos são equacionados com relação a um sistema fixo de coordenadas de referência sem considerar as forças ou momentos que lhe dão origem. A cinemática direta envolve a determinação da posição ou velocidade generalizada do elemento terminal a partir da posição ou velocidade das juntas. Considerando-se que os elos de um manipulador podem girar e/ou transladar com relação a um sistema de coordenadas de referência, o deslocamento espacial do elemento terminal deve-se às rotações e translações dos mesmos. Assim, para descrever as relações de translação e de rotação entre cada dois elos adjacentes, Denavit e Hartenberg, 1955, propuseram um método sistemático para atribuição de um referencial a cada elo da cadeia cinemática. Esse método conduz a uma representação baseada em transformações homogêneas que expressam um sistema de referência associado a cada elo em relação ao sistema de referência anterior. Assim, através de uma sequência de transformações, a posição generalizada do sistema de referência do elemento terminal do manipulador pode ser expresso em relação ao sistema de coordenadas da base, que é, geralmente, o sistema inercial de coordenadas.



Assim, para o desenvolvimento do modelo cinemático direto do manipulador proposto, será utilizada a convenção de Denavit-Hartenberg [Fu et al., 1987].

Na Figura 4.2 é apresentada uma representação simplificada da estrutura da cadeia cinemática do manipulador pneumático definida de acordo com o algoritmo sistemático de Denavit-Hartenberg.

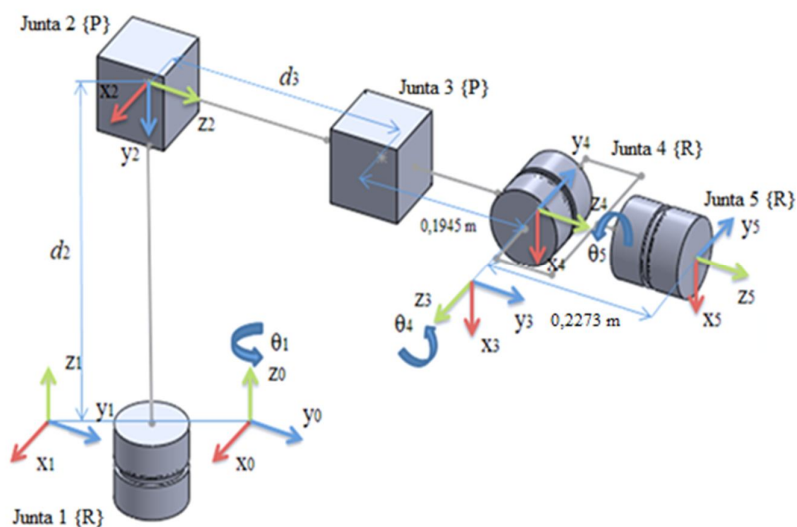


Figura 4.2 – Representação simplificada da cadeia cinemática do robô

A partir da representação da Figura 4.2, pode-se determinar os parâmetros de Denavit-Hartenberg e definir suas matrizes homogêneas de transformação. Na Tabela 4.2 são apresentados os valores dos parâmetros de Denavit-Hartenberg do robô pneumático.

Tabela 4.2 – Parâmetros de Denavit-Hartenberg do robô pneumático

Elos	$\alpha$ [rad]	$a$ [m]	$\theta$ [rad]	$d$ [m]
1	0	0	$\theta_1$	0
2	$-\pi/2$	0	0	$d_2$
3	$\pi/2$	0	$\pi/2$	$d_3 + 0,1945$
4	$-\pi/2$	0	$\theta_4$	0
5	0	0	$\theta_5$	0,2273

Para a configuração mostrada na Figura 4.2, as matrizes de transformação homogênea são expressas por:

Base:

$${}^0\mathbf{A}_1 = \begin{bmatrix} \cos \theta_1 & -\sin \theta_1 & 0 & 0 \\ \sin \theta_1 & \cos \theta_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.14)$$

Translação vertical:

$${}^1\mathbf{A}_2 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & d_2 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.15)$$

Translação horizontal:

$${}^2\mathbf{A}_3 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & d_3 + 0,1945 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.16)$$

Arfagem do efetuador:

$${}^3\mathbf{A}_4 = \begin{bmatrix} \cos \theta_4 & 0 & -\sin \theta_4 & 0 \\ \sin \theta_4 & 0 & \cos \theta_4 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.17)$$

Rotação do efetuador:

$${}^4\mathbf{A}_5 = \begin{bmatrix} \cos \theta_5 & -\sin \theta_5 & 0 & 0 \\ \sin \theta_5 & \cos \theta_5 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0,2273 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.18)$$

#### 4.1.2.2 Modelagem Geométrica do Manipulador

Nesta seção é apresentado um modelo sólido geométrico desenvolvido para o manipulador proposto. É importante salientar que esse modelo é utilizado nos cálculos do projeto estrutural da base e também para o desenvolvimento do algoritmo de controle do 1º grau de liberdade do robô, pois a carga inercial imposta à junta rotacional do 1º grau de liberdade depende do posicionamento do manipulador, mais precisamente da posição das juntas do 3º e 4º graus de liberdade. Outros efeitos inerciais são desconsiderados, como a posição da junta do 5º grau de liberdade e a posição do suporte que conduz as mangueiras de ar comprimido para os atuadores de cada grau de liberdade do manipulador. Além disso, a dinâmica do manipulador em operação impõe forças e momentos de reação sobre cada elo da estrutura do robô. Assim, é conveniente determinar os efeitos que estas forças e momentos produzem sobre a estrutura mecânica da base. Na Seção 4.1.2.3, é apresentado o modelo dinâmico do manipulador usando a formulação de Newton-Euler a fim de simular as forças e momentos de reação sobre a estrutura da base. Na Figura 4.3 é apresentado o modelo geométrico do manipulador.

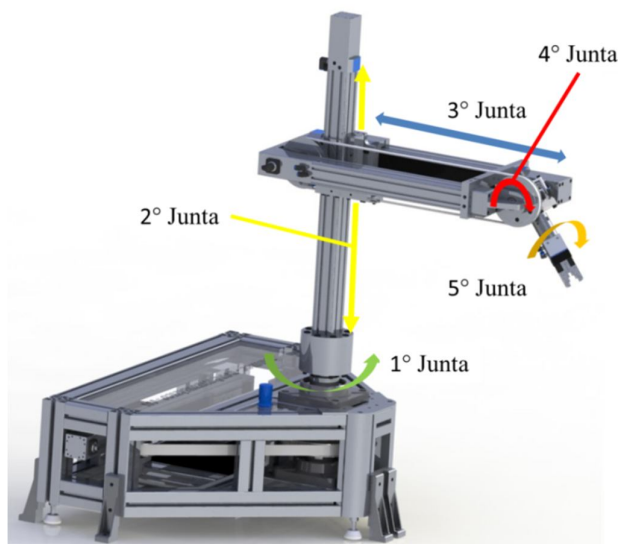


Figura 4.3 – Modelagem geométrica em perspectiva do manipulador

No presente trabalho, os valores para os momentos de inércias, posições de centro de massa e valores das massas de cada elo foram obtidos por meio do modelo sólido apresentado

na Figura 4.4, através do uso de recursos de análise do software SolidWorks®. Estes dados são apresentados na Tabela 4.3.

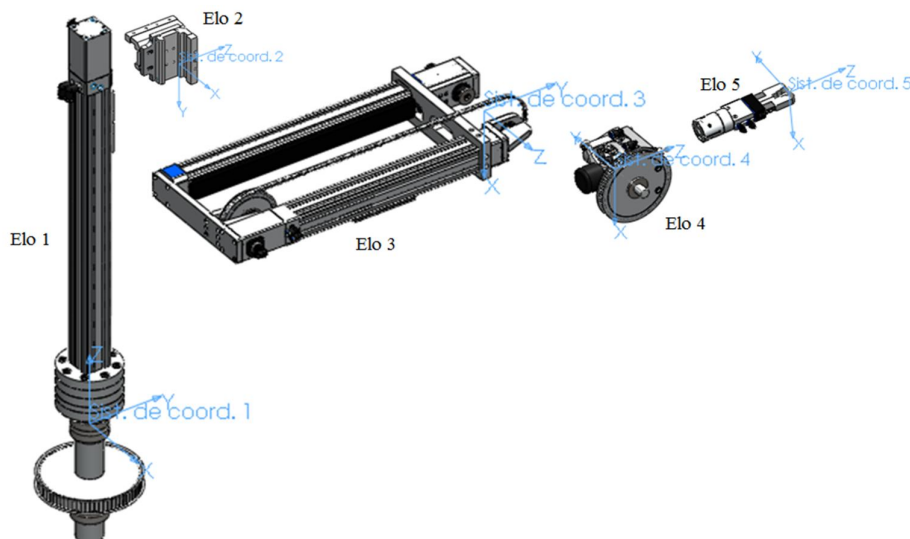


Figura 4.4 – Modelo sólido do robô com os sistemas de coordenadas de cada elo definido de acordo com método de Denavit Hartenberg

Tabela 4.3 – Parâmetros geométricos dos elos

Elo	1°	2°	3°	4°	5°
Posição x do centro de massa ( $\bar{x}$ ) [m]	-0,0046	-0,0569	0,0019	-0,0012	0
Posição y do centro de massa ( $\bar{y}$ ) [m]	0,0001	-0,0063	-0,3104	-0,0104	-0,0002
Posição z do centro de massa ( $\bar{z}$ ) [m]	0,1811	0,0063	-0,0102	0,0122	-0,1023
Momento de inércia em relação ao plano x ( $I_{xx}$ ) [kgm <sup>2</sup> ]	1,2283	0,0050	0,5395	0,0027	0,0011
Momento de inércia em relação ao plano y ( $I_{yy}$ ) [kgm <sup>2</sup> ]	1,2294	0,0043	0,1043	0,0018	0,0010
Momento de inércia em relação ao plano z ( $I_{zz}$ ) [kgm <sup>2</sup> ]	0,0203	0,0091	0,4439	0,0024	0,0001
Produto de inércia em relação aos planos x-y ( $I_{xy}$ ) [kgm <sup>2</sup> ]	0	0,0006	0,0001	0	0
Produto de inércia em relação aos planos x-z ( $I_{xz}$ ) [kgm <sup>2</sup> ]	-0,0162	0,0006	0,0017	0	0
Produto de inércia em relação aos planos y-z ( $I_{yz}$ ) [kgm <sup>2</sup> ]	0,0012	0,0001	-0,0137	0,0003	0
Massa ( $m$ ) [kg]	13,2380	2,196	10,7475	1,5207	0,4765

### 4.1.2.3 Método de Newton-Euler

O método de Newton-Euler consiste de um procedimento recursivo para calcular os momentos e forças nas juntas de manipuladores de cadeia aberta. O procedimento é baseado em iterações diretas e reversas. Através das iterações diretas são calculadas as acelerações e velocidades dos elos do robô a partir da base em direção ao elemento terminal. Através das iterações reversas são calculados os torques do elemento terminal para a base do robô. A Figura 4.5 mostra as variáveis envolvidas no cálculo do elo  $i$ . Fixos a este existem dois sistemas de referência estabelecidos de acordo com o algoritmo de Denavit-Hartenberg.

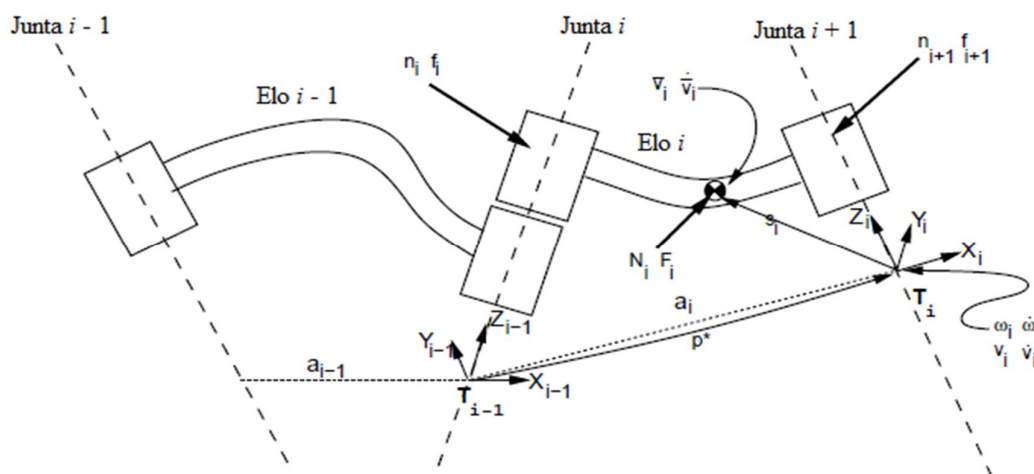


Figura 4.5 – Notação usada para a dinâmica de Newton-Euler, adaptado de Corke, 2008

Neste trabalho, os elos são considerados como corpos rígidos, ou seja, considera-se que os efeitos dos deslocamentos elásticos são suficientemente pequenos para serem desprezados. Além disso, os atritos nas juntas são também desconsiderados.

O conjunto de equações recursivas para as juntas referenciadas de  $i = 1, 2, \dots, n$  está apresentado a seguir utilizando a mesma abordagem de Fu et al., 1987.

#### Algoritmo de Newton-Euler:

- Propagação de velocidades e de acelerações (equações diretas)

$${}^i\mathbf{R}_0\boldsymbol{\omega}_i = \begin{cases} {}^i\mathbf{R}_{i-1}({}^{i-1}\mathbf{R}_0\boldsymbol{\omega}_{i-1} + \mathbf{z}_0\dot{q}_i) & \text{para junta rotacional} \\ {}^i\mathbf{R}_{i-1}({}^{i-1}\mathbf{R}_0\boldsymbol{\omega}_{i-1}) & \text{para junta prismática} \end{cases} \quad (4.19)$$

$${}^i\mathbf{R}_0\dot{\boldsymbol{\omega}}_i = \begin{cases} {}^i\mathbf{R}_{i-1}[{}^{i-1}\mathbf{R}_0\dot{\boldsymbol{\omega}}_{i-1} + \mathbf{z}_0\ddot{q}_i + ({}^{i-1}\mathbf{R}_0\boldsymbol{\omega}_{i-1}) \times \mathbf{z}_0\dot{q}_i] & \text{para junta rotacional} \\ {}^i\mathbf{R}_{i-1}({}^{i-1}\mathbf{R}_0\dot{\boldsymbol{\omega}}_{i-1}) & \text{para junta prismática} \end{cases} \quad (4.20)$$

$${}^i\mathbf{R}_0\dot{\mathbf{v}}_i = \begin{cases} \begin{aligned} & ({}^i\mathbf{R}_0\dot{\boldsymbol{\omega}}_i) \times ({}^i\mathbf{R}_0\mathbf{p}_i^*) + ({}^i\mathbf{R}_0\boldsymbol{\omega}_i) \times [({}^i\mathbf{R}_0\boldsymbol{\omega}_i) \times ({}^i\mathbf{R}_0\mathbf{p}_i^*)] + \\ & + {}^i\mathbf{R}_{i-1}({}^{i-1}\mathbf{R}_0\dot{\mathbf{v}}_{i-1}) \end{aligned} & \text{para junta rotacional} \\ \begin{aligned} & {}^i\mathbf{R}_0(\mathbf{z}_0\ddot{q}_i + {}^{i-1}\mathbf{R}_0\dot{\mathbf{v}}_{i-1}) + ({}^i\mathbf{R}_0\dot{\boldsymbol{\omega}}_i) \times ({}^i\mathbf{R}_0\mathbf{p}_i^*) + \\ & + 2({}^i\mathbf{R}_0\boldsymbol{\omega}_i) \times ({}^i\mathbf{R}_{i-1}\mathbf{z}_0\dot{q}_i) + \\ & + ({}^i\mathbf{R}_0\boldsymbol{\omega}_i) \times [({}^i\mathbf{R}_0\boldsymbol{\omega}_i) \times ({}^i\mathbf{R}_0\mathbf{p}_i^*)] \end{aligned} & \text{para junta prismática} \end{cases} \quad (4.21)$$

$${}^i\mathbf{R}_0\bar{\mathbf{a}}_i = ({}^i\mathbf{R}_0\dot{\boldsymbol{\omega}}_i) \times ({}^i\mathbf{R}_0\bar{\mathbf{s}}_i) + ({}^i\mathbf{R}_0\boldsymbol{\omega}_i) \times [({}^i\mathbf{R}_0\boldsymbol{\omega}_i) \times ({}^i\mathbf{R}_0\bar{\mathbf{s}}_i)] + {}^i\mathbf{R}_0\dot{\mathbf{v}}_i \quad (4.22)$$

- Propagação de forças e momentos (equações reversas)

$${}^i\mathbf{R}_0\mathbf{f}_i = {}^i\mathbf{R}_{i+1}({}^{i+1}\mathbf{R}_0\mathbf{f}_{i+1}) + m_i {}^i\mathbf{R}_0\bar{\mathbf{a}}_i \quad (4.23)$$

$${}^i\mathbf{R}_0\mathbf{n}_i = {}^i\mathbf{R}_{i+1}[{}^{i+1}\mathbf{R}_0\mathbf{n}_{i+1} + ({}^{i+1}\mathbf{R}_0\mathbf{p}_i^*) \times ({}^{i+1}\mathbf{R}_0\mathbf{f}_{i+1})] + ({}^i\mathbf{R}_0\mathbf{p}_i^* + {}^i\mathbf{R}_0\bar{\mathbf{s}}_i) \times (m_i {}^i\mathbf{R}_0\bar{\mathbf{a}}_i) + ({}^i\mathbf{R}_0\mathbf{I}_i {}^i\mathbf{R}_0)({}^i\mathbf{R}_0\dot{\boldsymbol{\omega}}_i) + ({}^i\mathbf{R}_0\boldsymbol{\omega}_i) \times [({}^i\mathbf{R}_0\mathbf{I}_i {}^i\mathbf{R}_0)({}^i\mathbf{R}_0\boldsymbol{\omega}_i)] \quad (4.24)$$

$$\boldsymbol{\tau}_i = \begin{cases} (({}^i\mathbf{R}_0\mathbf{n}_i))^T ({}^i\mathbf{R}_{i-1}\mathbf{z}_0) & \text{para junta rotacional} \\ (({}^i\mathbf{R}_0\mathbf{f}_i))^T ({}^i\mathbf{R}_{i-1}\mathbf{z}_0) & \text{para junta prismática} \end{cases} \quad (4.25)$$

onde  ${}^i\mathbf{R}_0$  é a inversa da matriz de rotação obtida de uma parte da matriz de transformação  ${}^0\mathbf{A}_i$ ;

$${}^i\mathbf{R}_0 = \begin{bmatrix} \cos \theta_i & -\cos \alpha_i \sin \theta_i & \sin \alpha_i \sin \theta_i \\ \sin \theta_i & \cos \alpha_i \cos \theta_i & -\sin \alpha_i \cos \theta_i \\ 0 & \sin \alpha_i & \cos \alpha_i \end{bmatrix} \quad (4.26)$$

e  ${}^i\mathbf{R}_0\boldsymbol{\omega}_i$  é a velocidade angular do elo  $i$  representada no sistema de coordenadas  $i$ ;  ${}^i\mathbf{R}_0\mathbf{v}_i$  é a velocidade cartesiana do elo  $i$  representada no sistema de coordenadas  $i$ ;  ${}^i\mathbf{R}_0\bar{\mathbf{a}}_i$  é a aceleração cartesiana do centro de gravidade do elo  $i$  representada no sistema de coordenadas  $i$ ;  ${}^i\mathbf{R}_0\mathbf{p}_i^*$  é a

posição da origem do sistema de coordenadas  $i$  em relação ao sistema de coordenadas  $i-1$  representada no sistema de coordenadas  $i$ ;  ${}^i\mathbf{R}_0\bar{\mathbf{s}}_i$  é a posição do centro de gravidade do elo  $i$ ,  $(\bar{x}_i, \bar{y}_i, \bar{z}_i)$ , em relação ao sistema de coordenadas  $i$  representada no sistema de coordenadas  $i$ ;  ${}^i\mathbf{R}_0\mathbf{f}_i$  é a força atuante no elo  $i$  representada no sistema de coordenadas  $i$ ;  ${}^i\mathbf{R}_0\mathbf{n}_i$  é o momento atuante no elo  $i$  representado no sistema de coordenadas  $i$ ;  $m_i$  é a massa do elo  $i$ ;  ${}^i\mathbf{R}_0\mathbf{I}_i{}^i\mathbf{R}_0$  é o tensor de inércia do elo  $i$  com um sistema de coordenadas no seu centro de massa e com a mesma orientação do sistema de coordenadas associado ao elo  $i$ ;  $\boldsymbol{\tau}_i$  é a força ou torque na junta  $i$ , e  $\mathbf{z}_0 = [0 \ 0 \ 1]^T$ .

Os valores das massas, centros de massa e dos momentos de inércia de cada elo da estrutura do manipulador do robô pneumático encontram-se na Tabela 4.3 e foram obtidos através da modelagem geométrica realizada na Seção 4.1.2.2.

#### 4.1.2.4 Análise Estrutural da Base

Nesta seção é abordada a análise estrutural da base do robô. Para tanto, são apresentadas, inicialmente, as equações para o cálculo do deslocamento e da tensão dos perfis estruturais que sustentam os mancais da junta do 1º grau de liberdade do robô. Estas equações são fornecidas pelo fabricante do perfil e consideram a aplicação de uma carga estática sobre o mesmo. Neste projeto considerou-se a força peso do manipulador como sendo a única carga estática aplicada sobre os perfis. Posteriormente, são apresentados os demais esforços sofridos pela estrutura da base do robô, como o momento de torção dos perfis devido à carga estática do manipulador e as máximas forças e momentos de torção devidas à carga dinâmica do manipulador. Estes esforços são simulados por meio do *toolbox* de robótica do Matlab, que é baseado na formulação de Newton-Euler. Para tanto, são considerados os dados apresentados na Tabela 4.3 referentes aos valores das massas, centros de massa e momentos de inércia de cada elo da estrutura do manipulador.

A avaliação estrutural da base partiu do seu projeto geométrico, o qual foi concebido para atender as necessidades dimensionais de sua estrutura mecânica e funcionais do robô pneumático. Assim, para a avaliação da viabilidade de execução do projeto mecânico a partir do desenvolvimento geométrico, foram considerados os cálculos dos esforços sobre a estrutura mecânica de acordo com fórmulas fornecidas pelo fabricante dos perfis [Bosch Rexroth, 2011], considerando-se o fator de segurança adequado para a presente aplicação e o tipo de fixação do perfil analisado. É importante salientar que o cálculo serve apenas como

referência para a execução do projeto. Outras avaliações são realizadas por meio de simulações dos esforços estáticos e dinâmicos sobre a estrutura mecânica da base, devido ao movimento operacional do manipulador do robô.

A fórmula para o cálculo do deslocamento do perfil considerando-se uma carga estática sobre o elemento estrutural fornecida pelo fabricante [Bosch Rexroth, 2011] é

$$D = \frac{FL^3}{192EI \times 10^4} \quad (4.27)$$

onde  $D$  é deslocamento do perfil (mm);  $F$  é a carga (N);  $L$  é o comprimento do perfil (mm);  $E$  é o módulo de elasticidade ( $70.000 \text{ N/mm}^2$ ) e  $I$  é a inércia do perfil ( $\text{cm}^4$ ).

O manipulador é unido a base por meio de mancais da junta do 1º grau de liberdade (ver Figura 3.7), sendo que cada mancal é sustentado por dois perfis estruturais de dimensões ( $60 \times 60 \text{ mm}$ ) com 200 mm de comprimento. Como são em número de 4, pode-se considerar um quarto da carga estática referente ao peso do manipulador para o cálculo do deslocamento de cada perfil. Neste cálculo ainda não é considerado o momento estático gerado pelo manipulador sobre a estrutura da base. A massa total do manipulador é de 28,18 kg (Tabela 4.3). Assim, a carga da força peso sobre cada perfil resulta 69,11 N.

Na Figura 4.6 é apresentado o digrama da deformação do perfil para uma carga estática, destacando o deslocamento máximo que ocorre na região de aplicação da carga.

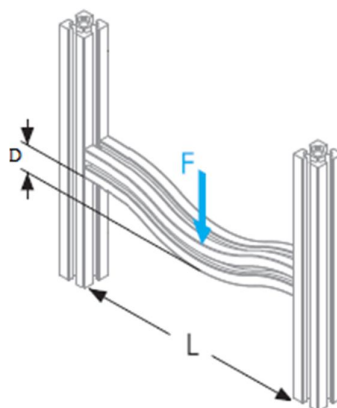


Figura 4.6 – Deformação do perfil devido a uma carga estática.

Considerando a Equação (4.27), os dados de carregamento e sabendo-se que a inércia  $I$  do perfil é igual a  $52,7 \text{ cm}^4$  (ver Tabela 3.1 da Seção 3.1), então o deslocamento do ponto



onde a carga é aplicada resulta em  $7,81 \times 10^{-5}$  mm. Nota-se que este deslocamento é pequeno, não comprometendo o comportamento estrutural da base.

Além do cálculo do deslocamento, é possível verificar a tensão no perfil através da seguinte equação [Bosch Rexroth, 2011]:

$$\sigma = \frac{FL}{8W \times 10^3} \quad (4.28)$$

onde  $\sigma$  é a tensão no perfil (N/mm<sup>2</sup>) e  $W$  é o módulo de resistência do perfil (cm<sup>3</sup>).

Segundo o fabricante [Bosch Rexroth, 2011], o módulo de resistência  $W$  do perfil é de 17,6 cm<sup>3</sup>. Assim, pode-se calcular a tensão imposta a cada perfil pela carga estática do manipular através da Equação (4.28). Como resultado do cálculo, obtém-se uma tensão de 0,1 N/mm<sup>2</sup> em cada perfil. Este valor está muito abaixo do máximo valor de tensão de 200 N/mm<sup>2</sup> especificado pelo fabricante como adequado ao projeto.

Como já comentado, os demais esforços sobre a estrutura da base foram obtidos por simulação através do *toolbox* de robótica para Matlab. Assim, através do *toolbox* é possível calcular os torques aplicados em cada junta do robô para executar um determinado movimento. Esse cálculo é realizado por meio da formulação de Newton-Euler. No entanto, para realizar a análise estrutural da base, é preciso conhecer os esforços resultantes sobre sua estrutura mecânica. Observa-se na Seção 4.1.2.3 que, através da formulação de Newton-Euler, é possível calcular as forças e momentos sobre cada elo da estrutura de um manipulador robótico. Assim, modificou-se o algoritmo do *toolbox* para se obter os esforços desejados. Esta modificação se deu através da identificação no *script* do *toolbox* (que reproduz o método de Newton-Euler), das componentes de forças e de momentos que atuam sobre cada elo da estrutura do manipulador. As expressões para o cálculo dessas componentes estão apresentadas nas equações (4.23) e (4.24). A partir da identificação, criou-se uma rotina aberta capaz de gerar os dados referentes aos esforços produzidos em cada elo da estrutura de um manipulador robótico, bastando para isso, apenas configurar os parâmetros inerciais e estruturais do manipulador.

No presente trabalho, é importante conhecer os esforços sobre a estrutura da base. Assim, para a realização dos cálculos necessários utiliza-se o sistema de coordenadas 1 do primeiro grau de liberdade, apresentado na Figura 4.2. Esse sistema de coordenada é solidário ao elo 1 do manipulador.

Inicialmente, foi realizada uma simulação para se obter o valor da carga estática do manipulador aplicada sobre a base. Para tanto, considera-se que o manipulador está parado. Os resultados dessa simulação estão apresentados nas figuras 4.7 e 4.8.

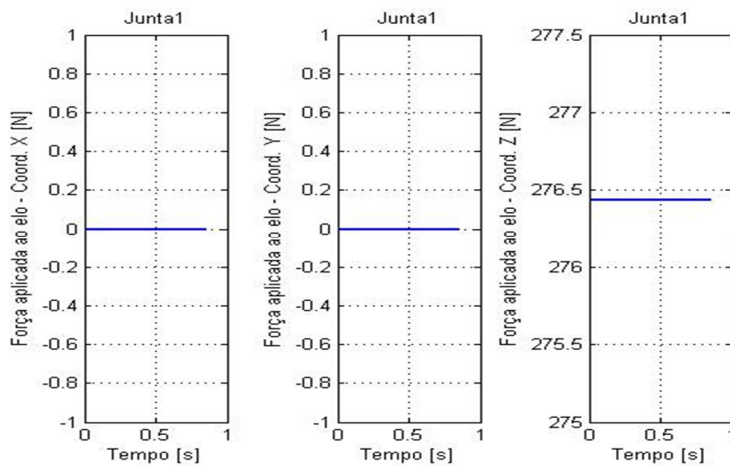


Figura 4.7 – Forças aplicadas pelo elo 0 (base) sobre o elo 1 na junta 1 do manipulador

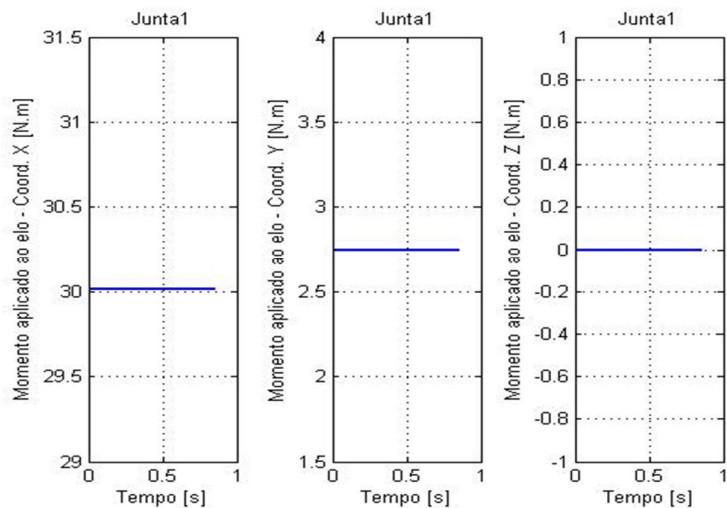


Figura 4.8 – Momentos aplicados pelo elo 0 (base) sobre o elo 1 na junta 1 do manipulador

Os esforços apresentados nas figuras 4.7 e 4.8 são referentes às forças e momentos aplicados pelo elo 0 (base) sobre o elo 1 do manipulador do robô, para que este mantenha-se na condição de equilíbrio estático. Assim, nessa condição, os esforços aplicados pelo

manipulador sobre a estrutura da base na junta de acoplamento (junta 1) são iguais, em módulo, aos apresentados nas figuras 4.7 e 4.8, no entanto, em sentidos opostos.

Para a análise do comportamento estrutural da base utilizou-se o programa ANSYS<sup>®</sup>, o qual é usado para a análise de problemas de engenharia CAE (*Computer Aided Engineering*). Basicamente, o ANSYS<sup>®</sup> consiste em um conjunto de sistemas computacionais, cujo procedimento de análise e cálculo se baseia no método de elementos finitos. Cada sistema computacional se destina a um determinado tipo de análise, dentre as quais, pode-se destacar as análises estrutural, térmica, escoamento de fluidos e eletromagnética. Neste trabalho, utiliza-se para a simulação da estrutura da base o módulo de análise estática estrutural linear.

A análise estática estrutural determina os deslocamentos, tensões, deformações e forças em estruturas ou componentes causadas por cargas que não induzem inércia significativa nem efeitos de amortecimento. O carregamento e as condições de resposta são estáveis, isto é, as cargas e a resposta da estrutura variam lentamente com relação à dinâmica da estrutura.

Além disso, através do ANSYS<sup>®</sup> é possível definir a estratégia de criação de malha, incluindo geração e especificação dos tipos de elementos e definição de regiões com maior ou menor refino de malha. Também é possível configurar as propriedades geométricas e dos materiais que compõem todos os elementos da estrutura.

No presente trabalho, foram realizadas diferentes simulações considerando-se diferentes posições do manipulador. Os resultados obtidos permitem analisar o comportamento da estrutura da base e determinar o máximo desvio em posição do elemento terminal do manipulador devido às deformações sofridas pela base. Assim, de acordo com o sistema de coordenadas adotado na Figura 4.2, as simulações são realizadas para as posições de 0°, 70,31°, 90° e 140,62° da junta 1 do manipulador. Inicialmente, a simulação estática estrutural foi realizada considerando-se individualmente os esforços de cada força e momento sobre a estrutura da base. Posteriormente, foram considerados todos os esforços atuando simultaneamente sobre a mesma. Considerando todos os casos simulados, as maiores deformações e deslocamentos da estrutura da base ocorreram quando a junta 1 do manipulador estava na posição de 90°.

A Figura 4.9 apresenta a malha gerada para a análise. Os materiais de cada elemento da estrutura da base estão de acordo com as especificações técnicas apresentadas na tabela 3.1. As propriedades do material utilizado nos mancais são as do ferro fundido.

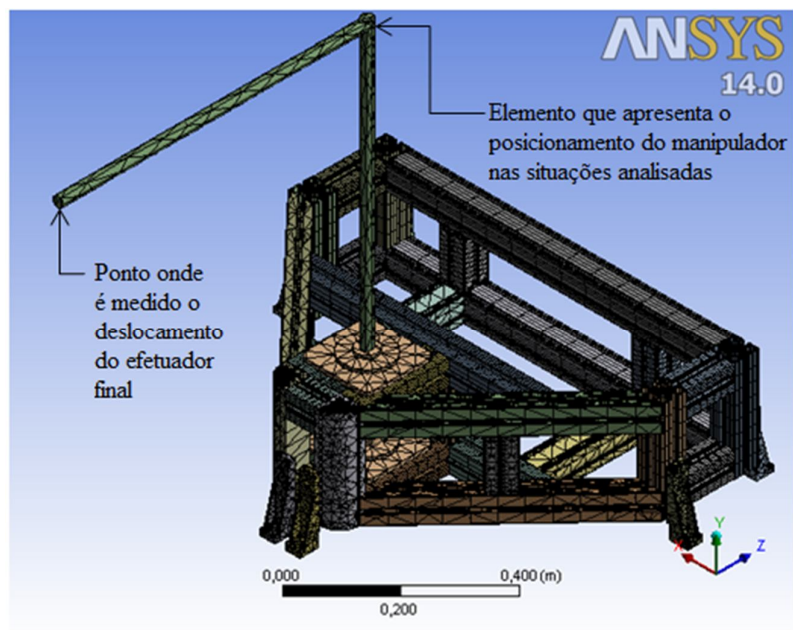


Figura 4.9 – Malha de elementos finitos da estrutura da base

A seguir, são apresentados os resultados da simulação para o manipulador na posição de  $90^\circ$ , considerando todos os esforços atuando simultaneamente sobre a estrutura da base.

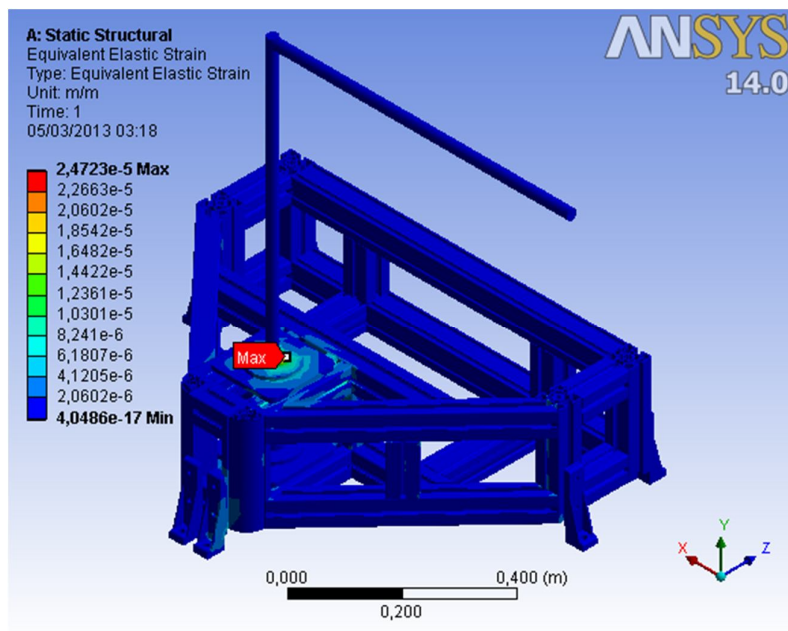


Figura 4.10 – Deformação da estrutura da base

Em todas as simulações considerou-se que os esforços estão aplicados na junção do eixo do 1º grau de liberdade com o mancal superior e que o 3º grau de liberdade do manipulador está completamente avançado e o 4º grau de liberdade está na posição de 0º, de acordo com os sistemas de coordenadas definidos através do algoritmo de Denavit-Hartenberg.

Nota-se na Figura 4.10 que a deformação da base é reduzida, comprovando sua elevada rigidez estrutural. Assim, essa baixa deformação contribui muito pouco para o erro sistemático do elemento terminal do manipulador, o que pode ser comprovado através dos resultados apresentados na Figura 4.11.

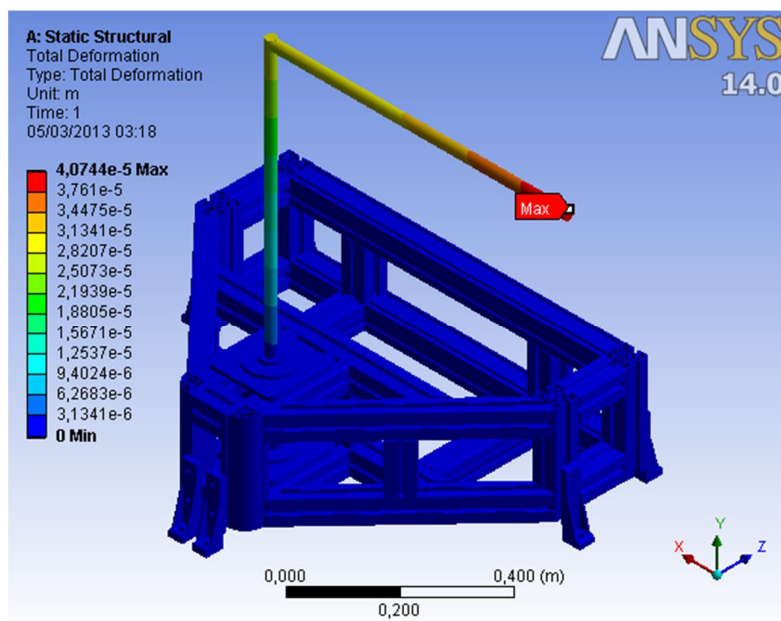


Figura 4.11 – Deslocamento na extremidade do manipulador

Considerando a condição estática do manipulador com a junta do 1º grau de liberdade na posição de 90º, o máximo deslocamento do elemento terminal do manipulador deverá ser, portanto, da ordem de 0,041 mm.

A Tabela 4.4 apresenta a deformação da estrutura e o deslocamento do elemento terminal considerando-se individualmente os esforços apresentados nas figuras 4.7 e 4.8 para o manipulador nas posições de 0º e 90º.

Tabela 4.4 – Simulações da deformação e deslocamento da estrutura da base com o manipulador parado nas posições de 0° e 90°

Esforços sobre a estrutura da base (Força e Momentos)	Posição 1°GDL (0°)		Posição 1°GDL (90°)	
	Deformação (m/m)	Deslocamento (m)	Deformação (m/m)	Deslocamento (m)
276 N (coord. Z)	$1,58 \cdot 10^{-5}$	$8,18 \cdot 10^{-7}$	$6,11 \cdot 10^{-6}$	$8,15 \cdot 10^{-7}$
30,01 Nm (coord. X)	$2,63 \cdot 10^{-5}$	$3,81 \cdot 10^{-5}$	$2,49 \cdot 10^{-5}$	$3,99 \cdot 10^{-5}$
2,74 Nm (coord. Y)	$1,94 \cdot 10^{-6}$	$2,53 \cdot 10^{-6}$	$2,36 \cdot 10^{-6}$	$2,20 \cdot 10^{-6}$

A partir dos resultados dessas simulações é possível estimar a deformação da estrutura e o deslocamento do elemento terminal para os esforços gerados sobre a base quando o manipulador está em movimento. Assim, foi simulado o movimento de rotação do 1° grau de liberdade do manipulador, considerando sua variação compreendida entre  $-140,62^\circ$  e  $140,62^\circ$  em um tempo de trajetória de 1 segundo.

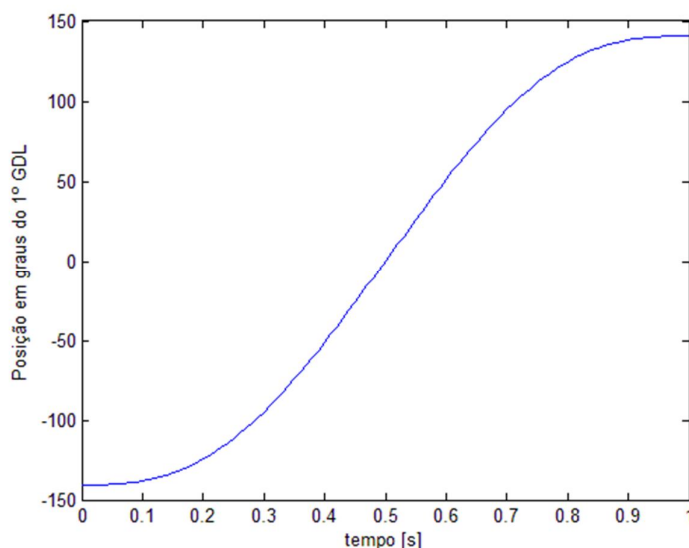


Figura 4.12 – Movimento de rotação do 1° grau de liberdade

A execução desse movimento é compatível com a aplicação da máxima força teórica do atuador pneumático do 1° grau de liberdade (483 N para uma pressão de 6 bar). Na Figura 4.13 estão apresentados os esforços gerados pelo elo 0 sobre o elo 1 do manipulador considerando o movimento descrito acima. Estes esforços são calculados através do *toolbox* de robótica para Matlab.

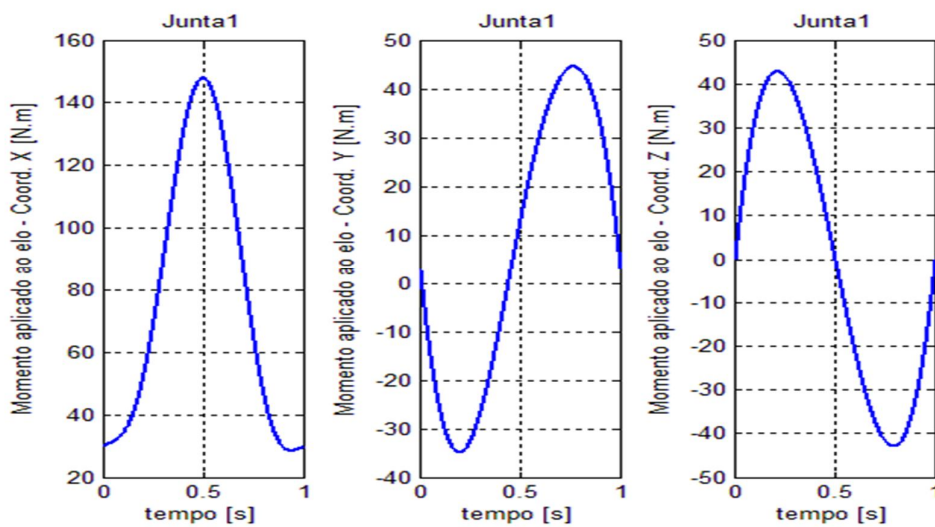


Figura 4.13 – Momentos aplicados pelo elo 0 (base) sobre o elo 1 para a rotação do 1º GDL compreendida entre  $-140,62^\circ$  e  $140,62^\circ$  em um tempo de trajetória de 1 segundo

Através dos gráficos das figuras 4.13 e 4.14 é possível determinar que o momento nas coordenadas X e Y são, respectivamente, de 147,82 Nm e 13,27 Nm quando manipulador passa pela posição de  $0^\circ$  e de 90,17 Nm e 41,68 Nm quando o manipulador passa pela posição de  $90^\circ$ . A força na coordenada Z mantém-se em 276 N. Assim, considerando que a análise realizada é linear, é possível calcular as deformações e deslocamentos para a situação descrita acima. Na Tabela 4.5 estão apresentados os resultados dos cálculos.

Tabela 4.5 – Cálculo das deformações e deslocamentos da estrutura da base com o manipulador em movimento

Posição do Manipulador	Momentos sobre a estrutura da base (Nm)	Deformação (m/m)	Deslocamento (m)
$0^\circ$	147,82 (coord. X)	$12,95 \cdot 10^{-5}$	$18,66 \cdot 10^{-5}$
	13,27 (coord. Y)	$9,39 \cdot 10^{-6}$	$12,25 \cdot 10^{-6}$
$90^\circ$	90,17 (coord. X)	$7,48 \cdot 10^{-5}$	$11,99 \cdot 10^{-5}$
	41,68 (coord. Y)	$35,89 \cdot 10^{-6}$	$33,47 \cdot 10^{-6}$

Observa-se que, em ambos os casos, a deformação e o deslocamento resulta maior para o momento aplicado em torno do eixo da coordenada X. Assim, o deslocamento do elemento terminal do manipulador será significativamente maior para a coordenada Y do sistema de coordenadas solidário ao elo 1 do manipulador.

#### 4.1.2.5 Modelo Matemático da Massa Equivalente Imposta ao 1º GDL do Robô

Nesta seção, é apresentado o cálculo da massa acoplada ao êmbolo do atuador do 1º grau de liberdade equivalente ao momento de inércia do manipulador em relação ao eixo de rotação do 1º grau e à massa do sistema de transmissão (polias, correias, *clamp* e o êmbolo do atuador). A opção de modelar a massa equivalente acoplada ao 1º grau liberdade ao invés de usar as clássicas formulações de Euler-Lagrange e Newton-Euler para o cálculo das equações de movimento do manipulador se deve ao fato de que apenas o 1º grau de liberdade será controlado. Além disso, a modelagem do sistema mecânico do 1º grau de liberdade como uma massa equivalente acoplada ao êmbolo do atuador permite o uso direto do modelo matemático linearizado de 3ª ordem de um servossistema pneumático consolidado por diversos autores como Perondi, 2002, Sobczyk, 2009, Suzuki, 2010, e Allgayer, 2011.

Ao longo do desenvolvimento dessa metodologia, foram realizados testes considerando valores de momentos de inércia calculados para diferentes posições do manipulador. Sendo que, estes valores corresponderam aos valores simulados através do modelo em sólido da estrutura do robô para as mesmas condições de posicionamento do manipulador.

Na Figura 4.14 é apresentado o mecanismo do manipulador e do sistema de transmissão que é acoplado ao êmbolo do atuador do 1º grau de liberdade do robô.

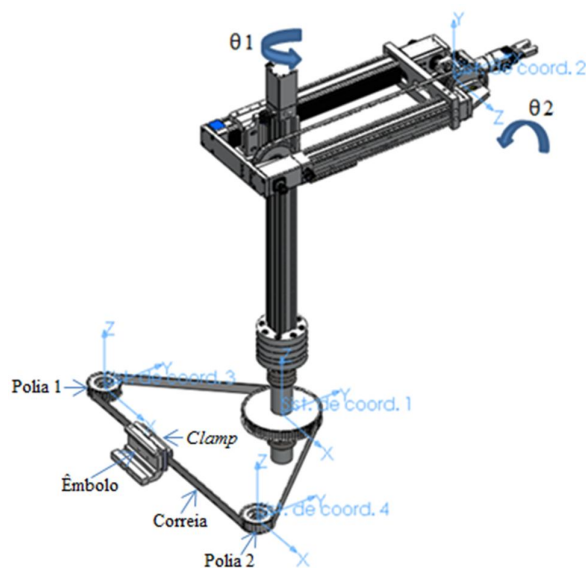


Figura 4.14 – Manipulador e sistema de transmissão do 1º GDL



Os sistemas de coordenadas apresentados na Figura 4.14 são adequados para esta seção, e não devem ser confundidos com os sistemas de coordenadas usados na modelagem cinemática apresentada na Seção 4.1.2.1. Além disso, as variáveis  $\theta_2$  e  $d_2$  estão de acordo com o sistemas de coordenadas 2 apresentado na Figura 4.15. Os valores de massa, momento de inércia e posição do centro de massa de cada elo da estrutura foram obtidos através de recursos de análise do software SolidWorks®. São, inicialmente, apresentados na Tabela 4.6 os dados referentes aos elementos que compõem apenas o sistema de transmissão.

Tabela 4.6 – Massas dos elementos do sistema de transmissão do 1º grau de liberdade

Elemento	Dados	Valores
<i>Clamp</i> e Êmbolo ( $M_{CE}$ )	Massa (kg)	1,2878
Correia ( $M_C$ )	Massa (kg)	0,272
Polias ( $I_{P1} = I_{P2}$ )	Momento de inércia em relação ao eixo z dos sistemas de coordenadas 3 e 4 ( $\text{kgm}^2$ )	0,0002

Para a modelagem da massa equivalente devem ser considerados os elos e juntas do robô, além do sistema de transmissão. Como o momento de inércia do manipulador em relação ao eixo de rotação do 1º grau de liberdade varia quando as juntas dos demais graus se movimentam, a massa equivalente acoplada ao êmbolo do atuador do 1º grau de liberdade é modificada. Assim, para compensar esse efeito, foram consideradas as variações das coordenadas associadas aos graus de liberdade do robô que efetivamente alteram significativamente o momento de inércia do manipulador em relação ao eixo de rotação do 1º grau de liberdade do robô. Os graus de liberdade que influem de alguma forma são o 3º, 4º e o 5º. Na modelagem foram consideradas apenas as posições das juntas do 3º e 4º graus de liberdade, visto que o 5º grau gira o elemento terminal do manipulador e esta movimentação não causa uma variação significativa do momento de inércia com relação ao eixo de rotação do 1º grau de liberdade. Outros efeitos inerciais são desconsiderados, como por exemplo, os efeitos inerciais do suporte que conduz as mangueiras de ar comprimido para os atuadores de cada grau de liberdade do manipulador.

Na Figura 4.15, os elementos estruturais estão conectados de forma que o único movimento possível é o do êmbolo do atuador do 2º grau de liberdade. Como este movimento não ocasiona uma variação no momento de inércia em relação ao eixo Z do sistema de

coordenadas 1 o momento de inércia do conjunto é considerado fixo, resultando em uma massa equivalente também fixa.

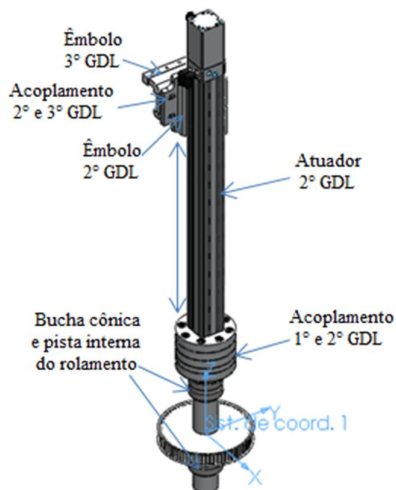


Figura 4.15 – Conjunto formado por elementos estruturais do 1º, 2º e 3º GDL

A Tabela 4.7 apresenta os dados referentes à massa, centro de massa e momento de inércia com relação ao eixo Z do conjunto apresentado na Figura 4.15.

Tabela 4.7 – Dados referentes ao conjunto apresentado na Figura 4.15

Dados	Valores
Massa (kg)	15,5260
Centro de massa em relação aos eixos X/Y/Z (m)	-0,0120/0,0006/0,3623
Momento de inércia ( $I_{G1}$ ) em relação ao eixo z do sistema de coordenada 1 obtido no centro de massa ( $\text{kgm}^2$ )	0,0301
Momento de inércia ( $I_1$ ) em relação ao eixo z do sistema de coordenada 1 ( $\text{kgm}^2$ )	0,0323

Conforme pode ser observado através da Figura 4.16, o movimento do 3º grau de liberdade proporciona uma variação no momento de inércia relativo ao eixo Z do sistema de coordenadas 1 em função da posição  $d_3$  do atuador.

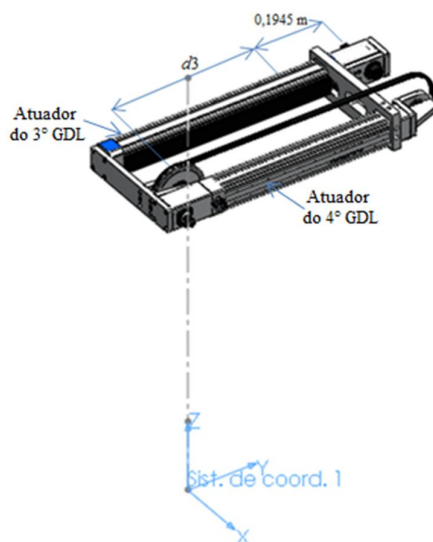


Figura 4.16 – Conjunto formado por elementos estruturais do 3º e 4º GDL

A Tabela 4.8 apresenta os dados referentes à massa, centro de massa e momento de inércia do conjunto apresentado na Figura 4.16.

Tabela 4.8 – Dados referentes ao conjunto apresentado na Figura 4.16

Dados	Valores
Massa (kg)	10,2036
Centro de massa em relação aos eixos X/Y/Z (m)	-0,0153/0,1824/0,7817
Momento de inércia ( $I_{G_2}$ ) em relação ao eixo Z do sistema de coordenada 1 obtido no centro de massa ( $\text{kgm}^2$ )	0,5330

O Teorema dos Eixos Paralelos [Nussenzveig, 2002] estabelece que se o momento de inércia de massa em relação a um eixo que passa pelo centro de massa é conhecido, então, o momento de inércia de massa em relação a qualquer eixo paralelo pode ser determinado através da seguinte expressão:

$$I = I_G + md^2 \quad (4.29)$$

onde  $I_G$  é o momento de inércia no centro de massa;  $m$  é a massa do corpo e  $d$  é distância perpendicular entre os eixos paralelos. Assim, pode-se calcular a variação no momento de inércia para o conjunto apresentado na Figura 4.16, na qual o atuador do 3º grau de liberdade

encontra-se avançado ( $d_3 = 0,3 \text{ m}$ ). Considerando o atuador recuado ( $d_3 = 0$ ), a posição do centro de massa em relação ao eixo Z do sistema de coordenadas 1 passa a ser igual a  $-0,1176 \text{ m}$  ( $Y = 0,1824 - 0,3 = -0,1176$ ). Assim, através da Equação (4.30) pode-se calcular a distância  $d_{G2}$  do centro de massa do conjunto em relação ao eixo Z do sistema de coordenadas 1 em função da variação da posição da junta do 3º grau de liberdade, resultando:

$$d_{G2} = \sqrt{X^2 + Y^2} = \sqrt{(-0,0153)^2 + (-0,1176 + d_3)^2} \quad (4.30)$$

Portanto, o momento de inércia do conjunto apresentado na Figura 4.16 é expresso pela Equação (4.31).

$$I_2 = I_{G2} + m(d_{G2})^2 \quad (4.31)$$

Na Figura 4.17, pode-se observar o êmbolo do atuador do 4º grau de liberdade.

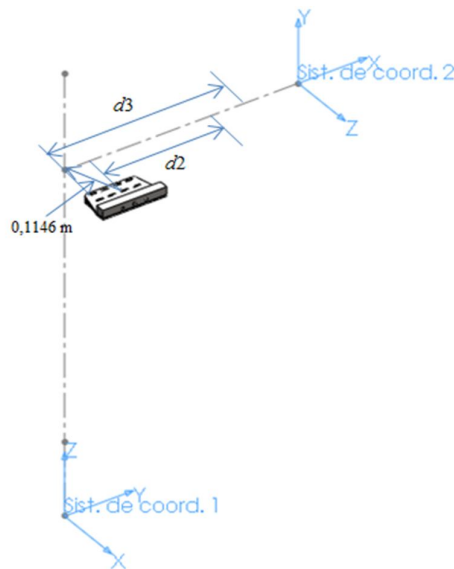


Figura 4.17 – Êmbolo do atuador do 4º GDL

Através da Figura 4.17 verifica-se que a posição do êmbolo do atuador do 4º grau de liberdade varia também em função da posição da junta do 3º grau de liberdade do robô.

A Tabela 4.9 apresenta os dados referentes à massa, centro de massa e momento de inércia do êmbolo do atuador do 4º GDL.

Tabela 4.9 – Dados referentes ao êmbolo do atuador do 4º GDL

Dados	Valores
Massa (kg)	0,5441
Centro de massa em relação aos eixos X/Y/Z (m)	0,0892/0,0720/0,7406
Momento de inércia ( $I_{G3}$ ) em relação ao eixo Z do sistema de coordenada 1 obtido no centro de massa ( $\text{kgm}^2$ )	0,0011

Considerando que na Figura 4.17 o êmbolo do atuador do 4º grau de liberdade está recuado ( $d_2 = 0$ ) e sabendo que sua posição máxima de avanço é de 0,225 m, então, a posição do centro de massa do êmbolo em relação ao eixo Z do sistema de coordenadas 1 pode ser calculada através da Equação (4.32).

$$d_{G3} = \sqrt{X^2 + Y^2} = \sqrt{(0,0892)^2 + (0,225 - d_2 + 0,072 - 300 + d_3)^2} \quad (4.32)$$

Assim, o momento de inércia do êmbolo do atuador do 4º grau de liberdade resulta:

$$I_3 = I_{G3} + m(d_{G3})^2 \quad (4.33)$$

Na Figura 4.18 está apresentado o conjunto que forma o punho do robô.

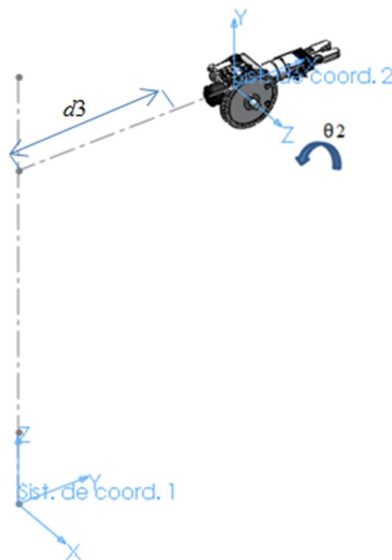


Figura 4.18 – Punho do robô pneumático

Para o conjunto que forma o punho do robô, a inércia em relação ao eixo Z do sistema de coordenadas 1 pode variar com a posição  $d_3$  do 3º grau de liberdade e com a rotação  $\theta_2$  do 4º grau de liberdade. A Tabela 4.10 apresenta os dados referentes à massa, centro de massa e momento de inércia do punho do robô pneumático.

Tabela 4.10 – Dados referentes ao punho do robô pneumático

Dados	Valores
Massa (kg)	2,0123
Centro de massa em relação aos eixos X/Y/Z do sistema de coordenadas 1 (m)	0,0079/0,5325/0,7821
Centro de massa em relação aos eixos X/Y/Z do sistema de coordenadas 2 (m)	0,0380/0,0009/0,0079
Momento de inércia ( $I_{G4}$ ) em relação ao eixo Z do sistema de coordenada 1 obtido no centro de massa ( $\text{kgm}^2$ )	0,0086
Momento de inércia no centro de massa ( $I_{XG}/I_{YG}/I_{ZG}$ ) alinhado com o sistema de coordenadas 1 ( $\text{kgm}^2$ )	0,0027/0,0086/-0,0001

A posição do centro de massa do conjunto que forma o punho do robô em relação ao eixo Z do sistema de coordenadas 1 pode ser calculada através da Equação (4.34).

$$d_{G4} = \sqrt{X^2 + Y^2} = \sqrt{(0,0079)^2 + (d_3 + 0,1945 + 0,0380 * \cos(\theta_2))^2} \quad (4.34)$$

Assim, o momento de inércia do conjunto que forma o punho do robô é dado pela Equação (4.35).

$$I_4 = I_{G4} + m(d_{G4})^2 \quad (4.35)$$

No entanto, para este caso, devido a rotação  $\theta_2$  do 4º grau de liberdade, o momento de inércia no centro de massa do conjunto ( $I_{G4}$ ) varia em relação ao eixo Z do sistema de coordenadas 1. A Figura 4.19 apresenta a rotação do punho em um ângulo  $\theta_2$ . Para calcular a variação do seu momento de inércia com relação ao centro de massa, pode-se usar o Teorema dos Eixos Inclinados. Por meio deste procedimento, é possível obter a Equação (4.36).

$$I_{G4} = \left( \frac{I_{XG} + I_{YG}}{2} \right) - \frac{I_{XG} - I_{YG}}{2} \cos(2\theta_2) + I_{XYG} \sin(2\theta_2) \quad (4.36)$$

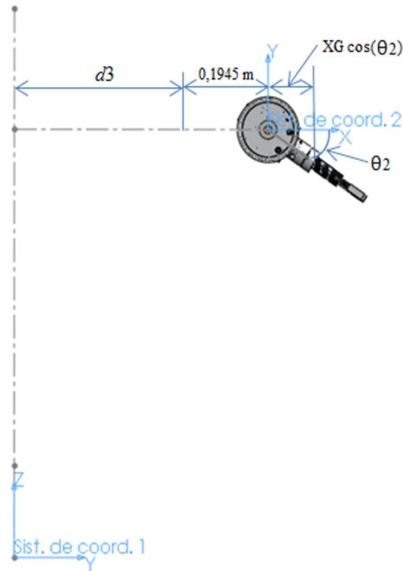


Figura 4.19 – Rotação do punho do robô pneumático

Os valores dos momentos de inércia com relação ao centro de massa ( $I_{XG}$ ,  $I_{YG}$  e  $I_{XYG}$ ) estão apresentados na Tabela 4.10. Assim, o momento de inércia total pode ser calculado através da Equação (4.37).

$$I(d_2, d_3, \theta_2) = I_{P1} + I_{P2} + I_1 + I_2 + I_3 + I_4 \quad (4.37)$$

As massas equivalentes das polias 1 e 2, podem ser calculadas através da Equação (4.38), considerando que  $R_p$  é o raio das polias (0,038 m).

$$M_{EP1} = \frac{I_{P1}}{R_p^2} = M_{EP2} = \frac{I_{P2}}{R_p^2} \quad (4.38)$$

Usando-se o raio da polia maior (0,09 m) são calculadas as massas equivalentes para os demais momentos de inércia utilizando procedimento semelhante. A massa equivalente total acoplada ao êmbolo do atuador do 1º grau de liberdade consiste da soma de todas as massas do sistema e pode ser calculada através da Equação (4.39).

$$M_E = M_{CE} + M_C + M_{EP1} + M_{EP2} + M_{E1} + M_{E2} + M_{E3} + M_{E4} \quad (4.39)$$

## 4.2 Valores dos Parâmetros do Sistema

Nesta seção apresentam-se os valores dos parâmetros do sistema. Alguns desses parâmetros foram obtidos na literatura especializada no controle de servoposicionadores pneumáticos, outros como a área do cilindro atuador e o ganho médio de vazão da servoválvula foram calculados de acordo com informações obtidas nos manuais dos fabricantes. Além disso, o atrito viscoso do sistema de atuação e transmissão do 1º grau de liberdade do robô foi estimado através de testes experimentais. Na Tabela 4.11 estão apresentados os valores dos parâmetros físicos e geométricos do sistema.

Tabela 4.11 – Valores dos parâmetros do sistema

Temperatura de trabalho [K]	293,15
Pressão de suprimento [Pa]	$6 \cdot 10^5$
Pressão atmosférica [Pa]	$1 \cdot 10^5$
Pressão iniciais nas câmaras [Pa]	$3,85 \cdot 10^5$
Constante universal do ar [J/kgK]	286,9
Área da seção transversal do atuador [m <sup>2</sup> ]	$8,04 \cdot 10^{-4}$
Relação entre os calores específicos do ar	1,4
Ganho médio da vazão nos orifícios de saída da servoválvula [kg/s]	$6,7 \cdot 10^{-3}$
Volume do cilindro atuador [m <sup>3</sup> ]	$3,62 \cdot 10^{-4}$
Volume morto das câmaras [m <sup>3</sup> ]	$2,95 \cdot 10^{-6}$

## 4.3 Atrito

O atrito é uma das principais não linearidades que dificultam o controle dos servoposicionadores pneumáticos, pois pode ocasionar erros de regime e de seguimento de trajetória [Perondi, 2002]. Além disso, o atrito pode resultar na existência de ciclos limites em torno da posição desejada (*hunting*) e movimentos tipo adere-desliza (*stick-slip*) [Canudas et al, 1995]. As principais fontes de atrito em servoposicionadores pneumáticos são provenientes do contato do anel de vedação com o corpo do cilindro e do contato existente no sistema de medição de posição do êmbolo do atuador. Em cilindros com haste, ocorre atrito também na sua região de deslizamento nos extremos do cilindro [Perondi, 2002]. Assim como em Suzuki, 2010, no presente trabalho utiliza-se o modelo clássico de atrito, baseado em um mapa estático onde a força causada pelo atrito é relacionada com a velocidade do atuador.



Na Figura 4.20 é apresentada a curva estática da força de atrito *versus* velocidade, onde pode-se observar o atrito de Coulomb, o atrito viscoso e o efeito de Stribeck. Outros efeitos como histerese, força de quebra e movimentos de prédeslizamento não são modelados.

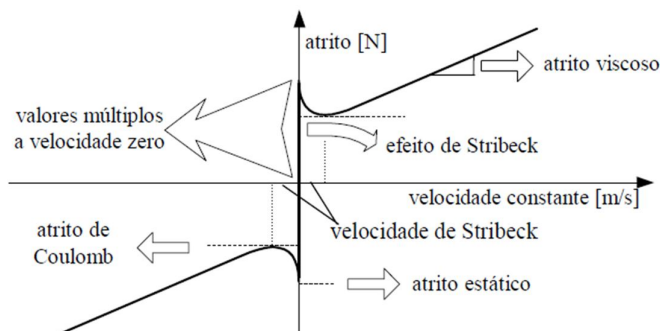


Figura 4.20– Curva estática da força de atrito *versus* velocidade [Perondi, 2002]

Na Seção 4.3.1, que aborda a obtenção do coeficiente de atrito viscoso utilizado no modelo linear, está apresentada a curva estática da força de atrito *versus* velocidade obtida experimentalmente.

#### 4.3.1 Estimativa do Coeficiente do Atrito Viscoso

Nesta seção são apresentados os procedimentos executados para a obtenção do coeficiente de atrito viscoso para o conjunto formado pelo sistema de transmissão e cilindro atuador do 1º grau de liberdade do robô. O coeficiente de atrito viscoso é usado para calcular a força de atrito que atua quando as superfícies em contato do sistema de transmissão e do cilindro atuador estão em movimento com velocidade relativa.

Para estimar o coeficiente de atrito viscoso, utiliza-se um mapa estático do atrito do sistema de transmissão do 1º grau de liberdade do robô. Este mapa é obtido experimentalmente através da aquisição da força resultante para diversas velocidades constantes do êmbolo do atuador. Na Figura 4.21 estão apresentados os valores de força e velocidade medidos durante os ensaios. Pontos de ensaio mais próximos da velocidade zero apresentam efeitos de atrito que são pouco compensados pelo modelo proposto. Neste caso, a força de atrito aproxima-se da força de atrito estático do sistema. A medida que a velocidade aumenta, o modelo passa a apresentar uma boa estimativa do atrito viscoso do sistema.

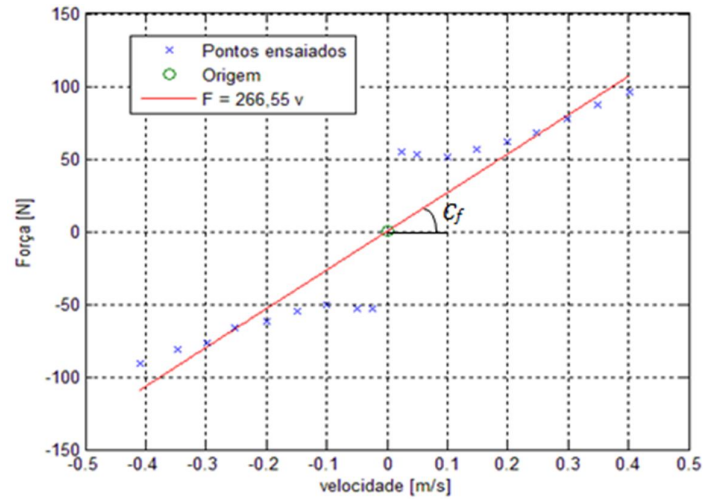


Figura 4.21 – Coeficiente de atrito viscoso ( $C_f$ ) determinado experimentalmente

Para ajustar o mapa de atrito estático a uma função linear que passa pelo o ponto de velocidade e força igual zero, utilizou-se do método mínimos quadrados. Assim, a Equação que caracteriza o coeficiente de atrito viscoso é apresentada na Equação (4.40).

$$F(\dot{y}) = 266,55\dot{y} \quad (4.40)$$

## 5 CONTROLE DO 1º GRAU DE LIBERDADE

Este capítulo aborda o projeto do controlador por realimentação de estados com *gain scheduling* com relação à massa equivalente associada ao movimento do 1º grau de liberdade do robô.

Inicialmente, é apresentada a representação em espaço de estados para o modelo dinâmico linearizado do 1º grau de liberdade. Posteriormente, é apresentado o método de controle por realimentação de estados para o sistema e sua implementação considerando a inclusão da técnica de *gain scheduling* com relação à massa equivalente.

### 5.1 Representação em Espaço de Estados

Para representar o modelo dinâmico do 1º grau de liberdade do robô em espaço de estados é necessário realizar a linearização dos subsistemas pneumático e mecânico apresentados, respectivamente, nas seções 4.1.1 e 4.1.2.5.

Na Seção 4.1.2.5 foi equacionado um modelo dinâmico do subsistema mecânico parametrizado com relação à massa equivalente correspondente ao momento de inércia do manipulador o qual varia em função da posição das juntas do 3º e 4º graus de liberdade. Assim, o sistema do 1º grau de liberdade do robô pode ser considerado como um servoposicionador pneumático que movimenta uma massa variável acoplada ao seu êmbolo.

A lei de controle desenvolvida no contexto deste trabalho baseia-se na técnica de realimentação de estados (posição, velocidade e aceleração) e no estudo do comportamento dinâmico de um modelo linear de 3ª ordem do servoposicionador pneumático.

Os resultados de estudos sobre a linearização de servoposicionadores pneumáticos é apresentado por diversos autores, por exemplo, Virvalo, 1989, e 1995, e Vieira, 1998, apresentam um modelo linear de 3ª ordem tradicionalmente utilizado na representação de sistemas servopneumáticos. Abou-Fayssal, 1997, desenvolveu dois modelos de 3ª ordem, um com posição, velocidade e diferença de pressões das câmaras e outro com posição, velocidade e aceleração como variáveis de estado. Estes modelos foram simplificados a partir do modelo de 4ª ordem apresentado por Liu e Bobrow, 1988.

Perondi, 2002, apresenta os procedimentos para a obtenção das equações linearizadas que descrevem o comportamento de um servoposicionador pneumático e os valores para

obtenção de um modelo linear de 3ª ordem em função da aceleração, velocidade e posição. Este modelo também é aplicado em Sobczyk S.,2005, Suzuki, 2010, e Allgayer, 2011.

O modelo linear apresentado no presente trabalho tem como referência o modelo de 3ª ordem apresentado por Perondi, 2002.

A linearização do sistema é realizada através da expansão e truncamento da série de Taylor para as funções não lineares que descrevem o sistema e é efetuada em torno de um ponto médio de operação.

Para executar a linearização, são consideradas as seguintes hipóteses:

- a) as características de escoamento da vazão do ar são consideradas simétricas nos dois sentidos de deslocamento do êmbolo;
- b) as perdas de carga nas tubulações são baixas quando comparadas com as que ocorrem nas câmaras da válvula;
- c) os volumes das câmaras da válvulas são muito pequenos se comparados com o volume das câmaras do cilindro;
- d) as vazões mássicas nos pórticos da servoválvula são consideradas idênticas aos da respectiva câmara do cilindro;
- e) as pressões nas câmaras do cilindro são iguais às dos respectivos pórticos da servoválvula.

No Capítulo 4, as vazões mássicas nos orifícios das câmaras da servoválvula são representadas genericamente pela Equação (4.10). Para maior clareza na exposição, esta representação é novamente apresentada na Equação (5.1).

$$q_m = [q_m]_{max} f_p(p_u, p_d) f_u(u) \quad (5.1)$$

Assim como em Perondi, 2002, utilizou-se na execução do presente equacionamento o caso em que ocorre o enchimento da câmara 1 e exaustão da câmara 2, considerando a hipótese que a vazão no sentido inverso apresenta características semelhantes. Com o objetivo de simplificar a notação, considera-se aqui as vazões das câmaras 1 e 2 como  $q_{m1} = q_{m1}^{ench}$  e  $q_{m2} = q_{m2}^{exau}$ . Assim, a expansão em série de Taylor para as câmaras 1 e 2 resultam

$$\Delta q_{m1} = K_{q1} \Delta u + K_{p1} \Delta p_1 \quad (5.2)$$

$$\Delta q_{m2} = K_{q2} \Delta u + K_{p2} \Delta p_2 \quad (5.3)$$

onde,  $K_{p1} = [q_m^{ench}]_{max} \frac{\partial q_{m1}}{\partial p_1} \Big|_{\substack{p_{10} \\ u_0 \\ T_0}}$  e  $K_{p2} = [q_m^{exau}]_{max} \frac{\partial q_{m2}}{\partial p_2} \Big|_{\substack{p_{20} \\ u_0 \\ T_0}}$  são os coeficientes vazão-pressão de cada câmara e  $K_{q1} = [q_m^{ench}]_{max} \frac{\partial q_{m1}}{\partial u} \Big|_{\substack{p_{10} \\ u_0 \\ T_0}}$  e  $K_{q2} = [q_m^{exau}]_{max} \frac{\partial q_{m2}}{\partial u} \Big|_{\substack{p_{20} \\ u_0 \\ T_0}}$  são os ganhos de vazão dos orifícios de entrada para cada câmara. As constantes  $p_{10}$  e  $p_{20}$ ,  $u_0$  e  $T_0$ , são os valores da pressão para cada câmara, além da tensão e temperatura no ponto de operação em torno do qual se está linearizando o sistema.

Para o processo de linearização das vazões mássicas no interior do cilindro atuador consideram-se as equações (4.8) e (4.9), que relacionam as vazões mássicas com a posição e velocidade do êmbolo e com as pressões no interior das câmaras. O processo de linearização pode ser facilitado isolando-se as funções das vazões mássicas, como nas equações (5.4) e (5.5), e considerando as seguintes modificações:

- o deslocamento do pistão se dá em curso definido entre  $-L/2$  e  $+L/2$ , o que implica na translação da coordenada  $y$  do pistão de forma que na posição central do cilindro o êmbolo encontra-se em  $y=0$ ;
- os volumes das câmaras no ponto de linearização resultam da soma da metade do volume do cilindro com os respectivos volumes mortos de cada câmara. Assim,  $V_{10} = AL/2 + V_{vm1}$  e  $V_{20} = AL/2 + V_{vm2}$ ;
- assume-se também, as hipóteses de que as temperaturas nas câmaras são constantes e iguais a temperatura ambiente e que no ponto de linearização a taxa de variação da pressão ao longo do tempo e a velocidade de deslocamento do pistão são nulos.

$$q_{m1} = \dot{p}_1 \frac{Ay + V_1}{rRT} \Delta \dot{y} + p_1 \dot{y} \frac{A}{RT} \quad (5.4)$$

$$q_{m2} = \dot{p}_2 \frac{Ay + V_2}{rRT} \Delta \dot{y} - p_2 \dot{y} \frac{A}{RT} \quad (5.5)$$

A expansão da Equação (5.4) em torno do ponto central de operação resulta

$$\Delta q_{m1} = \frac{\partial q_{m1}}{\partial \dot{y}} \Big|_{\substack{p_{10} \\ y_0 \\ T_0 \\ y_0}} \Delta \dot{y} + \frac{\partial q_{m1}}{\partial \dot{p}_1} \Big|_{\substack{p_{10} \\ V_{10} \\ T_0 \\ y_0}} \Delta \dot{p}_1 + \frac{\partial q_{m1}}{\partial y} \Big|_{\substack{p_{10} \\ V_{10} \\ T_0 \\ y_0}} \Delta y + \frac{\partial q_{m1}}{\partial p_1} \Big|_{\substack{p_{10} \\ V_{10} \\ T_0 \\ y_0}} \Delta p_1 \quad (5.6)$$

Assim, a linearização da vazão mássica na câmara 1 pode ser expressa pela Equação (5.7):

$$\Delta q_{m1} = p_{10} \frac{A}{RT} \Delta \dot{y} + V_{10} \frac{1}{rRT} \Delta \dot{p}_1 \quad (5.7)$$

Aplicando-se as mesmas considerações para a câmara 2 do cilindro, obtém-se a Equação (5.8):

$$\Delta q_{m2} = -p_{20} \frac{A}{RT} \Delta \dot{y} + V_{20} \frac{1}{rRT} \Delta \dot{p}_2 \quad (5.8)$$

A equação do equilíbrio dinâmico no êmbolo do atuador considerando-se a ausência de força externa e aproximando-se a força de atrito por uma parcela de força viscosa equivalente a  $C_f \dot{y}$  permite escrever a equação do equilíbrio dinâmico como

$$M_E \ddot{y} + C_f \dot{y} = A(p_1 - p_2) \quad (5.9)$$

onde  $M_E$  é a massa equivalente no êmbolo do cilindro atuador correspondente ao momento de inércia do manipulador do robô pneumático.

Assim, expandindo-se linearmente a Equação (5.9), tem-se:

$$M_E \Delta \ddot{y} + C_f \Delta \dot{y} = A(\Delta p_1 - \Delta p_2) \quad (5.10)$$

As equações linearizadas para as vazões mássicas na servoválvula, equações (5.2) e (5.3), podem ser igualadas às correspondentes equações lineares para as vazões mássicas nas câmaras do cilindro, equações (5.7) e (5.8), resultando:

$$\Delta q_{m1} = p_{10} \frac{A}{RT} \Delta \dot{y} + V_{10} \frac{1}{rRT} \Delta \dot{p}_1 = K_{q1} \Delta u + K_{p1} \Delta p_1 \quad (5.11)$$

$$\Delta q_{m2} = -p_{20} \frac{A}{RT} \Delta \dot{y} + V_{20} \frac{1}{rRT} \Delta \dot{p}_2 = K_{q2} \Delta u + K_{p2} \Delta p_2 \quad (5.12)$$

Isolando-se  $\Delta\dot{p}_1$  e  $\Delta\dot{p}_2$  nas equações (5.11) e (5.12), obtém-se o seguinte sistema linear:

$$\Delta\dot{p}_1 = -\left(p_{10} \frac{A}{RT} / V_{10} \frac{1}{rRT}\right) \Delta\dot{y} + \left(K_{p1}/V_{10} \frac{1}{rRT}\right) \Delta p_1 + \left(K_{q1}/V_{10} \frac{1}{rRT}\right) \Delta u \quad (5.13)$$

$$\Delta\dot{p}_2 = \left(p_{20} \frac{A}{RT} / V_{20} \frac{1}{rRT}\right) \Delta\dot{y} + \left(K_{p2}/V_{20} \frac{1}{rRT}\right) \Delta p_2 + \left(K_{q2}/V_{20} \frac{1}{rRT}\right) \Delta u \quad (5.14)$$

Considerando que a diferença de pressão entre as câmaras pode ser escrita como  $\Delta p_\Delta = (\Delta p_1 - \Delta p_2)$  e as hipóteses de que:

- a linearização no curso do êmbolo é realizada em  $L/2$  e os volumes mortos nas tubulações são considerados suficientemente pequenos para poderem ser desprezados, assim  $V_{10} = V_{20} = V/2 = AL/2$ ;
- os coeficientes vazão-pressão  $K_{p1}$  e  $K_{p2}$  são considerados suficientemente pequenos para poderem ser desprezados;
- no ponto de linearização o sistema está em equilíbrio, com as pressões nas câmaras assumindo valores idênticos ( $p_{10} = p_{20} = p_0$ );
- define-se o ganho médio de vazão como  $K_q = (K_{q1} - K_{q2})/2 > 0$ .

Assim, a partir das equações (5.13) e (5.14) e das hipóteses acima, a dinâmica da diferença de pressões nas câmaras pode ser expressa através de:

$$\Delta\dot{p}_\Delta = -2 \left[ \left( \frac{p_0 A}{RT} \right) / \left( \frac{V/2}{rRT} \right) \right] \Delta\dot{y} + 2 \left[ (K_q) / \left( \frac{V/2}{rRT} \right) \right] \Delta u \quad (5.15)$$

resultando na equação

$$\Delta\dot{p}_\Delta = -\frac{4Ap_0r}{V} \Delta\dot{y} + \frac{4K_q rRT}{V} \Delta u \quad (5.16)$$

Derivando no tempo a equação do equilíbrio dinâmico e substituindo na mesma na Equação (5.16), obtém-se:

$$M_E \Delta \ddot{y} + C_f \Delta \dot{y} = A \left( -\frac{4A p_0 r}{V} \Delta \dot{y} + \frac{4K_q r RT}{V} \Delta u \right) \quad (5.17)$$

Aplicando a transformada de Laplace na Equação (5.17) considerando as condições iniciais nulas, obtém-se:

$$M_E s^3 \Delta Y + C_f s^2 \Delta Y + \frac{4A^2 p_0 r}{V} s \Delta Y = \frac{4AK_q r RT}{V} \Delta U \quad (5.18)$$

resultando na seguinte função de transferência

$$G(s) = \frac{Y(s)}{U(s)} = \frac{b_0}{s(s^2 + a_2 s + a_1)} \quad (5.19)$$

onde,

$$b_0 = \frac{4ArRTk_q}{M_E V} \quad (5.20)$$

$$a_1 = \frac{4rA^2 P_0}{M_E V} \quad (5.21)$$

$$a_2 = \frac{C_f}{M_E} \quad (5.22)$$

Como o modelo de 3ª ordem apresentado na Equação (5.19) é controlável [Perondi, 2002], usando-se um controlador por realimentação de estados pode-se, teoricamente, alocar seu polos em malha fechada para qualquer posição do plano complexo.

No presente trabalho, o controle é baseado nas variáveis de estado de posição, velocidade e aceleração do 1º grau de liberdade do robô. A escolha deste vetor de estados para o controlador o torna conhecido como controlador PVA [Ning e Bone, 2005]. Para o projeto, considera-se o atuador linearizado em torno do ponto médio de seu curso.

Assim, definindo o conjunto de variáveis de estado como



$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} \Delta y \\ \Delta \dot{y} \\ \Delta \ddot{y} \end{bmatrix} \quad (5.23)$$

a representação em espaços de estados do modelo linearizado do 1º grau de liberdade do robô resulta

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}\Delta u \quad (5.24)$$

$$y = \mathbf{C}\mathbf{x} + \mathbf{D}\Delta u \quad (5.25)$$

onde,

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 0 & -a_2 & -a_1 \end{bmatrix}; \mathbf{B} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ b_0 \end{bmatrix}; \mathbf{C} = [1 \quad 0 \quad 0]; \mathbf{D} = 0$$

## 5.2 Controle por Realimentação de Estados

Para o projeto do controlador por realimentação de estados, aplica-se a seguinte lei de controle ao sistema formado pelas equações (5.24) e (5.25):

$$\Delta u = \mathbf{K}\mathbf{x} \quad (5.26)$$

onde  $\mathbf{x}$  passa a ser o vetor de diferenças entre os estados desejados  $[y_d \quad \dot{y}_d \quad \ddot{y}_d]^T$  e os estados medidos  $[y \quad \dot{y} \quad \ddot{y}]^T$  e  $\mathbf{K}$  é o vetor de ganhos de posição, velocidade e aceleração  $[k_p \quad k_v \quad k_a]$  para o servossistema pneumático do 1º grau de liberdade do robô. Assim, a equação característica que representa a dinâmica do sistema em malha fechada pode ser expressa através da pela Equação (5.27).

$$s^3 + (b_0k_a + a_2)s^2 + (b_0k_v + a_1)s + b_0k_p = 0 \quad (5.27)$$

Para impor um comportamento desejado para o sistema realimentado deve-se calcular os ganhos que garantem que os coeficientes da equação característica (5.27) do sistema em malha fechada sejam iguais aos da equação característica desejada, calculada a partir de requisitos de projeto.

Isto resulta no seguinte conjunto de equações:

$$k_p = \frac{a_{0d}}{b_0} \quad (5.28)$$

$$k_v = \frac{a_{1d} - a_1}{b_0} \quad (5.29)$$

$$k_a = \frac{a_{2d} - a_2}{b_0} \quad (5.30)$$

onde  $a_{0d}$ ,  $a_{1d}$  e  $a_{2d}$  são os coeficientes da equação característica da dinâmica desejada os quais podem ser calculados a partir dos polos desejados calculados para satisfazer as condições de projeto. Esses coeficientes podem se determinados através de:

$$a_{0d} = -P_{1d}P_{2d}P_{3d} \quad (5.31)$$

$$a_{1d} = P_{1d}P_{2d} + P_{2d}P_{3d} + P_{1d}P_{3d} \quad (5.32)$$

$$a_{3d} = -(P_{1d} + P_{2d} + P_{3d}) \quad (5.33)$$

onde  $P_{1d}$ ,  $P_{2d}$  e  $P_{3d}$  são os polos da dinâmica desejada.

A Figura 5.1 ilustra a aplicação da estratégia de realimentação de estado para o caso de seguimento de trajetória.

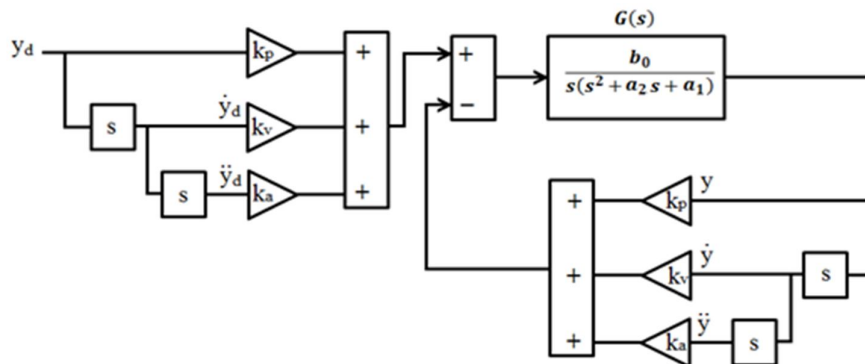


Figura 5.1 – Controlador com realimentação dos estados de posição, velocidade e aceleração

Verifica-se que a função de transferência em malha fechada apresenta uma equação característica cujos valores dos coeficientes dos termos inferiores dependem de  $k_p$ ,  $k_v$  e  $k_a$ . Assim, conforme já discutido, se o sistema é controlável, variando os valores dos ganhos é teoricamente possível realocar os polos do sistema linearizado para qualquer posição do plano complexo. Evidentemente, no caso do sistema real, não linearidades, como, por exemplo, a presença de zona morta, impedem que isso ocorra para situações em que o nível de energia acima do disponível é requisitado, fornecendo nestas situações respostas significativamente diferentes das do modelo linear ideal.

Dependendo da técnica de controle adotada, os ganhos do controlador podem ser determinados através do projeto por alocação de polos em malha fechada, de acordo com critérios de projeto com relação à dinâmica desejada. No método de alocação de polos, os polos em malha fechada desejados podem ser determinados baseando-se nas exigências do regime transitório da resposta e/ou na resposta em frequência [Ogata, 2000].

No presente caso, visando à obtenção de uma resposta relativamente precisa, adotou-se o sobrepasso máximo com 20% e um tempo de assentamento (para critério de 2%) de 1,4 s. Com isso, o índice de amortecimento da dinâmica desejada resulta em  $\zeta=0,5$  e a frequência natural  $\omega_n=5,7143$  rad/s. Os polos complexos conjugados relativos a esses parâmetros resultam em  $P_{1d} = -2,8571 + 4,9487j$  e  $P_{2d} = -2,8571 - 4,9487j$ . Como o sistema é de terceira ordem, o polo real desejado é alocado arbitrariamente no eixo real. Suzuki, 2010, e Allgayer, 2011, realizaram o projeto posicionando o terceiro polo a uma distância de 10 vezes em relação à projeção real dos polos complexos, resultando em um polo em  $P_{3d} = -28,571$ . Os valores das inércias equivalentes testadas são apresentados na Tabela (5.1).

Tabela 5.1 – Valores das massas equivalentes testadas

Descrição	inferior	intermediária inferior	intermediária	intermediária superior	superior
Valor (kg)	86,5	110,25	134	157,75	180,46

De acordo com as equações (5.20), (5.21) e (5.22), os coeficientes  $b_0$ ,  $a_1$  e  $a_2$  dependem do valor da massa equivalente. Assim, os polos do sistema em malha aberta variam de acordo com a inércia equivalente.

Na Figura 5.2, estão apresentadas as posições dos polos em malha aberta para os valores das massas equivalentes apresentadas na Tabela 5.1.

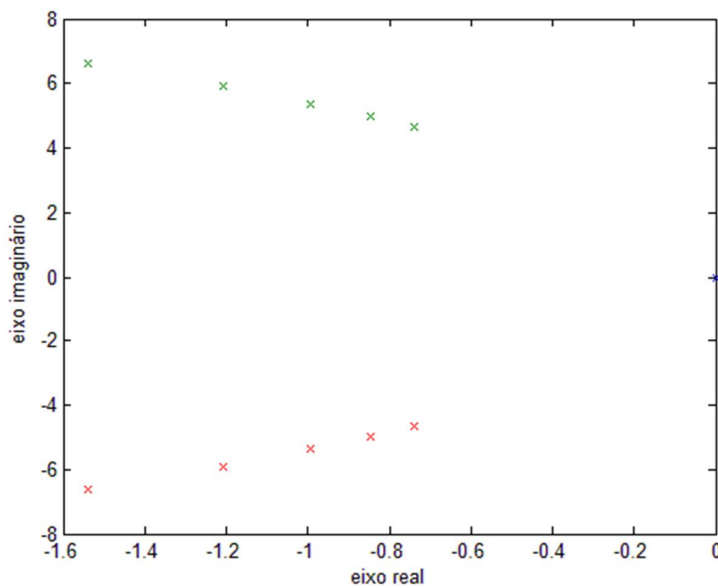


Figura 5.2 – Posição dos polos em malha aberta para diferentes valores da massa equivalente

Percebe-se através da Figura 5.2 que os polos complexos deslocam-se da esquerda para a direita, aproximando-se da origem do sistema cartesiano onde está posicionado o polo real, na medida em que a massa equivalente aumenta. Consequentemente, os ganhos do controlador de estados resultam também dependentes dos valores das massas equivalentes.

Assim, por exemplo, para o caso de uma inércia intermediária com relação ao centro de rotação do 1º grau de liberdade, cuja massa equivalente é de 134 kg, os ganhos do controlador de estados fixo resultam  $k_p = 17.8275$ ,  $k_v = 3.1729$  e  $k_a = 0.6171$ . Quando se utiliza a estratégia tradicional de realimentação de estados, com o conjunto de ganhos fixos, há uma tendência de perda de desempenho com a movimentação do robô, pois a dinâmica em malha fechada depende da inércia, que varia de acordo com a posição dos diversos elementos do robô à medida em que as coordenadas relativas aos diversos graus de liberdade se alteram ao longo do tempo. Isso pode ser interpretado como uma variação da posição dos polos do sistema em malha fechada em função da mudança de posição do robô. A Figura 5.3 ilustra esta situação através da visualização da posição dos polos em malha fechada utilizando os ganhos fixos calculados para a inércia intermediária para as situações de massas equivalentes apresentadas na Tabela (5.1).

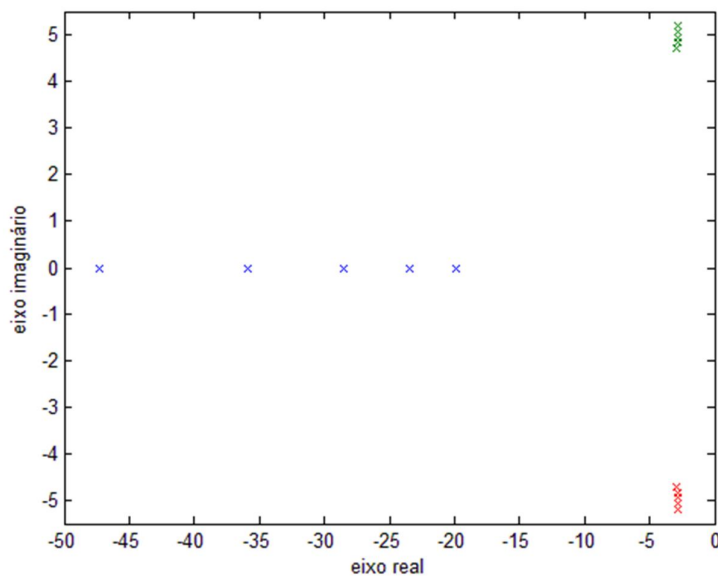


Figura 5.3 – Posição dos polos em malha fechada para diferentes valores da massa equivalente utilizando controlador fixo

Verifica-se através da Figura 5.3 que no sistema em malha fechada os polos complexos conjugados têm sua posição pouco alterada pela variação da massa do sistema, enquanto que, por outro lado, a dependência da posição do polo real mostra-se bastante significativa, aproximando-se da origem do sistema na medida em que a massa aumenta. Isso indica que o sistema em malha fechada apresenta a tendência de ficar mais lento do que o da dinâmica desejada se não houver a devida compensação da variação da massa. Assim, se os ganhos calculados através das equações (5.28), (5.29) e (5.30) forem parametrizados em função da variação da massa equivalente e recalculados a cada passo de processamento, os polos em malha fechada deverão tornar-se invariantes com relação à alteração da inércia equivalente, o que é demonstrado através da Figura 5.4, onde estão impressos sobrepostos os polos para as 5 massas apresentadas na Tabela 5.1 exatamente na posição da dinâmica desejada ( $P_1 = -2,8571 + 4,9487j$ ,  $P_2 = -2,8571 - 4,9487j$  e  $P_3 = -28,571$ ), fazendo com que o sistema tenda, nesse caso, a apresentar um comportamento mais próximo do da dinâmica desejada, mesmo nas situações em que o robô se movimenta, alterando o momento de inércia com relação ao eixo de giro do 1º grau de liberdade e, conseqüentemente, mudando também a massa equivalente movimentada.

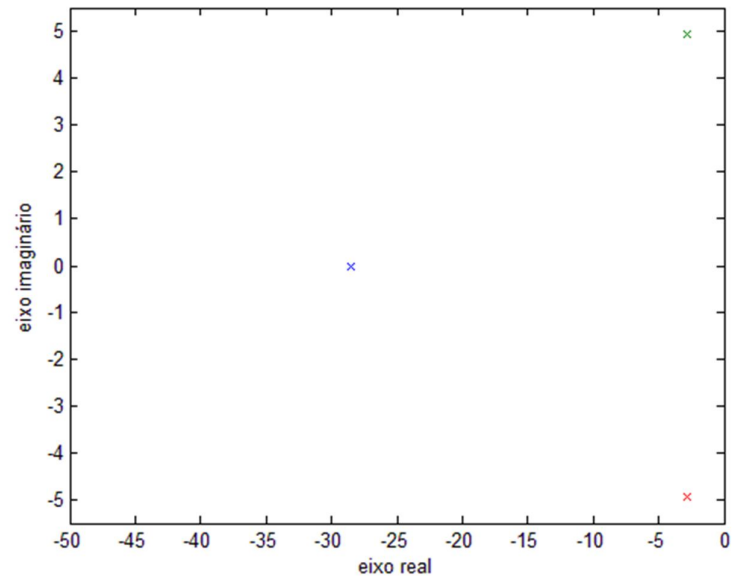


Figura 5.4 – Posição dos polos em malha fechada utilizando controlador com *gain scheduling*.

## 6 RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Visando a avaliar o desempenho do controlador com parametrização da massa equivalente do manipulador em função do seu momento de inércia, foram realizados testes experimentais cujos resultados permitem comparar o desempenho do controlador proposto com um controlador por realimentação de estados sem a parametrização do momento de inércia, operando com ganhos fixos projetados para um momento de inércia intermediário do manipulador.

Os testes experimentais para ambos os controladores foram realizados para diferentes casos. Inicialmente, verificou-se o desempenho dos controladores com o manipulador em movimento. Posteriormente, realizaram-se os testes com o manipulador disposto em posições fixas, em configurações em que o seu momento de inércia corresponde à mínima, média e máxima massa equivalente acoplada ao êmbolo do atuador do 1º grau de liberdade do robô. Considerando, em todos os casos, o deslocamento linear do atuador do 1º GDL de acordo com a trajetória desejada apresentada na Figura 6.1. Para o movimento rotacional do manipulador os pontos de parada de 0,13 m, 0,225 m e 0,32 m correspondem, respectivamente, aos ângulos de  $59,37^\circ$ ,  $0^\circ$ ,  $-59,37^\circ$ . Para os demais graus de liberdade, utilizaram-se trajetórias semelhantes, definidas, porém, de acordo com suas respectivas características.

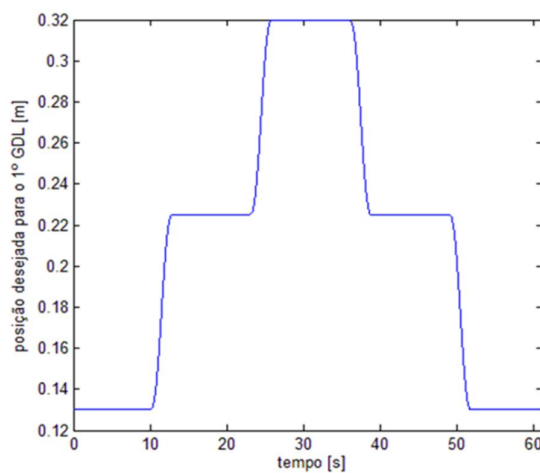


Figura 6.1 – Trajetória desejada para o 1º GDL

A trajetória da Figura 6.1 foi gerada através da função *jtraj*, contida no *toolbox* do Matlab (ver Corke, Peter. 1996). O comando *jtraj* retorna um conjunto de pontos no espaço  $\mathbf{q}$  de trajetórias de coordenadas de  $\mathbf{q0}$  até um ponto  $\mathbf{q1}$ , onde o número de pontos é um vetor de

$n$  pontos determinados em um tempo  $t$ . Para a geração da trajetória é utilizado um polinômio de 7º ordem, com condições iniciais e finais zero para os limites de velocidade e aceleração.

É necessário destacar dois pontos importantes sobre os resultados experimentais, que seguem:

Curva de trajetória desejada: como o desenvolvimento do robô pneumático está ainda na fase de testes preliminares, optou-se pela realização dos testes utilizando uma trajetória semelhante à aplicada em outros estudos [Cunha, 2001; Perondi, 2002; Allgayer, 2011]. Esta trajetória apresenta inícios de movimentos e paradas relativamente suaves e permite avaliar tanto o desempenho transiente quanto o estacionário (regime permanente). Trabalhos futuros deverão contemplar os estudos experimentais considerando outras trajetórias.

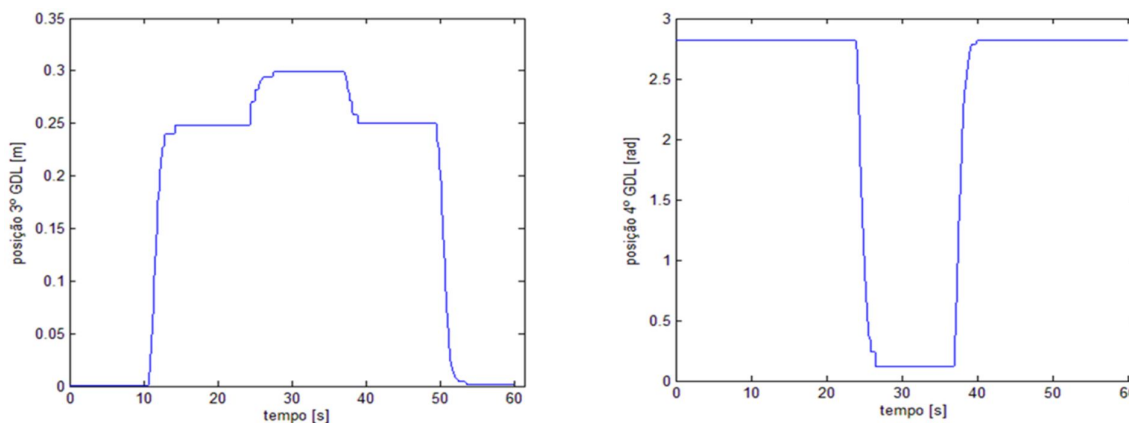
Simulações: ao longo do processo de testes dos controladores utilizou-se um modelo matemático desenvolvido em Perondi, 2002. Este modelo utiliza basicamente as equações apresentadas no capítulo 4 acrescidas do modelo de Lugre para o atrito [Canudas de Wit et al., 1995]. Conforme mencionado, os parâmetros do sistema pneumático usados no modelo não-linear são baseadas nos dados experimentais de Perondi, 2002, não tendo ainda sido levantados diretamente no robô manipulador em desenvolvimento. Esse levantamento, ou seja, a realização de testes experimentais para o desenvolvimento das curvas características das servoválvulas que compõem os atuadores do robô está sendo executado no presente momento. Conforme descrito em Perondi, 2002, estes testes são bastante numerosos e sua execução demanda muito esforço e tempo. Assim, como não se dispôs de tempo hábil para a obtenção dos parâmetros diretamente do sistema controlado, considera-se que os resultados das simulações, apesar de úteis no desenvolvimento e testes dos controladores antes da sua implantação experimental, apresentam características mais qualitativas do que quantitativas quanto à representação do sistema em estudo. A validação do modelo será, portanto, incluída também nas atividades futuras, e será realizada após o término dos procedimentos de identificação das curvas características das servoválvulas. No APÊNDICE C estão exemplificados alguns resultados de simulações executadas durante o desenvolvimento dos algoritmos de controle.

## **6.1 Análise da Variação da Massa Equivalente**

Considerando o manipulador em movimento, a evolução da variação do momento de inércia e da conseqüente massa equivalente imposta ao êmbolo do atuador do 1º grau de liberdade é decorrente das trajetórias desempenhadas pelos graus de liberdade do



manipulador. Como já comentado, os demais graus de liberdade influem pouco na variação do momento de inércia, a massa equivalente é parametrizada em função da variação de posição do 3º e 4º graus de liberdade. A Figura 6.2 apresenta curvas medidas para a variação de posição do 3º e 4º graus de liberdade. Observa-se que estas curvas foram obtidas utilizando-se controladores PVA projetados especificamente para cada um desses graus de liberdade e que as curvas das trajetórias desejadas utilizadas se assemelham à da Figura 6.1.



(a) Variação de posição do 3ºGDL

(b) Variação de posição do 4º GDL

Figura 6.2 – Variação de posição do 3º e 4º graus de liberdade

A Figura 6.3 apresenta o gráfico com a massa equivalente parametrizada de acordo com as variações de posição apresentadas nos gráficos (a) e (b) da Figura (6.2).

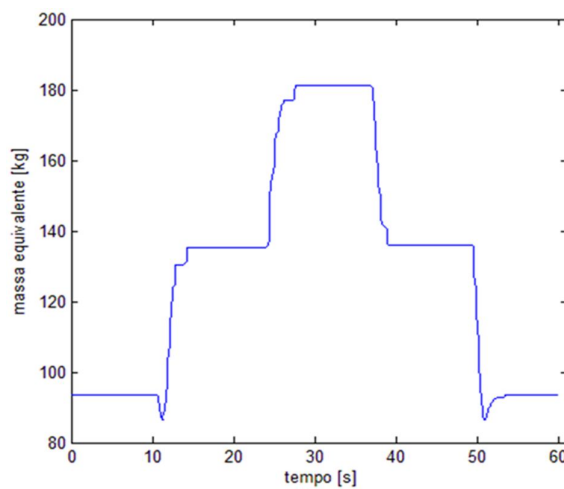


Figura 6.3 – Resultados da parametrização da massa equivalente de acordo com a variação da posição do 3º e 4º GDL

Os valores de massa equivalente apresentados na Figura 6.3 estão em concordância com os valores calculados a partir de dados experimentais e estimados como a força de atuação do cilindro pneumático, a aceleração desejada e a força referente ao atrito do sistema. Para confirmação da metodologia de cálculo da massa equivalente foi realizado um teste experimental.

As figuras 6.4, 6.5 e 6.6 apresentam, respectivamente, os gráficos para a velocidade, aceleração e força de atuação do êmbolo do cilindro pneumático de um teste experimental realizado com o manipulador disposto geometricamente de forma que sua massa equivalente calculada de acordo com a metodologia apresentada na Seção 4.1.2.5 é de 180,46 kg. A trajetória executada nos testes é a descrita na Figura 6.1.

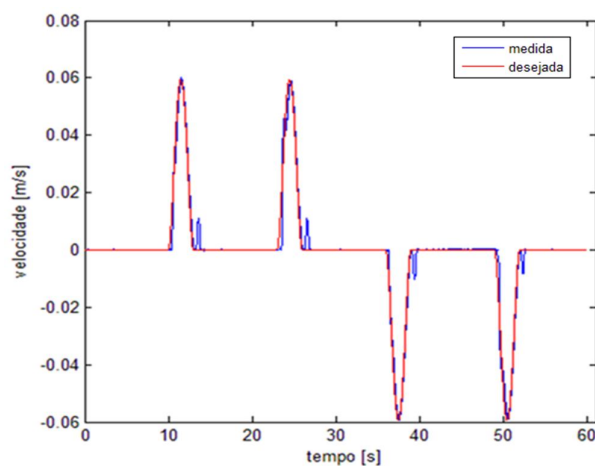


Figura 6.4 – Velocidade obtida experimentalmente

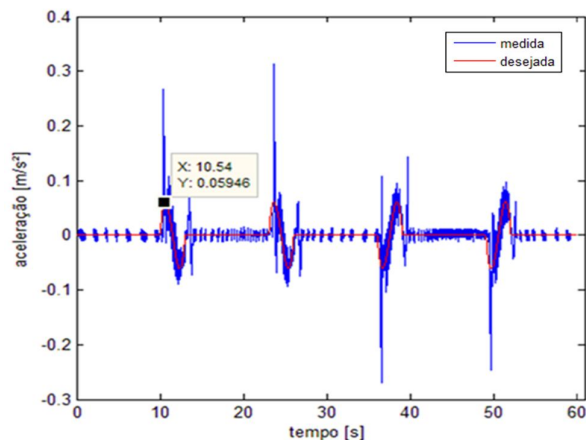


Figura 6.5 – Aceleração obtida experimentalmente

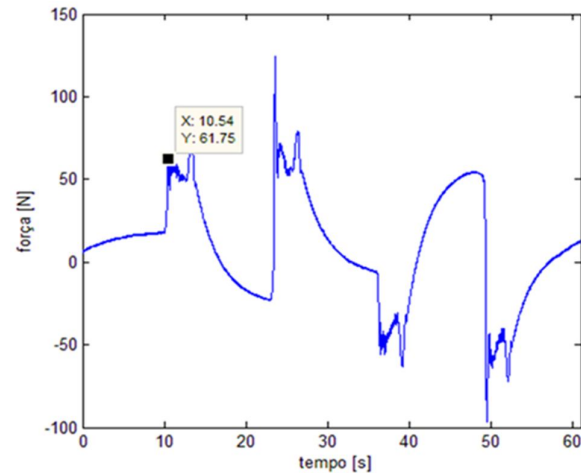


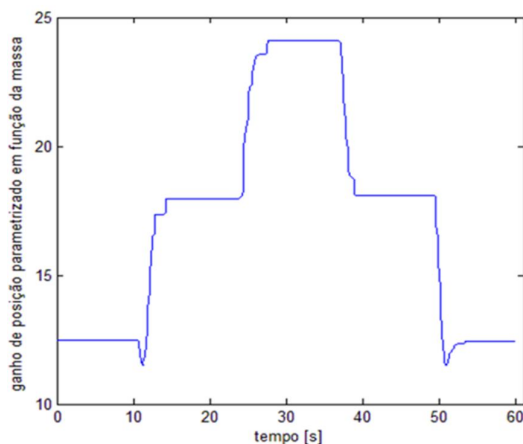
Figura 6.6 – Força obtida experimentalmente

Assim, conforme os gráficos das figuras 6.5 e 6.6 para um valor de aceleração de aproximadamente  $0,059 \text{ m/s}^2$  a força de atuação do êmbolo do cilindro pneumático é de aproximadamente de  $61,75 \text{ N}$ . Como a velocidade do êmbolo do cilindro atuador é baixa, pode-se considerar a força de atrito de aproximadamente  $51 \text{ N}$ , como mostra o gráfico apresentado na Figura 4.21. Assim, através da Equação (6.1) é possível calcular a massa equivalente ao momento de inércia do manipulador do robô pneumático.

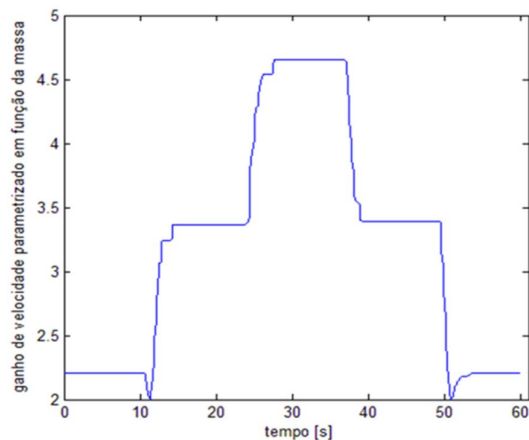
$$M_E = (F - F_{at})a \quad (6.1)$$

onde,  $F$  é a força de atuação do êmbolo do cilindro pneumático,  $F_{at}$  é a força de atrito e  $a$  é aceleração do êmbolo do cilindro pneumático. Para o caso descrito, o valor da massa equivalente calculado foi de  $180,79 \text{ kg}$ , muito próximo, portanto, do valor de  $180,46 \text{ kg}$  calculado de acordo com a metodologia da Seção 4.1.2.5.

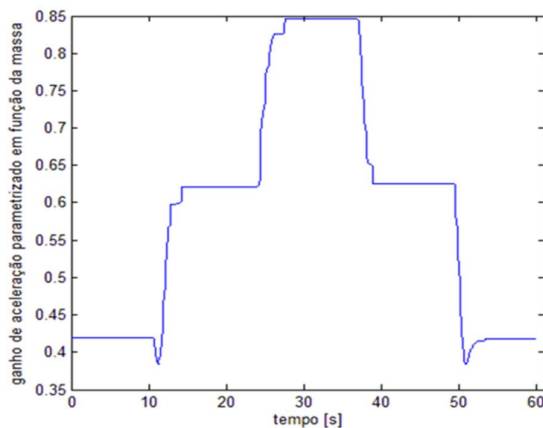
A cada ciclo, o algoritmo de controle calcula os ganhos de posição, velocidade e aceleração necessários para o controle do manipulador com a massa deslocada pelo 1º grau de liberdade do robô. Para tanto, utilizou as equações (5.20) a (5.22) para atualizar os valores dos coeficientes  $b_0$ ,  $a_1$  e  $a_2$  para cada valor de massa equivalente calculada em função da disposição geométrica atual do robô e as equações (5.28) a (5.30) para calcular os ganhos. Na Figura 6.7 são apresentados os ganhos de posição, velocidade e aceleração parametrizados em função das sucessivas posições dos graus de liberdade do robô ao longo do tempo. Estes ganhos estão parametrizados, por sua vez, com relação à massa equivalente deslocada.



(a) Ganho de posição



(b) Ganho de velocidade



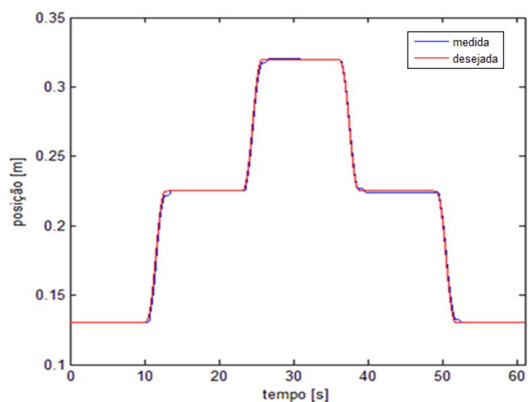
(c) Ganho de aceleração

Figura 6.7 – Ganhos calculados de acordo com a parametrização da massa equivalente

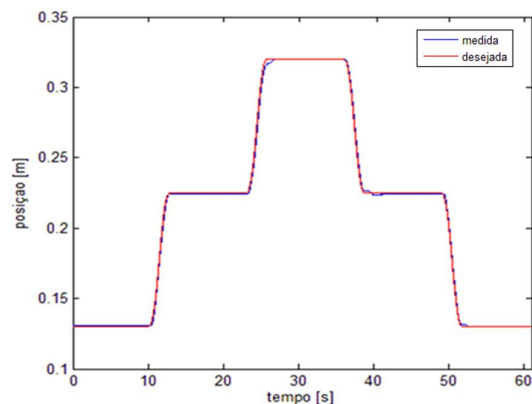
## 6.2 Resposta ao Seguimento de Trajetória

Conforme comentado, foram programados e testados dois controladores, um com ganhos parametrizados em função da massa equivalente (*gain scheduling*) e outro com os ganhos calculados com a massa equivalente fixa intermediária ( $M_E = 134$  kg).

Para o primeiro caso, considerando-se o manipulador em movimento desempenhando a trajetória descrita pela Figura 6.1. As figuras que seguem, apresentam as curvas medidas experimentalmente para a posição, velocidade, aceleração, pressões e força aplicada pelo atuador considerando ambos os controladores.

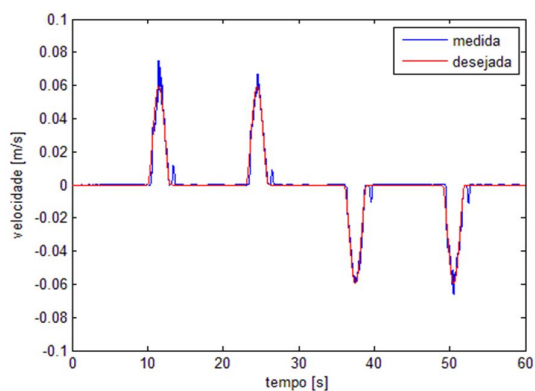


(a) Controlador PVA com parametrização

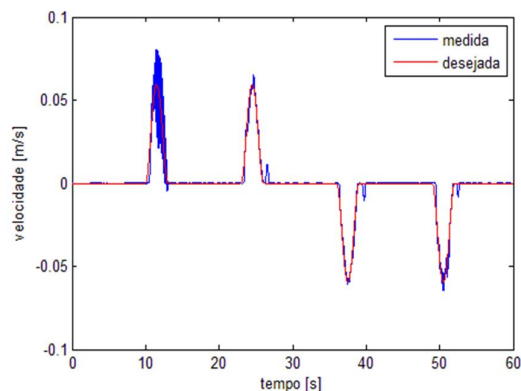


(b) Controlador PVA com ganhos fixos

Figura 6.8 – Posição medida experimentalmente para testes com ambos controladores

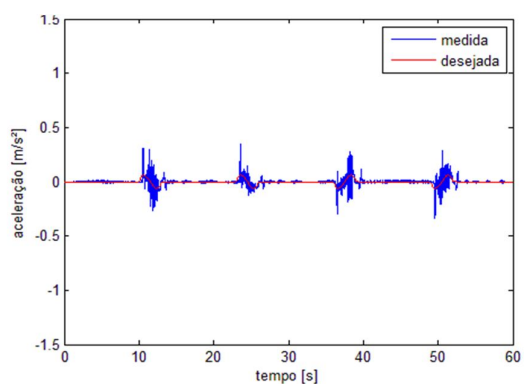


(a) Controlador PVA com parametrização

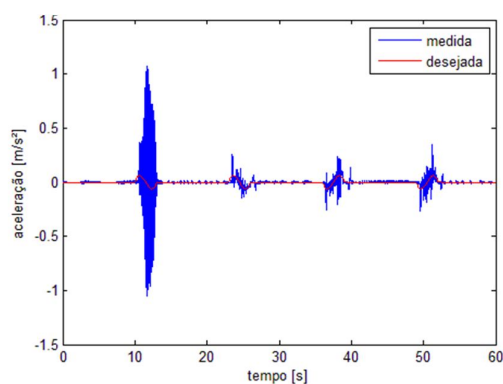


(b) Controlador PVA com ganhos fixos

Figura 6.9 – Velocidade medida experimentalmente para testes com ambos controladores



(a) Controlador PVA com parametrização



(b) Controlador PVA com ganhos fixos

Figura 6.10 – Aceleração medida para testes com ambos controladores

As curvas de velocidade e aceleração apresentadas nas figuras 6.9 e 6.10 mostram claramente que o controlador com ganhos fixos apresenta uma maior dificuldade no controle do manipulador quando este está operando com um momento de inércia baixo. Já nas curvas de posição apresentadas na Figura 6.8, esta dificuldade não é tão evidente em primeiro momento.

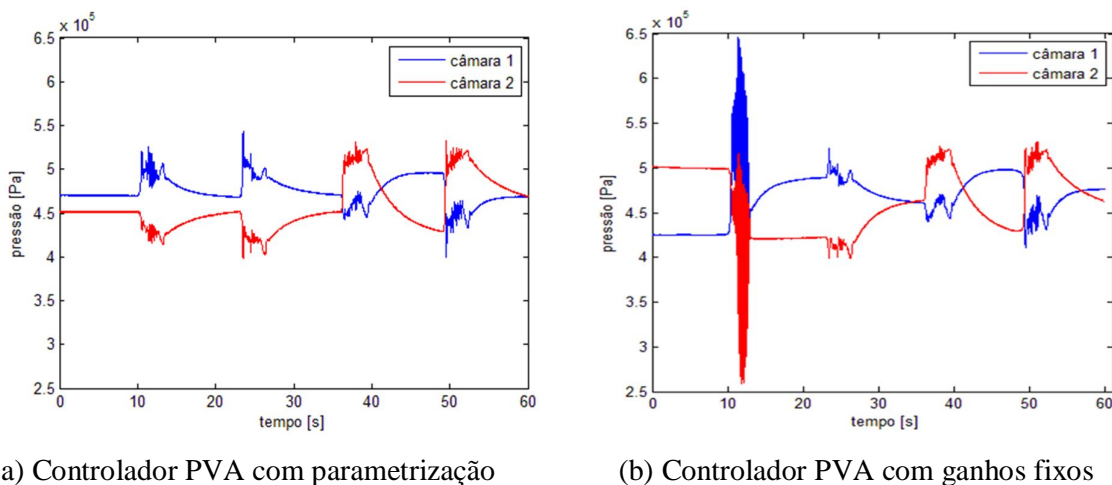


Figura 6.11 – Pressões medidas experimentalmente para testes com ambos controladores

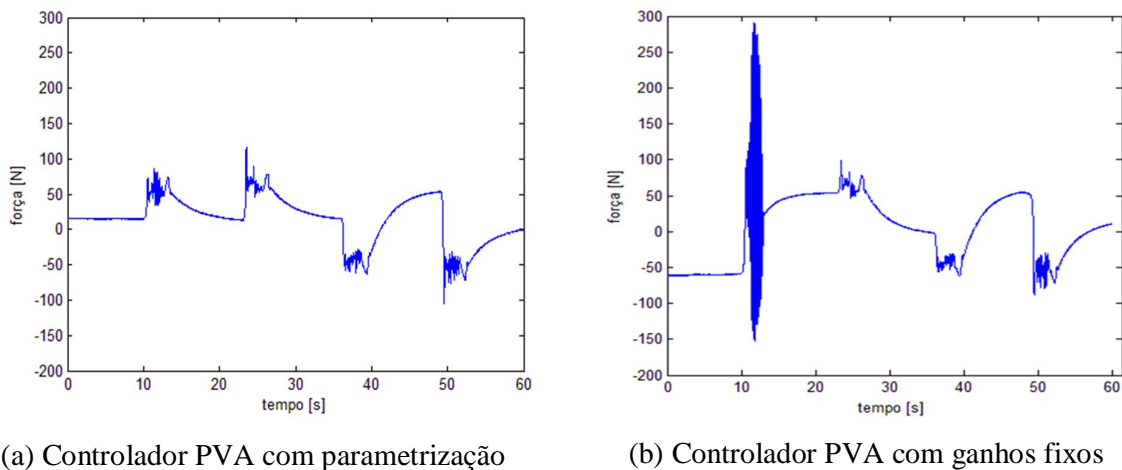


Figura 6.12 – Força medida experimentalmente para testes com ambos controladores

As curvas de pressão e força apresentadas nas figuras 6.11 e 6.12, também mostram com clareza que o controlador com ganhos fixos apresenta maior dificuldade no controle do manipulador quando este está operando com um momento de inércia baixo.

A Figura 6.13 apresenta o gráfico da resposta do erro de posição do 1º grau de liberdade para ambos os controladores. Nota-se que o erro de posição em regime considerando o controlador PVA com parametrização da massa equivalente em função da variação do momento de inércia é menor que o erro de posição para o controlador PVA com ganhos fixos. O que não estava claramente evidenciado nas curvas de posição apresentadas na Figura 6.8. E, apesar do erro de trajetória no primeiro movimento do manipulador ser ligeiramente maior para o controlador PVA com parametrização, o controlador PVA fixo apresenta oscilações de alta frequência no erro de trajetória para esse movimento.

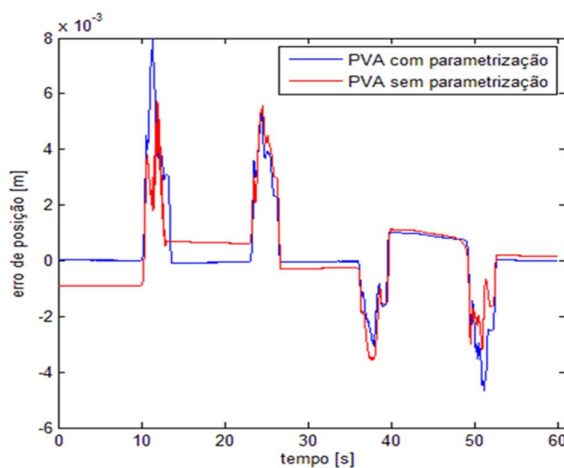
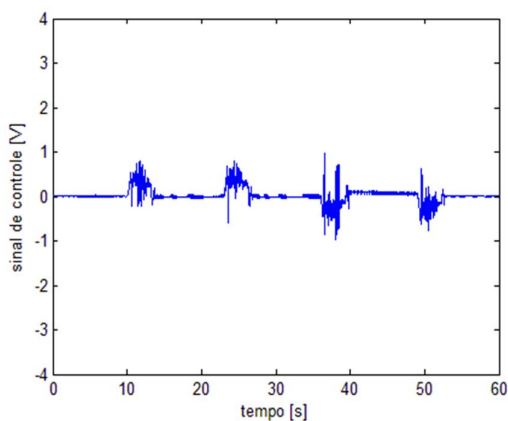
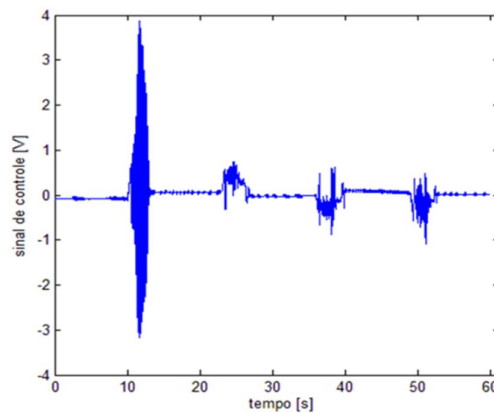


Figura 6.13 – Erro de posição

Na Figura 6.14 estão destacados os sinais de controle para ambos os controladores.



(a) Controlador PVA com parametrização



(b) Controlador PVA fixo

Figura 6.14 – Sinais de controle fornecidos pelos controladores.

Como o fundo de escala do sinal de controle vai de  $-5\text{ V}$  a  $+5\text{ V}$ , é possível verificar que a amplitude do sinal de controle para ambos os controladores é relativamente moderado, o que é aceitável considerando também nos sinais o efeito do ruído introduzido pelo sensor de posição e a consequente propagação desse ruído devido às derivadas numéricas necessárias para a obtenção do sinal de velocidade e aceleração. Os resultados indicam que o controlador PVA com ganhos fixos necessita intensificar a ação de controle no início do movimento quando o momento de inércia inicial é baixo. No gráfico da Figura 6.14-b) percebe-se que a frequência e a amplitude do sinal de controle são maiores durante esta etapa do movimento do manipulador. Esse efeito é amenizado quando o controlador fixo parte com uma inércia intermediária e estabiliza no final do movimento com uma inércia baixa para o manipulador, conforme indica a mesma figura. As oscilações apresentadas na Figura 6.13 para o controlador fixo, ocasionam movimentos oscilatórios bruscos na trajetória efetuada pelo 1º grau de liberdade que podem ser visualizadas pelo operador do robô.

Para os demais casos, a análise do desempenho dos controladores será avaliada através do erro de posição e do sinal de controle para os testes experimentais com o manipulador disposto em posições fixas referentes à mínima, média e máxima massa equivalente.

Para o segundo caso, a mesma dificuldade é apresentada para o controlador fixo quando este está operando com o mínimo momento de inércia do manipulador, correspondendo a uma massa equivalente aproximada de  $86,5\text{ kg}$ . Neste caso, o controlador apresenta maiores dificuldades para controlar o manipulador nas extremidades do atuador do 1º grau de liberdade. Isso pode ser observado através do gráfico do erro de posição na Figura 6.15 e pelos gráficos dos sinais de controle de cada controlador apresentados na Figura 6.16.

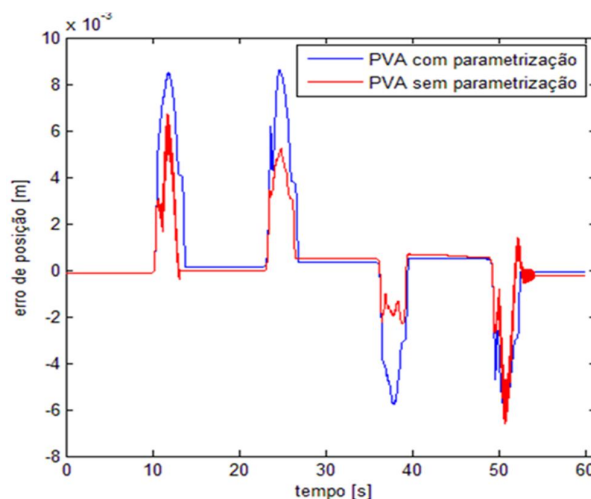
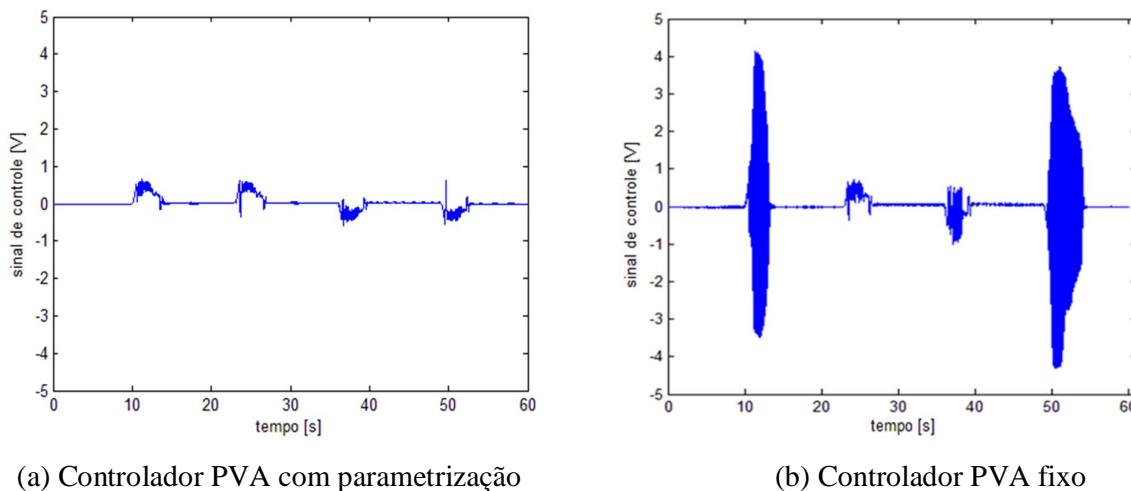


Figura 6.15 – Erro de posição





(a) Controlador PVA com parametrização

(b) Controlador PVA fixo

Figura 6.16 – Sinais de controle fornecidos pelos controladores.

Apesar da maior amplitude apresentada no gráfico da Figura 6.16-b), não houve saturação no sinal de controle para o controlador PVA com ganhos fixos. No entanto, existe a presença de altas frequências no sinal de controle, o que pode excitar dinâmicas não modeladas e comprometer o desempenho dinâmico do sistema.

Para o controlador PVA com parametrização da massa equivalente, o sinal de controle apresentado no gráfico da Figura 6.16-a) apresenta menor nível de oscilação e uma amplitude considerada adequada às condições de projeto adotadas.

Para o terceiro e quarto casos, com os momentos de inércia ajustados para massas equivalentes de aproximadamente 134 e 180,46 kg, ambos os controladores apresentaram um bom comportamento em relação à amplitude e à frequência do sinal de controle. No entanto, como pode ser observado no gráfico da Figura 6.17-b), no quarto caso o controlador PVA com parametrização da massa equivalente do manipulador apresentou um menor erro de posição tanto em regime quanto no seguimento de trajetória.

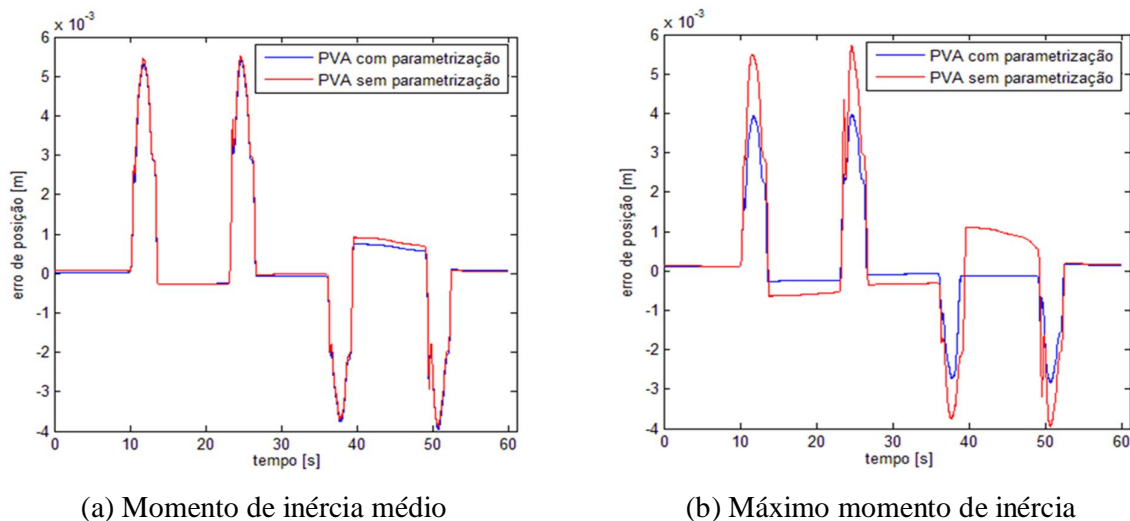


Figura 6.17– Erro de posição

O quadro apresentado na Tabela 6.1 resume o desempenho dos controladores em termos do erro de posição e do seguimento de trajetória, além do erro quadrático médio ou RMS (root mean square) para os diferentes casos apresentados.

Tabela 6.1– Resumo dos resultados

Testes experimentais	Controlador PVA	Erro de posição (mm)				
		Máximo erro em regime	Média do erro em regime	Máximo erro de seguimento	Média do erro de seguimento	Erro RMS
Massa equivalente variando	Parametrizado	0,73	0,21	7,95	5,25	1,60
	Ganhos fixos	0,63	0,38	5,72	4,52	1,47
Mínima massa equivalente (86,5 kg)	Parametrizado	0,47	0,26	8,58	7,2	2,53
	Ganhos fixos	0,53	0,32	6,72	5,23	1,52
Massa equivalente média (134 kg)	Parametrizado	0,57	0,24	5,42	4,61	1,64
	Ganhos fixos	0,69	0,26	5,52	4,63	1,66
Máxima massa equivalente (180,46 kg)	Parametrizado	0,24	0,15	3,98	3,37	1,18
	Ganhos fixos	0,57	0,4	5,72	4,73	1,72

## 7 CONCLUSÕES

Os resultados experimentais obtidos, apresentados e discutidos no Capítulo 6 permitem afirmar que os objetivos específicos definidos na seção 1.3 do presente trabalho foram alcançados. Isto pode ser atestado pelo fato de que, tanto o design da base quanto o do sistema de transmissão do 1º grau de liberdade propostos mostraram-se adequados às necessidades operacionais do manipulador. A base, por exemplo, apresenta em seu interior o espaço necessário para os componentes eletrônicos e pneumáticos que compõem todos os graus de liberdade do robô. O que também atesta a funcionalidade do modelo geométrico definido para a estrutura mecânica da base. Além disso, através dos testes experimentais executados com o manipulador, pode-se comprovar a boa funcionalidade do sistema de transmissão (composto por polias e correia sincronizadora) proposto para o 1º grau de liberdade do robô. Também se pôde comprovar que o projeto da estrutura da base mostrou-se adequado aos objetivos deste trabalho, pois ela apresentou rigidez estrutural adequada, resultando em uma baixa deformação na região de conexão com o manipulador, não contribuindo significativamente para o erro de posicionamento do elemento terminal do manipulador. Assim, o erro sistemático do elemento terminal do manipulador, devido à deformação estrutural da base, é baixo. Além disso, o tamanho compacto e o peso reduzido da base conferem ao robô uma ampla gama de possibilidades de aplicações. Uma contribuição importante consiste na introdução de elementos vazados na estrutura, sendo usados como acumuladores de ar que funcionam no sentido de estabilizar a pressão de suprimento de ar para os atuadores.

A metodologia para o cálculo da massa equivalente também apresentou resultados satisfatórios, uma vez que tanto os resultados de testes experimentais quanto os obtidos através de simulações realizadas usando o modelo sólido da estrutura do robô considerando valores de momento de inércia calculados para diferentes posições do manipulador se aproximaram aos valores da massa equivalente calculados para as mesmas condições de posicionamento.

Os resultados experimentais comprovam que o controlador PVA com parametrização da massa equivalente do manipulador imposta ao êmbolo do atuador do 1º grau de liberdade do robô é, em geral, mais eficiente que o controlador PVA com ganhos fixos projetados para um momento de inércia intermediário do manipulador. Verificou-se que o controlador PVA com ganhos fixos apresentou deficiências no controle do manipulador quando este se

apresentava em uma configuração de posição do 3º e 4º graus de liberdade de modo a corresponder a uma baixa massa equivalente ao êmbolo do atuador do 1º grau de liberdade do robô. E, apesar de este controlador apresentar um menor erro médio no seguimento de trajetória para os casos de massa equivalente mínima ou variável, o comportamento oscilatório da resposta de seguimento de trajetória mostrou-se pouco adequada às aplicações usuais do manipulador.

Nos demais casos, o controlador PVA com parametrização apresentou um melhor desempenho tanto para o seguimento de trajetória quanto para o erro de posição em regime permanente. Além disso, o comportamento do sinal de controle para todos os casos nos quais o controlador foi testado, com um nível de ruído, amplitude e frequências moderados, comprovam a viabilidade de aplicações do controle por realimentação de estados ao manipulador, conforme já previa Allgayer, 2011, baseado em simulação.

Os resultados de seguimento de trajetória e erro de regime, considerando a aplicação de um controlador linear, mostraram-se muito promissores, indicando que a aplicação de técnicas mais avançadas (controle não-linear, compensação de atrito, controle adaptativo, etc.) poderá apresentar resultados ainda melhores.

## 7.1 Trabalhos Futuros

- Realizar a análise de estabilidade do controlador proposto;
- Testar o desempenho do controlador desenvolvido operando com outras trajetórias desejadas;
- Identificar os parâmetros da servoválvula para o uso no modelo matemático e realizar testes experimentais para validá-lo;
- Estudar possíveis não linearidades inerentes ao sistema, como o efeito da variação da posição do êmbolo sobre a frequência natural do cilindro atuador;
- Expandir a técnica de *gain scheduling* para outros parâmetros cujos efeitos da sua variação são conhecidos (por exemplo, posição do êmbolo, que afeta a frequência natural do atuador, velocidade relativa, que se relaciona com a força de atrito de acordo com o mapa estático levantado experimentalmente, etc.);
- Implantar outras estratégias, como o controle em cascata com compensação de atrito [Perondi, 2002] e em cascata e a estrutura variável com adaptação de parâmetros e compensação de atrito [Sobczyk S., 2009];

- Estabelecer critérios específicos para avaliação e comparação de resultados de aplicação dos controladores;
- Realizar análises visando a avaliar a capacidade de carga do robô e sua influência na precisão do efetuador;
- Avaliar experimentalmente a deformação da base e validar os resultados das análises;
- Estabelecer uma metodologia para planejamento de trajetória que contemple a compensação dos erros sistemáticos provindos da deformação estática da base.
- Desenvolver estudos acerca do controle de atuadores pneumáticos torcionais, avaliando a possibilidade de substituição do atuador pneumático linear do 1º grau de liberdade do robô por um torcional;
- Desenvolver e aplicar técnicas de controle para todos os graus de liberdade do robô;

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABB, **IRB 140 Data Sheet**. Disponível em: <<http://www.abb.com>>. Acesso em: ago. 2012.

Abou-Fayssal, H. **Design, Analysis, and Control of a Pneumatic Cartesian Robot**, Master thesis, Departament of Mechanical Engineering, Queen's University, Canada, 1997.

Allgayer, R. S., **Desenvolvimento de um Manipulador Robótico Cilíndrico Acionado Pneumaticamente**, Dissertação de Mestrado - UFRGS - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2011.

ANSYS INC., **ANSYS 12.1**. Disponível em: <<http://www.ansys.com>>. Acesso em: jan. 2013.

Asada, H.; Slotine, J. E., **Robot Analysis and Control**, Wiley-Interscience, 1986.

Bobrow, J. E.; McDonell, B.W. Modeling, Identification, and Control of a Pneumatically Actuated, Force Controllable Robot. **IEEE Transactions on Robotics and Automation**, v. 14, p.732-742, 1998.

Buzinelli, D. V., Malite, M., **Dimencionamento de elementos estruturais em alumínio**, Cadernos de Engenharia de Estruturas, São Carlos, v. 10, n. 46, p. 1-31, 2008.

Canudas de Wit, C.; Olsson, H.; Astrom, K.; Lischinsky, P. A new model for control of systems with friction. **IEEE Transactions on Automatic Control**, v. 40, n. 3, p.419-425, 1995.

Collins, J. A., Projeto Mecânico de Elementos de Máquinas, LTC, 2006.

Corke, P. I. **Robotics Toolbox for Matlab**, 2008.

Corke, P. I. A Robotics Toolbox for MATLAB, **IEEE Robotics & Automation Magazine**, v.3, p 24-32, 1996.

Costa, A. H. R.; Okamoto, J., **Introdução à Robótica Industrial**. In: Vitor Romano. (Org.). **Robótica Industrial: Aplicação na Indústria de Manufatura e de Processos**, 1 ed. São Paulo: Edgard Blücher, pp. 1-19, 2002.

Craig, J. J., **Introduction to Robotics: mechanics and control**, Prentice Hall; 3ª ed., pp 464, 2005.

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.

Cukla, A. R., **Arquitetura Microcontrolada Programável Aplicada ao Controle de um Servoposicionador Pneumático**, Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2007.

Dessaut Sistemas, **SolidWorks**. Disponível em: <[www.solidworks.com/](http://www.solidworks.com/)>. Acesso em: mar. 2012.

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: jan. 2010.

Epson, **SCARA Série G6**. Disponível em: <<http://robots.epson.com/product-detail/3>>. Acesso em: ago. de 2012.

Famak A. I., **Linha de Perfis Modulares e Acessórios**. Disponível em: <[www.famak.com.br/imagens/conteudo/download/catPerfis.pdf](http://www.famak.com.br/imagens/conteudo/download/catPerfis.pdf)>. Acesso em: jan. 2012.

Festo Corporation, **Catálogo 2011**. Disponível em: <<http://www.festo.com>>. Acesso em: ago. 2012.

Fox, R.W.; McDonald, A.T., **Introdução à Mecânica dos Fluidos**, Editora Guanabara Dois S.A., 1981.

Frasson M. **Projeto de um Robô Cartesiano com Acionamento Pneumático**, Dissertação de mestrado, Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2007.

Fu, K. S.; Gonzalez, R. C.; Lee, C. S. G., **Robotics: Control, Sensing, Vision, and Intelligence**, McGraw-Hill Book Company, 1987.

ISO 8373-1994, **Manipulating Industrial robots – Vocabulary**, 1<sup>st</sup> Edition, 1994.

International Federation of Robotics. Disponível em: <<http://www.ifr.org>>. Acesso em: mar. 2012.

KARLSSON, R.; NORRLÖF, M., **Bayesian Position Estimation of an Industrial Robot Using Multiple Sensors**. Proceedings of the IEEE International Conference on Control Applications, Taipei, Taiwan, 2004.

Lages, W. F., **Ambiente para Controle em Tempo Real e Supervisão de Manipuladores Robóticos**, Dissertação de Mestrado – Instituto Tecnológico de Aeronáutica, São José dos Campos - SP, 1993.

Liu, S.; Bobrow, J., An Analysis of a Pneumatic Servo System and its Application to a Computer-controlled Robot, **ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control**, v.110, p.228-235, 1988.

Mathia, K., **Robotics for Electronics Manufacturing: Principles and Applications in Cleanroom Automation**, Cambridge University Press, 2010.

MathWorks, **Matlab 2010**. Disponível em: < <http://www.mathworks.com>>. Acesso em: jan. 2012.

Mattiazzo, G.; Mauro, S.; Raparelli, T.; Velardocchia, M., Control of a Six-axis Pneumatic Robot, **Journal of Robotic System**, v.19, p.363-378, 2002.

McDonell, B. W., **Modeling, Identification, and Control of a Pneumatically Actuated Robotic Manipulator**, PhD thesis, University of California, USA, 1996.

Mitsubishi, **BFP-A8052-D Data Sheet**. Disponível em: <<http://www.rixan.com/Portals/0/RV-1A-2AJ/1n2setup.pdf>>. Acesso em: ago. de 2012.

NING, S.; BONE, G.M., **Experimental Comparison of Two Pneumatic Servo Position Control Algorithms**. Proceedings of the IEEE International Conference on Mechatronics & Automation, pp. 37-42, Niagara Falls, Canadá, 2005.

Nussenzveig, H. M., **Curso de Física Básica**, v. 1, Mecânica, Edgar Blucher, 4ª ed., 2002.

Ogata, K. **Controle Moderno**. Prendice/Hall do Brasil, 2000.

Perondi, E. A., **Controle Não-linear em Cascata de um Servoposicionador Pneumático com Compensação do Atrito**, Tese de doutorado, Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande de Santa Catarina, 2002.

Rexroth Bosh Group, **Manual PB-MGE01-09US**. Disponível em: <<http://www.boschrexroth.com>>. Acesso em: jan. de 2012.

Rey, G.G.; Domínguez, M.E.G. Cálculo Analítico de la Potencia Nominal em Transmisión por Correa Dentada, **Ingeniería Mecánica**, v. 13, p. 49-61, 2010.

Rivin, E., **Mechanical Design**, 1 ed., McGraw-Hill Inc., 1988.

Romano, V. F.; Dutra, M. S., **Introdução à Robótica Industrial**. In: Vitor Romano. (Org.). Robótica Industrial: Aplicação na Indústria de Manufatura e de Processos, 1 ed. São Paulo: Edgard Blücher, pp. 1-19, 2002.

Rosário, J. M., **Princípio de Mecatrônica**, Prentice Hall, 2005.

Sanchez, R. J., Wolbrecht, E., Smith, R., Liu, J., Rao, S., Cramer, S., Rahman, T., Bobrow, J. E., A Pneumatic Robot for Re-Training Arm Movement after Stroke: Rationale and Mechanical Design, **IEEE Proceedings, 9th International Conference on Rehabilitation Robotics**, Chicago, IL, USA, 2005.

Shigley, J. E., Mischke, C. R. Mechanical Engineering Design, 6th ed., McGraw-Hill, 2001.

Sobczyk S., M. R., **O Controle em Cascata e a Estrutura Variável de um Servoposicionador Pneumático**, Dissertação de mestrado, Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 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 de doutorado, Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2009.

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 de mestrado, Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2010.

Vieira, A. D., **Análise Teórico Experimental de Servoposicionadores Lineares Pneumáticos**, Dissertação de mestrado, Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande de Santa Catarina, 1998.

Virvalo, T., **Modeling and Design of a Pneumatic Position Servo System Realized with Commercial Components**. PhD Thesis, Tampere, Finland, 1995.

Wika, **Wika Data sheet PE 81.01-07/2009**. Disponível em: <[www.wika.com.br/upload/DS\\_PE8101\\_GB\\_1392.pdf](http://www.wika.com.br/upload/DS_PE8101_GB_1392.pdf)>. Acesso em: ago. 2012.

World Robotics, **Relatório para a IFR Statistical Department, 2011**. <[www.worldrobotics.org](http://www.worldrobotics.org)>. Acesso em: jul. 2012.

Xia, Y., **Continuous Sliding Mode Control of a Cartesian Pneumatic Robot**, Master thesis, Department of Mechanical Engineering, Queen's University, Canada, 2001.

## APÊNDICE A – Modelos Propostos para Base

As figuras que seguem, apresentam os principais modelos propostos para a estrutura da base na fase de projeto. As dimensões apresentadas estão em milímetros.

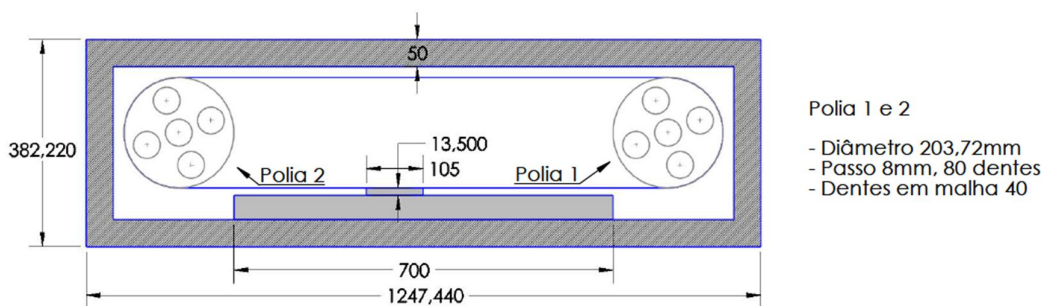


Figura A.1 – Modelo 1 proposto para base

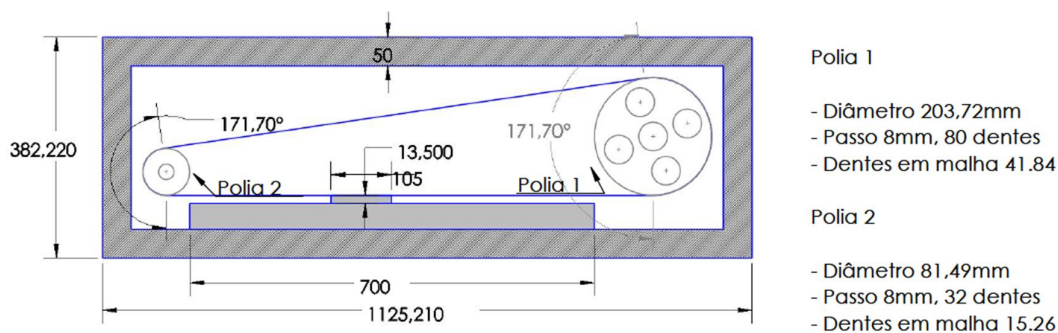


Figura A.2 – Modelo 2 proposto para base

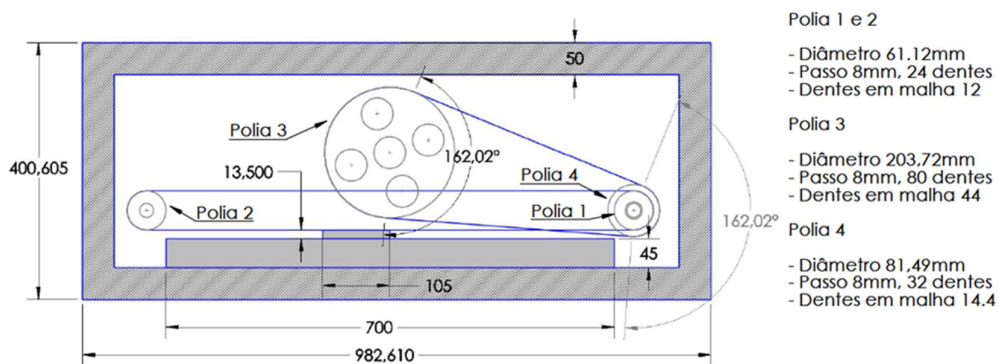


Figura A.3 – Modelo 3 proposto para base

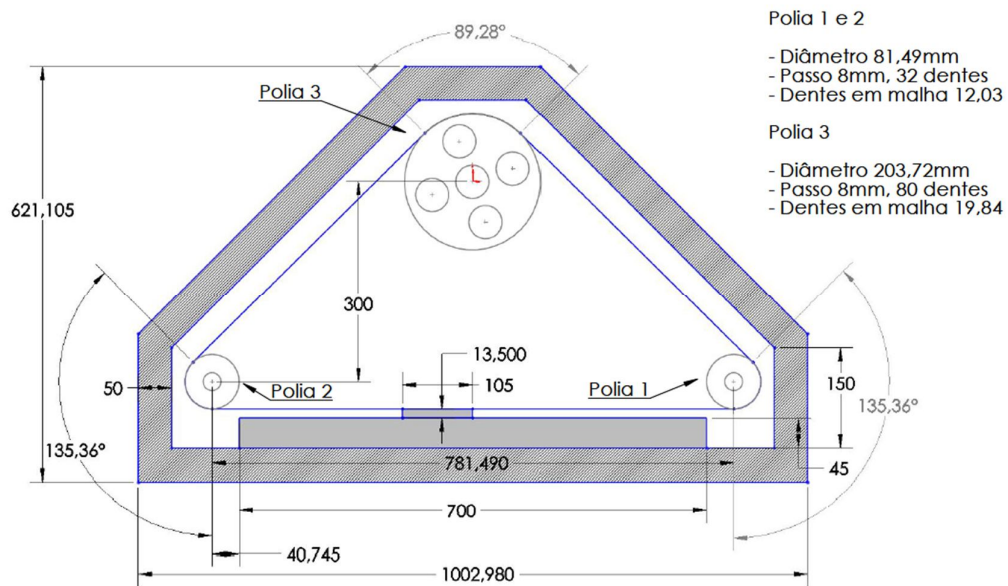


Figura A.4 – Modelo 4 proposto para base

## APÊNDICE B – Modelagem Geométrica da Base

A Figura B.1 apresenta as principais vistas da base e suas dimensões em milímetros.

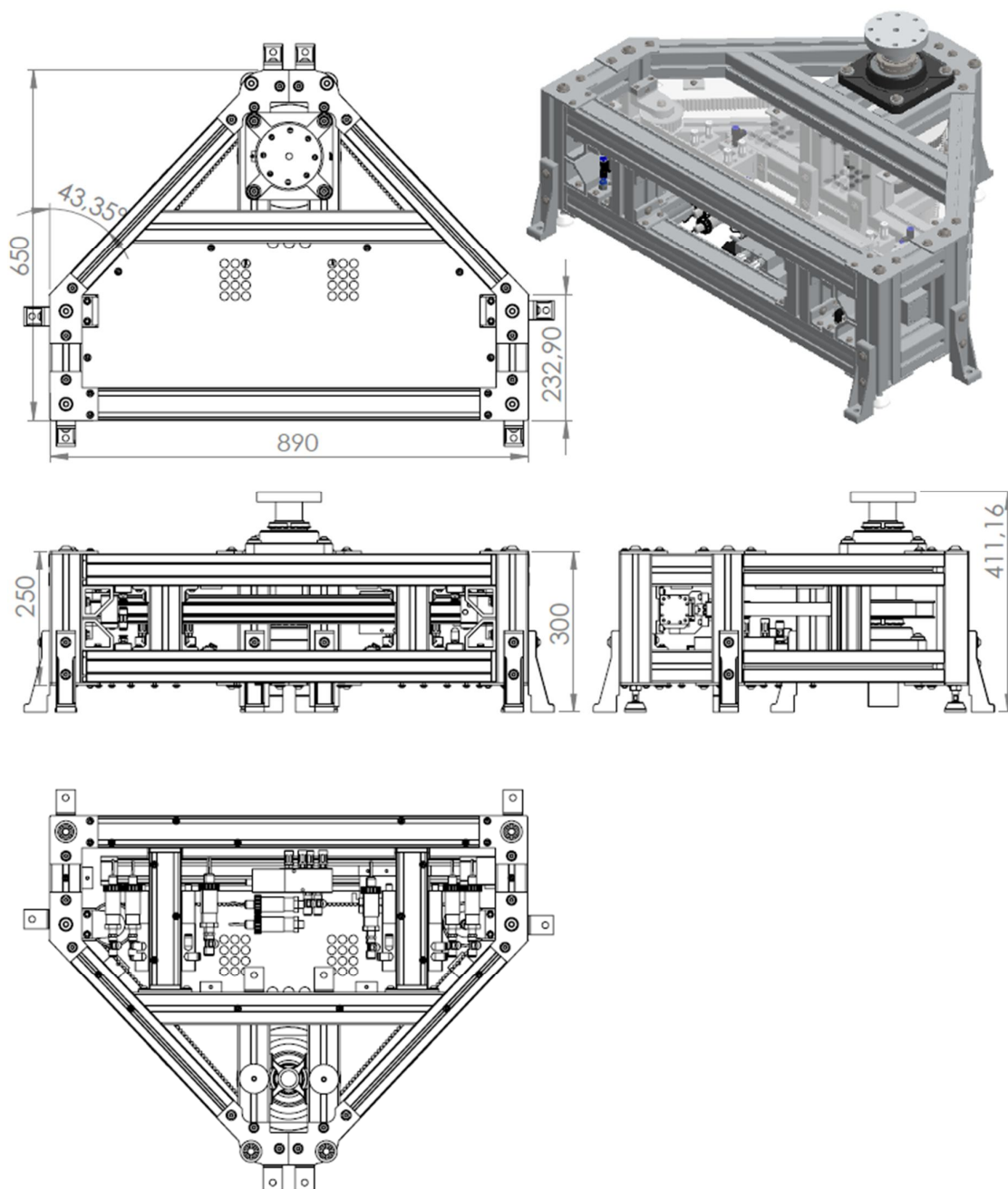


Figura B.1 – Principais vistas da base do robô pneumático

## APÊNDICE C – Simulações

Nas figuras C.1 e C.2 estão apresentadas as simulações referentes, respectivamente, aos casos de ganhos fixos e parametrizados, cujas correspondentes respostas experimentais estão apresentadas nas figuras 6.8-a) e 6.8-b). Já a Figura C.3 mostra o erro de posição considerando ambos os controladores. As simulações foram realizadas através do modelo não-linear para servoposicionadores pneumáticos apresentado por Perondi, 2002.

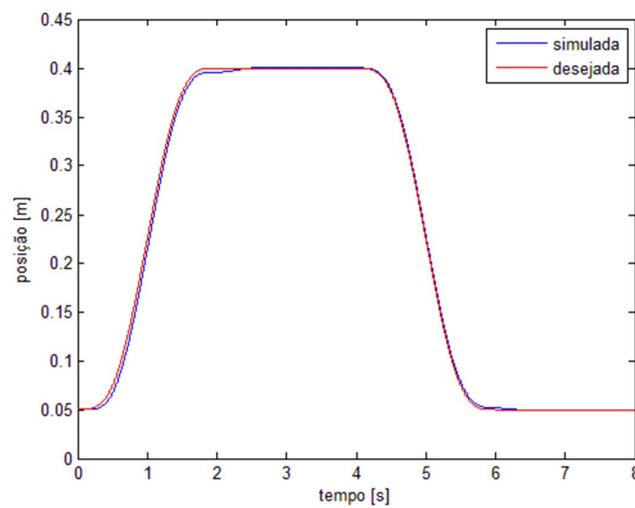


Figura C.1 – Controlador com ganhos parametrizados operando com uma variável

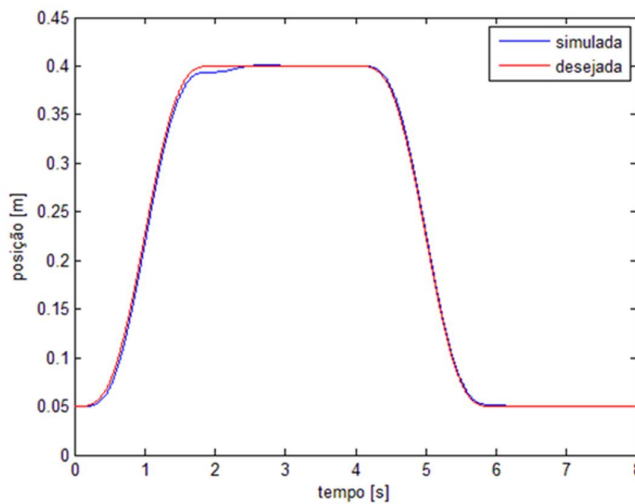


Figura C.2 – Controlador com ganhos fixos operando com uma massa variável

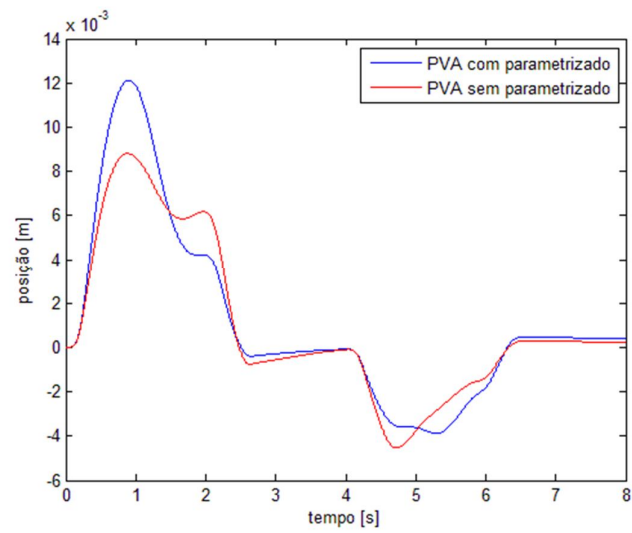


Figura C.3 – Erro de posição