



LIZ KATHERINE RINCÓN ARDILA

Estudo do Comportamento Dinâmico de Máquina-Ferramenta CNC com ênfase na implementação de Sistemas de Controle

24/2013

**CAMPINAS
2013**



**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

LIZ KATHERINE RINCÓN ARDILA

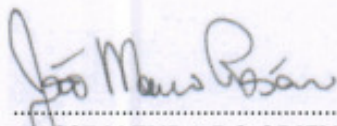
Estudo do Comportamento Dinâmico de Máquina-Ferramenta CNC com ênfase na implementação de Sistemas de Controle

Orientador: Prof. Dr. João Mauricio Rosário

Coorientador: Prof. Dr. Didier Dumur

Tese de Doutorado apresentada à Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas, para a obtenção do título de Doutora em Engenharia Mecânica, na Área de Concentração: Mecânica dos Sólidos e Projeto Mecânico.

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE À VERSÃO
FINAL DA TESE DEFENDIDA PELA ALUNA
LIZ KATHERINE RINCÓN ARDILA E ORIENTADA
PELO PROF. DR. JOÃO MAURICIO ROSÁRIO.


.....
ASSINATURA DO ORIENTADOR

**CAMPINAS
2013**

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

R471e Rincón Ardila, Liz Katherine
Estudo do comportamento dinâmico de máquina-
ferramenta CNC com ênfase na implementação de
sistemas de controle / Liz Katherine Rincón Ardila. --
Campinas, SP: [s.n.], 2013.

Orientador: João Mauricio Rosário
Coorientador: Didier Dumur.
Tese de Doutorado - Universidade Estadual de
Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Máquina-ferramenta - Controle numérico -
Programação. 2. Modelagem e simulação. 3. Sistemas
de controle. 4. Identificação de sistemas. 5. Controle
preditivo. I. Rosário, João Mauricio, 1959-. II. Dumur,
Didier. III. Universidade Estadual de Campinas.
Faculdade de Engenharia Mecânica. IV. Título.

Título em Inglês: Study of the dynamic behavior of CNC machine tool with
emphases on the implementation of control systems

Palavras-chave em Inglês: Machine tool - numerical control - Programming,
Modeling and simulation, Control systems,
Identification systems, Predictive control

Área de concentração: Mecânica dos Sólidos e Projeto Mecânico

Titulação: Doutora em Engenharia Mecânica

Banca examinadora: Paulo Roberto Gardel Kurka, Antônio Batocchio, Humberto
Ferasoli Filho, Leonimer Flávio de Melo

Data da defesa: 08-02-2013

Programa de Pós Graduação: Engenharia Mecânica

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE PROJETO MECANICO**

TESE DE DOUTORADO

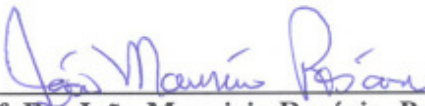
**Estudo do Comportamento Dinâmico de
Máquina-Ferramenta CNC com ênfase na
implementação de Sistemas de Controle**

Autor: Liz Katherine Rincón Ardila

Orientador: Prof. Dr. João Mauricio Rosário (UNICAMP)

Coorientador: Prof. Dr. Didier Dumur (SUPELEC, França)

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Tese:



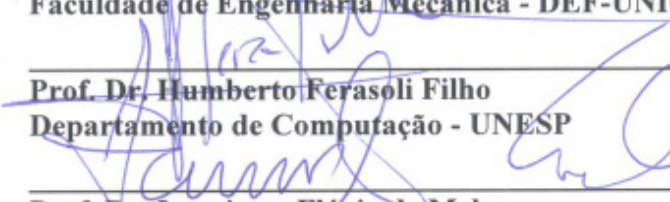
Prof. Dr. João Mauricio Rosário, Presidente
Faculdade de Engenharia Mecânica-DPM-UNICAMP



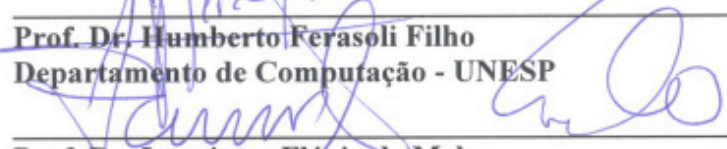
Prof. Dr. Paulo Roberto Gardel Kurka
Faculdade de Engenharia Mecânica-DPM-UNICAMP



Prof. Dr. Antônio Batocchio
Faculdade de Engenharia Mecânica - DEF-UNICAMP



Prof. Dr. Humberto Ferasoli Filho
Departamento de Computação - UNESP



Prof. Dr. Leonimer Flávio de Melo
Departamento de Automação – Engenharia Elétrica-UEL

Campinas, 8 de fevereiro de 2013.

Dedico este trabalho a minha família, mãe, pai, tio que me ajudaram, com todo seu esforço. Ao meu namorado por toda sua compreensão e dedicação, a sua família que sempre me apoiaram.

Agradecimentos

Agradeço:

À minha família por toda sua compreensão, amor e apoio incondicional.

Ao meu namorado So Yamashiroya, e sua família por toda sua ajuda e força em cada momento de meu estudo.

Ao meu orientador Prof. Dr. João Mauricio Rosário por toda sua confiança, ajuda, visão e ensinamentos.

Ao meu coorientador Prof. Dr. Didier Dumur por sua orientação, ajuda e confiança.

À UNICAMP e CAPES- Coordenação de aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior pela ajuda financeira para o desenvolvimento dos estudos.

Ao Almiro Franco por todo seu apoio em cada etapa deste estudo.

Ao Laboratório de Automação e Robótica LAIR, por sua colaboração para a realização do projeto.

A todos os colegas e professores do Departamento de Projeto Mecânico e da CPG da UNICAMP que ajudaram para a culminação deste trabalho.

A todos os colegas e professores do Departamento de Controle e Automação da SUPELEC-França por toda sua ajuda, apoio e amizade.

A todos meus amigos e colegas que estiveram ajudando-me incondicionalmente, em cada instante deste estudo.

*Uma vez que desfrutamos de todos os aspectos da vida
como um desdobramento da mente grande, não
precisamos ir em busca de uma alegria
excessiva. Assim nossa serenidade
é imperturbável....*

Shunryu Suzuki

Resumo

Esta tese de doutorado apresenta o estudo do comportamento dinâmico para máquinas-ferramenta CNC (Controle Numérico Computadorizado) com ênfase na implementação do sistema de controle, a fim de melhorar o desempenho desse dispositivo, possibilitando assim a obtenção de maiores velocidades de funcionamento com precisão de operação. O estudo do comportamento dinâmico do sistema foi baseado na modelagem dinâmica do dispositivo CNC, através de um modelo tipo MIMO (Múltiplas Entradas- Múltiplas Saídas), não linear, invariante no tempo, constituído pelo modelo do sistema mecânico, elétrico, eletrônico e controle. O modelo é fundamentado no estudo dos torques estático, dinâmico e de perturbações, incluindo a dinâmica não linear ocorrida pelos efeitos de atrito dos componentes, variação inercial e forças de perturbação. O modelo final é definido mediante a aplicação de uma estratégia proposta de identificação e estimação de parâmetros dinâmicos do dispositivo CNC real. A estratégia é baseada na estimação de parâmetros através de modelos de referência e método de otimização não linear. O sistema de controle proposto é constituído pelos níveis de geração de movimentos, controle e compensação, diagnóstico e otimização. O nível de controle utiliza estratégias de controle PID, controle preditivo generalizado (GPC) e controle preditivo robusto (GPCR). O nível de compensação é configurado pelos controladores em *feedforward* utilizando modelos de atrito e variação inercial. Finalmente, a validação e testes são realizados inicialmente através da implementação de um simulador virtual de dispositivo CNC, com posterior validação experimental em um dispositivo com arquitetura de supervisão e controle aberto disponível no Laboratório de Automação e Robótica da UNICAMP.

Palavras Chave: Máquina-Ferramenta CNC, Modelagem Dinâmica de dispositivo CNC, Identificação e Estimação de Parâmetros, Sistemas de Controle, Controlador Preditivo Generalizado.

Abstract

This doctoral thesis presents the dynamic behavior for CNC (Computer Numerical Control) Machine Tool with emphasis on the control system, for the purpose of improving the machine's performance, by obtaining high operation's velocity with precision. This study was based on the dynamic modeling by means of MIMO (multiple-input and multiple-output), nonlinear, and invariant time model, constituted by mechanical, electrical, electronics and control models. The model is based on the study of static, dynamic, and perturbation torques, and includes the nonlinear dynamic caused by the effects of friction in the components, inertial variation and perturbation's force. The final model is defined through the application of a strategy proposed by the identification and parameters estimation, in order to obtain the actual CNC machine's values. The strategy is formed by the parameters estimation by means of reference models and nonlinear optimization methods. The control architecture proposed is composed of the following levels: movement generator, control and compensation, diagnosis and optimization. The level of control applies strategies of PID control, generalized predictive control (GPC) and robust predictive control (GPCR). The level of compensation is configured by the feedforward controls, which utilize the friction and inertial variation models. Finally, the validation and tests are developed initially through the implementation of a virtual simulator of CNC machine tool, with the latter experimental validation in device with supervision and open architecture control, available in UNICAMP.

Key words: CNC Machine tool, Dynamic modeling of CNC device, Identification and Parameter Estimation, Control Systems, Generalized Predictive Control.

Lista de Ilustrações

1.1	Estrutura geral máquinas-ferramenta CNC.	5
1.2	Proposta de tese para dispositivos CNC.	7
2.1	Componentes de um dispositivo Máquina-Ferramenta CNC.	15
2.2	Evolução dos níveis de precisão para usinagem (LIMA, 2004).	17
2.3	Erros de Contorno (POO, 2004).	20
2.4	Gerador de trajetórias (ERKORMAZ; ALTINTAS, 2001).	22
2.5	Perfis de Movimento para máquinas CNC (ERKORKMAZ; ALTINTAS, 2006)	23
2.6	Esquema de Modelagem para máquinas-ferramenta (VAN LUTTERVELT et al., 1998).	26
2.7	Estrutura do eixo de movimentação (YEUNG, 2006).	27
2.8	Modelos de atrito (KARA; EKER, 2004).	30
2.9	Modelo do eixo de movimentação com medição e quantização do sinal (YEUNG, 2006).	31
2.10	Modelo do eixo de movimentação incluindo a Força de Corte (EBRAHIMI; WHALLEY, 2000).	32
2.11	Modelo do eixo de movimentação parte elétrica, mecânica e da carga (SUSANU et al., 2005).	33
2.12	Estrutura do Sistema de Controle (EKORMAZ e ALTINTAS, 2001).	40
3.1	Máquina-ferramenta CNC como Sistema Mecatrônico	49
3.2	Proposta do modelo dinâmico para dispositivo máquina Ferramenta CNC.	52
3.3	Estrutura do Eixo de Movimentação (LIMA, 2004).	53
3.4	Estrutura para a modelagem dinâmica da máquina CNC.	55
3.5	Representação de Forças e Torques para a modelagem dinâmica do Eixo X.	56
3.6	Função de <i>Stribeck</i> de Atritos em superfícies de contato (YEUNG et al., 2006).	64
3.7	Níveis de atrito segundo o sistema de lubrificação da máquina (ARMSTRONG et al., 1994).	66
3.8	Efeito de Quantização do Sinal Conversão (D/A), (YEUNG, 2006).	70
3.9	Perturbação Aditiva Direta.	73
3.10	Sistema de Controle proposto para máquinas-ferramenta CNC.	76
3.11	Estrutura de Controle em Cascata para máquina CNC.	78
3.12	Estrutura de polinômios RST.	82
3.13	Estrutura em cascata com a síntese dos controladores RST.	83
3.14	Controle <i>feedforward</i> utilizando o modelo dinâmico inverso do sistema.	86
3.15	Controle <i>feedforward</i> através da dinâmica linear dos atritos.	88
3.16	Controle em <i>feedforward</i> utilizando o modelo do atrito não linear e do momento de inércia do sistema.	90
3.17	Princípio do controle preditivo (RODRIGUEZ, 2003; FREZZATTO, 2011).	92
3.18	Princípio do funcionamento do Controle Preditivo.	93
3.19	Estrutura do Modelo CARIMA (CASSEMIRO, 2006)	94
3.20	Regulador RST do controle GPC	98

3.21	Malha fechada com realimentação positiva (RODRIGUEZ, 2003).....	103
3.22	Estrutura modificada com o corretor inicial.	104
3.23	Corretor inicial com a estrutura da malha básica. (RODRIGUEZ, 2003).....	104
3.24	Regulador GPC com dois Graus de liberdade e a parametrização de Youla.	105
3.25	Sistema com incerteza aditiva direta.	106
3.26	Incerteza direta	106
4.1	Identificação para a máquina-ferramenta CNC.....	112
4.2	Componentes para identificação de máquinas-ferramenta CNC.....	114
4.3	Estratégia para identificação e estimação de parâmetros em máquinas CNC.....	116
4.4	Entradas de identificação no nível 2.....	129
4.5	Modelos de referência para o Nível 2.....	130
5.1	Dispositivo máquina-ferramenta CNC para teste. (LAIR, UNICAMP).	135
5.2	Motor DC + Acoplamentos + Encoder.....	136
5.3	Módulo de Simulação para o eixo de movimentação X.....	140
5.4	Módulo para a dinâmica de cada eixo de movimentação.....	140
5.5	Módulo de Sistema de Controle para cada eixo de movimentação.....	141
5.6	Velocidade do Eixo X com variação dos atritos.....	142
5.7	Saídas do Eixo X com variações do Atrito de Coulomb e Viscoso.	143
5.8	Erro de Velocidade no Eixo X com variações de entrada de tensão	144
5.9	Saídas do Eixo X com variações do Atrito de Coulomb e Viscoso.	145
5.10	Corrente do Eixo X com variações do Atrito de Coulomb e Viscoso.....	145
5.11	Erro de seguimento no Eixo X com variações do Atrito de Coulomb e Viscoso.	146
5.12	Saídas do Eixo X com variações do torque de perturbação.	148
5.13	Erro de Contorno para cada grau da trajetória circular. Eixo Y-X.....	149
5.14	Trajetoória e Erro de Contorno com variação de atrito de Coulomb.	150
5.15	Trajetoória e Erro de Contorno com variação de atrito Viscoso.	150
5.16	Trajetoória e Erro de Contorno com variação de Força de Corte.....	151
5.17	Variação do Momento de Inércia <i>Jej</i>	155
5.18	Respostas de velocidade com variação do momento de Inércia.....	156
5.19	Sistema I/V com controle (PI) de corrente.	159
5.20	Lugar das Raízes para W/I com o controle de corrente com os primeiros parâmetros de sintonia do controle PI de corrente	160
5.21	Sistema de W/I com controle de corrente com segundos parâmetros de sintonia no PI de corrente.	161
5.22	Máquina CNC com com atritos e controles PI internos	161
5.23	Controle de velocidade PI	162
5.24	Sistema CNC com atritos, utilizando a malha de controle de corrente e velocidade PI...	162
5.25	Sistema com controle Proporcional P a) Lugar de Raízes b) Diagrama de Bode	165
5.26	Máquina CNC com Controle Digital PI de corrente, velocidade e posição.	168
5.27	Resposta de posição com controladores PI de cascata e P de posição	169
5.28	Posição e Velocidade Controle P- <i>feedforward</i> com modelo dinâmico inverso	173
5.29	Corrente e Erro de Posição Controle P- <i>feedforward</i> com modelo dinâmico inverso	174
5.30	Corrente e Posição Controle P- <i>feedforward</i> com modelo dinâmico inverso e Saturador de corrente.	174

5.31	Erro de Seguimento Controle P- <i>feedforward</i> com modelo inverso e saturação de corrente e Controle (P)	175
5.32	Erro de seguimento com controle P- <i>feedforward</i> e P utilizando modelo inverso.....	174
5.33	Erro de Seguimento com controle P- <i>feedforward</i> com modelo inverso Δ Momento de Inércia.	176
5.34	Controle P- <i>feedforward</i> com o modelo de atrito linearizado	177
5.35	Controle P- <i>Feedforward</i> com Modelo não linear de Atrito + Momento de Inércia.	179
5.36	Erros de Posição Controle em P- <i>feedforward</i> com modelo de atrito + Momento de Inércia	179
5.37	Resposta a uma entrada de tensão para saída de velocidade do Eixo X.....	181
5.38	Posição e Corrente para o eixo X com GPC.....	182
5.39	Controle GPC1 para o eixo X.....	184
5.40	Controle GPC1 para o eixo X Corrente com Atritos.....	185
5.41	Controle GPC1 para o eixo X, Corrente sem Atritos $N_2=25$ $\lambda =1.5$	185
5.42	Controle GPC2 saída de Posição $N_2=40$ e $\lambda =0,1-1-16$	186
5.43	Sistema com controle GPC2 $N_2=40$ e $\lambda =0.1-1-16$	187
5.44	Controle GPC2 $N_2=40$ e $\lambda =16$	187
5.45	Controle GPC com $N_2=50$ e $\lambda =10,20,30$	186
5.46	Controle GPC com $N_2=50$ e $\lambda =20$ com e sem atrito.....	189
5.47	Erro de contorno com GPC3 X-Y a) Sistema com atritos, b) Sistema sem atritos.	190
5.48	Posição e velocidade para eixo X com Controle GPC3 Ajustado.....	192
5.49	Corrente e Erro de posição para o eixo X com Controle GPC3 Ajustado.....	193
5.50	Erro de contorno com trajetória circular e Controle GPC3	194
5.51	Eixo X com controle GPC3 e ruído na medição de Variância 0.01	196
5.52	Erro de contorno X-Y com ruído de variância de 0.1 e 0.01.....	197
5.53	Trajetoária circular com presença de ruído e controladores GPC, GPC robusto e controle P	199
5.54	Erro de contorno em trajetória circular com controle GPC Robustificado	201
5.55	Posição do Eixo X	202
5.56	Velocidade do Eixo X.....	203
5.57	Corrente do Eixo X.....	204
5.58	Erro de Posição do Eixo X com GPC e Controladores Robustificados em presença de ruído	205
5.59	Controle GPC Robusto 3	207
5.60	Saídas do Eixo X com Controle GPC Robusto3	208
5.61	Erro de Posição do Eixo X com o Controle GPC Robusto3	209
5.62	Erro de contorno com GPC, GPCR1, GPCR2, GPCR3.	209
5.63	Erro de contorno com GPC, GPC1, GPC2, GPC3 e momento de inércia = $J_{ex} * 5$	210
5.64	Erro de Contorno com GPC2 e Variações de TCoulomb e TViscoso.....	211
5.65	Posição com Controle GPCR2 sem efeito de ruído.....	212
5.66	Erro de contorno- Controle GPCR2 sem efeito de ruído.....	212
5.67	Erro de contorno com variação de atrito de Coulomb*5.....	213
5.68	Erro de contorno com variação de atrito Viscoso*5.....	213

5.69	Erro de contorno X-Y com GPC, para variação do momento de inércia com ruído.....	214
5.70	Erro de contorno X-Y com GPC, para variação do momento de inércia com atrito sem ruído a) sem ruído b)com ruído	215
5.71	Erro de seguimento do eixo X para variação de momento de inércia e de ruído no sistema.	216
5.72	Erro de seguimento com GPCR1 e variação do momento de Inércia para $J=1- \text{kg.m}^2$	217
5.73	Erro de seguimento com GPCR3 e variação do momento de Inércia para $J=1-3 \text{ kg.m}^2$...	217
5.74	Erro de Seguimento com GPC e variação do Momento de Inércia $J=1-2 \text{ kg.m}^2$ com variação da potencia Ruído= 6.10^9	218
5.75	Erro de Seguimento com GPC, GPCR1, GPCR3 e Variação do Momento de Inércia $J=1-1.2 \text{ kg.m}^2$, com Potência de ruído = 6.10^9	219
5.76	Erro de seguimento Controle em <i>P-feedforward</i> utilizando o modelo inverso e saturação de corrente e GPC Robusto 3	220
5.77	Erro de seguimento com <i>P- Feedforward</i> com modelo inverso e saturação de corrente e GPCR3.....	221
5.78	Sistema com controle <i>Feedforward</i> com modelo inverso e saturação de corrente Δ momento de inércia.	221
5.79	Erro de contorno	222
5.80	Controle GPC- <i>feedforward</i> (Modelo de atrito + momento de inércia)	223
5.81	Erro de contorno Controle GPC- <i>feedforward</i> (Modelo de atrito + Momento de inércia)	223
6.1	Máquina-ferramenta CNC (FREZZATTO, 2011).....	229
6.2	Eixos de Movimentação X-Y-Z.	229
6.3	Estrutura do Sistema de Controle de Movimento no ambiente de <i>National Instruments</i> (NATIONAL INSTRUMENTS, 2013).....	230
6.4	Programa inicial para conr eixos de movimentação X, Y, Z com funções de <i>Motion e LABVIEW</i> (NATIONAL INSTRUMENTS, 2013)	231
6.5	<i>Software</i> de <i>National Instruments- Measurement & Automation</i> , para conr o sistema de acionamento e controle de cada eixo de movimentação.....	231
6.6	Metodologia para Identificação da Máquina-Ferramenta CNC.	233
6.7	Velocidades do Motor CC.	240
6.8	Velocidade do motor CC para entradas de tensão. (Modelo e Real).....	241
6.9	Velocidade Vs Tensão Motor e Motor + Acoplamentos.....	244
6.10	Erro de Velocidade Motor e Motor e Acoplamentos no sentido horário e anti-horário....	245
6.11	Erro de Velocidade Motor e Acoplamentos com parâmetros estimados.....	245
6.12	Resposta de Velocidade Motor e Acoplamentos (Modelo e Sistema Real).	246
6.13	Erro de Velocidade Motor e Acoplamentos utilizando modelo de referência com efeito de Atritos.	248
6.14	Velocidade do sistema Motor e Acoplamentos com Modelo de referência com atritos (Modelo e Sistema Real)	249
6.15	Velocidade do motor e acomplamentos comparado com o eixo completo de movimentação.....	250
6.16	Velocidade do acionamento e do eixo da máquina	251
6.17	Velocidade da máquina Real e filtragem na medição	252
6.18	Velocidade do acionamento e do eixo completo	253
6.19	Medição de Velocidade da máquina em direção horária e anti-horária	254

6.20	Erro Quadrático Médio da velocidade medida e da simulada com os parâmetros estimados	255
6.21	Velocidade Estimada e Real da máquina	256
6.22	Trajectoria de Entrada em posição para estimação em malha fechada.	258
6.23	Posição para trajetória linear com diferentes modelos no Eixo X.....	263
6.24	Trajectoria linear para testes dos Controladores.	265
6.25	Trajectoria Circular para testes dos Controladores.	266
6.26	Posição medida para uma trajetória Linear do Eixo X e PID1.....	267
6.27	Posição medida para uma trajetória Linear do Eixo Y e PID1.....	268
6.28	Medição da Posição Real da trajetória Linear para o Eixo Z com PID1.....	269
6.29	Trajectoria circular para os Eixos X-Y e Erro de contorno.....	274
6.30	Resposta dos PIDs para baixa velocidade do Eixo Y.....	276
6.31	Resposta dos PIDs para Alta Velocidade do Eixo Y.....	277
6.32	Velocidade do Eixo Z com PIDs em baixa velocidade e posição baixa	278
6.33	Velocidade do Eixo Z com PIDs em alta velocidade e alta posição.	278
6.34	Erro de Contorno para trajetória Circular de X-Y teste de PIDs.....	280
6.36	Erro de contorno X-Y	282
6.37	Erro de contorno X-Y a)PID A, b)PID B	284
6.38	Erro de contorno Z-Y em baixa velocidade.....	285
6.39	Erro de contorno Z-Y em Alta velocidade de 15000.....	286
6.40	Erro de contorno Z-Y em Alta velocidade.	289
6.41	Trajectoria Circular Z-Y em Alta-Alta velocidade.....	289

Lista de Tabelas

3.1	Características do modelo dinâmico para dispositivos máquina-ferramenta CNC	54
4.1	Modelos de referência para estimação do Nível 1.....	120
4.2	Parâmetros estimados no Nível 1.	122
4.3	Modelos de referência para estimação do Nível 2.....	130
4.4	Resumo das características do processo de Identificação e Estimação de Parâmetros para Máquinas-Ferramenta CNC.....	132
5.1	Parâmetros do Sistema de Acionamento Motores CC. (ELECTROCRAFT CORPORATION, 1972).	136
5.2	Parâmetros do Sistema de Medição, Supervisão e Controle.	137
5.3	Parâmetros da máquina-ferramenta CNC obtidos a partir do sistema experimental.....	138
5.4	Resultados da influência de atritos e força de corte.	152
5.5	Resumo da análise da influência dos atritos no sistema.....	153
5.6	Parâmetros dos controladores em cascata para posição, velocidade e corrente.	166
5.7	Parâmetros de Controle PID de posição do Eixo X.	170
5.8	Parâmetros de Controle PID de posição do Eixo Y.	171
5.9	Parâmetros de Controle PID de posição do Eixo Z.	171
5.10	Parâmetros para a função de transferência reduzida do eixo X.....	181
5.11	Parâmetros do GPC para Eixo X.....	183
5.12	Parâmetros do Controle GPC3 para Eixo X.	190
5.13	Parâmetros do Controle GPC3 ajustado para Eixo X.....	191
5.14	Resumo da análise dos controladores em Feedforward e do GPC3.....	194
5.15	Cálculos de ruído para o encoder linear do Eixo X.....	195
5.16	Parâmetros para robustificação do GPC 3 no Eixo X-Y.	198
5.17	Resultados da robustificação do GPC 3 no Eixo X.....	198
5.18	Parâmetros para robustificação a ruído na medição e parâmetros incertos Eixo X.	200
5.19	Parâmetros para sintonizar os controle GPC robusto 3 dos Eixos X-Y.	206
5.20	Valores de sintonia do controlador e parâmetro de Youla GPC Robusto 3.	206
5.21	Erro de Contorno para variações do momento de Inércia	210
5.22	Erro MSE de Contorno para variação de ruído e atrito no sistema com o GPC.	214
5.23	Erro de contorno MSE para variação de momento de inércia, com Potencia de ruído de 1.10^{-9}	219
5.24	Resumo comparativo dos controladores para Erro de Seguimento.....	224
5.25	Resumo comparativo dos controladores para Erro de Contorno.....	224
5.26	Resumo da análise dos controladores GPCR3 e <i>Feedforward</i>	225
6.1	Características do Processo de Identificação da Máquina-Ferramenta CNC.....	238
6.2	Valores limite para estimação dos parâmetros dos motores DC	239
6.3	Valores estatísticos dos parâmetros obtidos pelos motores CC do Eixo X-Y.....	240
6.4	Comparação dos valores teóricos e estimados	242
6.5	Valores estatísticos dos parâmetros motor CC e Acoplamentos do Eixo X-Y	243

6.6	Parâmetros Estatísticos dos parâmetros estimados do Sistema Motor + Acoplamentos Modelo de referência com efeito de Atritos.....	247
6.7	Parâmetros do Motor e acoplamentos do Eixo X-Y com modelo de atritos	248
6.8	Parâmetros do Sistema Motor e Acoplamentos Eixo X-Y	249
6.9	Resultados dos Parâmetros de Variação Inercial e Efeito Viscoso dos Eixos.....	254
6.10	Resultados estadísticos dos Parâmetros dos Atritos e de Perturbação dos eixos	255
6.11	Características da entrada de trajetória para estimação de parâmetros em malha fechada	258
6.12	Parâmetros Estimados do Eixo X, com o efeito dos atritos.....	259
6.13	Estimações do Ganho K_{measured} e G_{convert}	259
6.14	MSE de posição com os parâmetros estimados em malha fechada com o modelo de quantização e medição.....	260
6.15	Parâmetros estimados dos Eixos Y-Z com modelo de atritos e sistema de Quantização e medição.....	260
6.16	Estimações do Ganho K_{measured} , G_{convert} , com controladores de velocidade e corrente	261
6.17	MSE de posição com os parâmetros estimados em malha fechada com o modelo de corrente e velocidade	261
6.18	MSE de Posição para trajetória linear, Eixo X.....	263
6.19	Parâmetros de configuração para trajetória linear	264
6.20	Parâmetros de configuração para a trajetória Circular	265
6.21	Erro de Seguimento em trajetória Linear utilizando controle PID1.....	266
6.22	Erro de Contorno em trajetória Circular com PID1. Eixos X-Y.	271
6.23	Erro de Seguimento em trajetória Linear do Eixo Y com diferentes PIDs	277
6.24	Erro de Seguimento em trajetória Linear do Eixo Z	279
6.25	Erro de contorno com diferentes PIDs do Eixo X.....	281
6.26	Erro de Contorno em trajetória Circular com PIDB. Eixos X-Y.....	282
6.27	Erro de Contorno Trajetória Circular com PID7 no eixo Y e vários PIDs no eixo Z	284
6.28	PIDs do Eixo Z	287
6.29	Erro de Contorno em trajetória Circular com PID7 no eixo Y e PIDs no Eixo Z.....	287
6.30	Resumo das características dos controladores escolhidos de melhor desempenho nos eixos X,YZ Trajetoria LINEAR	290

Lista de Abreviaturas e Siglas

Letras Latinas

B – Coeficiente viscoso do sistema	[N·s/m]
d_p – Diâmetro do fuso	[m]
h_p – Deslocamento por volta do fuso	[m/rev]
i(t) – Corrente gerada no motor	[A]
J_I – Inércia do fuso esférico refletido no eixo do motor	[kg·m ²]
J_m – Inércia do motor	[kg·m ²]
J_{tw} – Inércia refletida no motor devido à mesa e à peça de trabalho	[kg·m ²]
J_C – Inércia dos acoplamentos	[kg·m ²]
J_{ej} – Momento de Inércia total do eixo de movimentação	[kg·m ²]
ke – Constante de força contra eletromotriz	[V/(rad/s)]
K_{ff} – Lei de controle em <i>feedforward</i>	
kt – Constante de torque do motor	[Nm/A]
L_a – Indutância de armadura do motor CC	[H]
m_I – Massa do fuso esférico	[kg]
m_t – Massa da mesa	[kg]
m_w – Valor máximo da massa da peça sobre a mesa	[kg]
N1 – Mínimo horizonte de predição	
Nu – Horizonte de predição sobre o controle	
N2 – Máximo horizonte de predição	
Ra – Resistência de armadura do motor CC	[Ω]
V(t) – Tensão aplicada aos terminais do motor	[V]

.....

Letras Gregas

α_r – ângulo de inclinação da ferramenta

$\Delta(\mathbf{q}^{-1})$ - Operador diferença

$\Delta\psi_x$ – variação da distância de movimento linear da mesa [m]

$\Delta\gamma_x$ – variação do momento de inércia total no eixo X [kg·m²]

β_a – ângulo de atrito entre a ferramenta e a peça de trabalho

λ – Fator de ponderação sobre os incrementos do sinal de controle

σ^2 –variância do ruído na medição

$\Phi_j^{\pm}(\omega)$ – Função signo para modelo de atrito de Coulomb

$\omega(t)$ – Velocidade angular do motor [rad/s]

τ – Torque [Nm]

τ_r – Torque resistente devido a perdas [Nm]

τ_s – Tensão de cisalhamento no processo de corte

ϕ_c – ângulo de cisalhamento

.....

Abreviações

A/D– Conversor analógico-digital

D/A– Conversor digital-analógico

Siglas

CAD– Computer-Aided Design

CAM – Computer Aided Manufacturing

CC–Corrente Contínua

CCC–Cross Coupling Controller

CNC–Computer Numerical Control

CSP– Communication Sequential Process

FPGA– Field-Programmable Gate Array

GPC–Generalized Predictive Control

ISO– International Organization for Standardization

MIMO– Múltiplas Entradas – Múltiplas Saídas

MITF– Modified Inverse Transfer Function

NURBS– Non-Uniform Rational B-Splines

OAC– Open Architecture Control

PID– Proporcional-Integral-Derivativo

PWM– Pulse Width Modulation

RST– Estrutura polinomial empregada na síntese de controladores a tempo discreto

VHDL– VHSIC *Hardware* Description Language

ZPTEC–Zero Phase Error Tracking Controller

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Contexto da pesquisa	2
1.2	Formulação do problema	3
1.3	Proposta da pesquisa.....	5
1.4	Justificativa	8
1.5	Objetivos.....	9
1.6	Organização da Tese.....	10
2	REVISÃO DA LITERATURA EM DISPOSITIVOS MÁQUINAS-FERRAMENTA CNC	12
2.1	Conceito	12
2.1.1	Classificação	13
2.1.2	Tendências industriais.....	14
2.1.3	Estrutura de um dispositivo	15
2.1.4	Influência das velocidades de trabalho	16
2.1.5	Níveis de Precisão.....	16
2.1.6	Erros de trajetória.....	17
2.2	Sistemas de Acionamento e Controle	20
2.2.1	Mecanismos e atuadores para alta velocidade	20
2.2.2	Gerador de Trajetórias	21
2.3	Modelagem Dinâmica.....	24
2.3.1	Contexto da modelagem nos processos de usinagem	25
2.3.2	Trabalhos em Modelagem Dinâmica.....	26
2.4	Identificação e Estimação de Parâmetros	34
2.5	Sistemas de Controle com Arquitetura Aberta	36
2.6	Trabalhos em Sistemas de Controle.....	37
2.7	Sistemas Embarcados de controle.....	44
2.8	Máquinas Virtuais para simulação.....	45
2.9	Conclusões	46
3	MODELAGEM DINÂMICA E SISTEMA DE CONTROLE	48
3.1	Características gerais do sistema	49
3.2	Modelo Cinemático.....	50

3.3	Proposta da Modelagem Dinâmica	51
3.4	Modelo Dinâmico	55
3.4.1	Variação Inercial do Sistema	57
3.4.2	Torque Estático	59
3.4.3	Torque Dinâmico	61
3.4.4	Dinâmica dos atritos	62
3.4.5	Dinâmica do processo de Corte	68
3.4.6	Modelo das Perturbações	69
3.4.7	Sistema de Medição, Potência e Quantização	70
3.4.8	Modelo de acoplamento entre os eixos de movimento.....	72
3.4.9	Modelo do ruído no sensor de medição da posição	73
3.4.10	Considerações do Modelo dinâmico.....	74
3.5	Proposta do Sistema de Controle	75
3.5.1	Controle central: estrutura tipo cascata.....	77
3.5.2	Projeto de controladores PID	80
3.5.3	Estrutura de Controle na forma RST	82
3.5.4	Síntese do controle PID em polinômios RST	83
3.5.5	Discussão do projeto de controladores PID	84
3.6	Controladores <i>feedforward</i>	85
3.6.1	Controlador baseado no modelo dinâmico	86
3.6.2	Controlador baseado na dinâmica dos atritos	87
3.6.3	Controlador utilizando o modelo de atrito e momento de inércia	89
3.7	Controle Preditivo Generalizado (GPC).....	91
3.7.1	Modelo para a Lei de Controle Preditivo.....	93
3.7.2	Estrutura do preditor ótimo.....	94
3.7.3	Crítério de Função de Custo	95
3.7.4	Corretor polinomial tipo RST para o controlador GPC	97
3.7.5	Função de transferência de malha fechada	99
3.7.6	Parâmetros de sintonia para o controlador GPC	100
3.8	Controle GPC Robusto	102
3.8.1	Definições e propriedades do Parâmetro de Youla.....	102
3.8.2	Especificações em Frequência	106
3.8.3	Especificações Temporais.....	107

3.8.4	Robustez do GPC para rejeição de ruído na medição.....	108
3.9	Conclusões	109
4	IDENTIFICAÇÃO E ESTIMAÇÃO DE PARAMETROS.....	111
4.1	Características do processo de identificação	111
4.2	Proposta da Estratégia utilizada para Estimação de Parâmetros.....	115
4.3	Nível 1: Estimação em malha aberta	117
4.3.1	Entrada de Identificação e Tempo de Amostragem.....	118
4.3.2	Modelos de referência e parâmetros de estimação	119
4.3.3	Método de Otimização e Critério a minimizar	122
4.3.4	Parâmetros de saída e restrições de delimitação do problema de otimização	127
4.4	Nível 2: Estimação com o Sistema de Controle de Posição	127
4.4.1	Entrada de Identificação	128
4.4.2	Modelos de referência.....	129
4.4.3	Caracterização do problema de otimização	130
4.5	Nível 3: Validação dos Modelos e Parâmetros	131
4.6	Conclusões	133
5	IMPLEMENTAÇÃO EM SIMULAÇÃO PARA O ESTUDO DO COMPORTAMENTO DINÂMICO E PROJETO DO SISTEMA DE CONTROLE	134
5.1	Máquina-Ferramenta CNC para implementação em simulação	135
5.2	Características do simulador.....	139
5.3	Estudo do efeito do torque de atrito não linear.....	142
5.4	Efeito do torque de perturbações	147
5.5	Análise do erro de contorno com variação dos atritos.....	148
5.6	Análise da máquina para o projeto dos controladores	153
5.6.1	Função de Transferência de Corrente/Tensão	154
5.6.2	Função de Transferência de Velocidade/Tensão	156
5.7	Projeto dos controladores PID em cascata.....	157
5.7.1	Projeto do Controlador de Corrente (PI).....	157
5.7.2	Projeto do controlador de Velocidade (PI)	162
5.7.3	Projeto do Controlador de posição (P).....	165
5.7.4	Controle Digital: Síntese dos controladores em polinômios RST	166
5.7.5	Erro de contorno com controladores PID em cascata.....	169
5.7.6	Controladores PID para posição	169
5.8	Controle em <i>feedforward</i>	172

5.8.1	Controle <i>feedforward</i> com o modelo do sistema inverso e dos atritos	172
5.8.2	Controle <i>feedforward</i> com o modelo de Atrito linearizado	176
5.8.3	Controle <i>feedforward</i> com o modelo de atrito não linear e Momento de Inércia.....	178
5.9	Controle Preditivo Generalizado (GPC)	180
5.9.1	Análise do modelo dinâmico reduzido	180
5.9.2	Projeto de Controle (GPC).....	182
5.9.3	GPC Inicial (GPC1)	183
5.9.4	Variações de parâmetro N_2 e λ no GPC	186
5.9.5	GPC de melhor desempenho.....	189
5.10	Análise de Ruído de medição	195
5.10.1	Eixos de movimentação com ruído e controlador GPC.....	195
5.11	Controle GPC Robusto (GPCR)	197
5.11.1	GPCR para rejeição de ruído na medição	197
5.11.2	GPCR para rejeição de ruído na medição e parâmetros incertos.....	199
5.11.3	GPC robustificado (GPCR3)	205
5.12	Variação do Momento de Inércia, Atritos e Ruído	210
5.12.1	Variação do Momento de Inércia.....	210
5.12.2	Variação dos efeitos de Atrito	211
5.12.3	Variação do Momento de Inércia e comparação com o ruído	214
5.12.4	Variação do Ruído e dos Atritos.....	214
5.13	Controle GPCR3 e Controle <i>P-feedforward</i>	220
5.14	Resultados Comparativos dos controladores	223
5.15	Conclusões	225
6	IMPLEMENTAÇÃO EXPERIMENTAL	228
6.1	Máquina-Ferramenta CNC para teste e validação das estratégias	229
6.2	Etapa 1: Estratégia de Identificação e Estimação de Parâmetros	232
6.2.1	Metodologia para o processo de Identificação e Estimação de parâmetros	233
6.2.2	Desenvolvimento experimental da identificação: Nível 1	237
6.2.3	Nível 2: Identificação com controle de realimentação	257
6.2.4	Nível 3 : Validação dos modelos e parâmetros estimados.....	262
6.3	Etapa2: Validação experimental do sistema de controle	264
6.3.1	Trajetória linear com o PID de configuração inicial (PID1)	266
6.3.2	Trajetória Circular com PID de configuração inicial (PID1)	270

6.3.3	Controladores PID projetados.....	275
6.3.4	Resultados dos controladores PIDs para trajetória Linear.....	275
6.3.5	Resultados dos controladores PIDs para trajetória Circular	279
6.4	Conclusões	291
7	CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS FUTURAS	293
7.1	Conclusões da tese.....	293
7.2	Contribuições do trabalho.....	295
7.3	Perspectivas Futuras	296
	Referências	297
	APÊNDICE A – Parâmetros Finais da máquina CNC e modelos dinâmicos reduzidos.....	305
	APÊNDICE B – Respostas da dinâmica dos eixos e controladores.....	309
	APÊNDICE C – Publicações.....	317

1 INTRODUÇÃO

Os dispositivos Máquinas-Ferramenta CNC (Controle Numérico Computadorizado) são complexos Sistemas Mecatrônicos (ALTINTAS et al., 2005; HUO et al., 2010,) que permitem a produção de peças com alta precisão, melhor uso dos recursos e altas velocidades. A capacidade e eficiência destas máquinas são determinadas pelo sistema mecânico, elétrico de potência, eletrônico, controle e o tipo de processo de usinagem. Utilizam-se as máquinas para a fabricação de diversos tipos de peças com diferentes ferramentas, a fim de realizar tarefas de confecção ou acabamento. As máquinas possuem um sistema CNC para o controle e programação das trajetórias de movimento de cada peça de usinagem obedecendo aos requisitos da produção (YOUNKIN, 2008; ALTINTAS, 2000).

As novas demandas da indústria são orientadas em obter maior produtividade com arquiteturas de controle flexíveis, oferecendo capacidade de reconfiguração e otimização, garantindo assim robustez nos sistemas de produção (NEUGEBAUER et al., 2007). Adicionalmente, é percebida a necessidade de equipamentos para processos de manufatura com sistemas de alta tecnologia, caracterizados por sua automatização, eficiência, precisão, conservação de energia e do médio ambiente (ZHANG, 2010).

Maiores níveis de precisão são foco principal de estudo em máquinas-ferramenta (ERKORKMAZ et al., 2001), já que visam melhorar a qualidade dos produtos e otimizar os recursos, obtendo sistemas mais rápidos e de alto desempenho. O desenvolvimento de máquinas com precisão de movimentos significa a melhoria da qualidade nas operações de usinagem e no produto final (DU et al., 2010).

1.1 Contexto da pesquisa

Atualmente, o mercado de dispositivos CNC, no contexto mundial, vem crescendo com uma alta demanda industrial (CECIMO, 2012). Estes dispositivos constituem cerca de 70% das máquinas da produção operativa na indústria mundial (YOUSSEF; EL-HOFY, 2008). O alto crescimento e mudanças presentes na produção exigem a necessidade de novas tecnologias em dispositivos CNC com alto desempenho, representando assim uma busca contínua no desenvolvimento de tecnologias e pesquisa, conseguindo-se maiores índices de produtividade, que ajudam na economia dos países, e consequentemente representam um importante avanço tecnológico e científico.

Tendências tecnológicas para melhorar o desempenho destas máquinas orientam-se no desenvolvimento de tecnologias para alta e ultra precisão em sistemas com poucos eixos de movimentação, assim como em grandes centros de usinagem multifuncional (MORIWAKI, 2006). Para esse fim, são desenvolvidos trabalhos em otimização de alta velocidade para controladores com arquiteturas abertas e flexíveis, máquinas como sistemas de manufatura reconfiguráveis, com modularidade e funções de processamento programadas segundo os requisitos da produção (PADAYACHEE; BRIGHT, 2012). Também, sistemas mecatrônicos com tecnologia de sistemas embarcados e otimização de energia nos processos de corte e movimento.

Uma das problemáticas mais relevantes nas máquinas-ferramenta CNC é a diminuição da precisão em altas velocidades, afetando o desempenho destas, e aumentando os erros de contorno e de seguimento durante o movimento de trajetórias contínuas (POO et al., 1972). Essa problemática afeta diretamente os tempos de resposta da usinagem, alterando consequentemente a produtividade e qualidade dos produtos.

A perda de precisão é originada por múltiplas causas, como deficiência no sistema de controle, desgaste ou defeitos na estrutura mecânica e problemas no sistema elétrico e eletrônico, quando as máquinas realizam tarefas de usinagem em alta velocidade. As operações de usinagem de peças com dispositivos CNC utilizam movimentos e trajetórias programados segundo os

requerimentos do usuário, cuja implicação nos limites em velocidade é fundamental. No entanto, às vezes, esse incremento minimiza a qualidade na precisão, afetando a estabilidade e robustez do sistema.

Outra causa da perda de precisão são os diferentes tipos de erros produzidos no processo de usinagem conforme Neugebauer et al. (2007). Os principais erros são de tipo: térmico, de transferência, oscilações naturais da máquina, acionamento nos eixos de movimentação, deformação elástica e forças de inércia. Segundo Poo et al. (1972) os erros são associados às constantes de tempo, técnicas aplicadas da modelagem e magnitude dos parâmetros do sistema de controle.

Em termos da parte mecânica da máquina CNC o grau de precisão da peça final é afetado pela deformação e deflexão da estrutura, a qual deverá manter-se dentro dos limites específicos do sistema. A avaliação do comportamento da estrutura é obtida a partir de suas características estáticas e dinâmicas (YOUSSEF; EL-HOFI, 2008). Adicionalmente a parte mecânica da máquina pode apresentar problemas térmicos, de estabilidade estrutural, desgaste dos componentes, atritos, folgas e vibrações.

Alguns dos sistemas de controle das máquinas CNC estão restritos aos comandos de controle programados no começo de sua operação, com possibilidade limitada para melhorar seu desempenho em termos de reduzir os tempos de resposta, incrementar sua velocidade, aumentar a robustez às perturbações e otimizar a energia utilizada. Isso se deve em parte, a suas estruturas de controle fechadas, pouco flexíveis, e que não possuem a possibilidade de um ajuste das estratégias e dos parâmetros de controle.

1.2 Formulação do problema

Dada a busca por máquinas-ferramenta CNC com alto desempenho, este trabalho de pesquisa esta focado em como melhorar o comportamento dinâmico destas máquinas, em termos

de aumentar seu desempenho em diferentes velocidades, diminuindo o erro nas trajetórias, garantindo assim robustez e estabilidade no sistema de controle.

Várias propostas apresentadas nos trabalhos de Erkorkmaz e Altintas (2001); Kamalzadeh et al. (2007); Van den Braembussche et al., (1996); Ramesh et al. (2005), Papadopoulos e Chasparis (2002); e Xi et al., (2010) visam melhorar o desempenho dos dispositivos CNC, projetando sistemas de controle baseados em estratégias robustas ou adaptativas, as quais possuem maior possibilidade para atingir altas velocidades e diversos graus de precisão. Contudo, é importante desenvolver sistemas de controle considerando a complexidade da dinâmica do sistema. Para isso, torna-se necessário utilizar novos modelos dinâmicos como mecanismos de predição e análise para solucionar os problemas em precisão ou velocidade (VAN LUTTERVELT et al., 1998), a fim de projetar sistemas de controle que efetivamente melhorem o desempenho do sistema.

Modelos dinâmicos para o sistema de acionamento em máquinas CNC são encontradas na literatura (ALTINTAS, 2000; YEUNG ET AL., 2006; ERKORKMAZ E ALTINTAS, 2001; KAMALZADEH ET AL., 2007; ERKORKMAZ E WONG, 2007; BIGRAS, 2009), com modelos lineares e invariantes no tempo; modelos em tempo variante; e modelos com não linearidades. A modelagem dinâmica com funções lineares fornece uma representação limitada do comportamento dinâmico. Nesse sentido, a dinâmica relacionada com as mudanças de movimento, as trajetórias com mudanças rápidas dos eixos em tempos curtos e velocidades altas, as variações nos processos de corte (ZORIKTUEV, 2008), as folgas, o desgaste dos elementos e os efeitos dos atritos nos mecanismos são modelados por funções não lineares (ARMSTRONG et al., 1994). Contudo, percebe-se a falta de um estudo de modelagem desde uma análise mais integral.

Adicionalmente, algumas das propostas dos sistemas de controle são baseadas em modelos básicos de acionamento, sem levar em consideração as características dos mecanismos e da estrutura da máquina, e ainda é difícil implementar controladores avançados nas máquinas CNC, devido a suas estruturas pouco flexíveis e fechadas. Assim, é detectada a falta de integrar uma análise mais completa da dinâmica da máquina com as leis de controle, projetando sistemas

de controle aberto e flexível, como são discutidos por Dumur (2010); Dumur et al. (2008), e Susanu (2005), com o objetivo de configurar novos controladores para melhorar o desempenho nestes sistemas de movimentação.

1.3 Proposta da pesquisa

A estrutura para máquinas-ferramenta CNC é apresentada na Figura 1.1. Esta estrutura é constituída pelo módulo CAD (Desenho Assistido por Computador), cujo objetivo é processar os requerimentos do usuário através de um ambiente computacional, disponibilizando os dados de contorno da peça a usinar para o gerador de trajetórias. O módulo de trajetórias utiliza algoritmos de interpolação, criando os perfis de movimento para cada eixo de movimentação. Esses perfis são as referências para os controladores. O sistema de controle inclui os modelos dinâmicos, o módulo de identificação de parâmetros e os sistemas de medição e controle. O módulo de otimização utiliza os perfis de trajetória e parâmetros da máquina para otimizá-los.

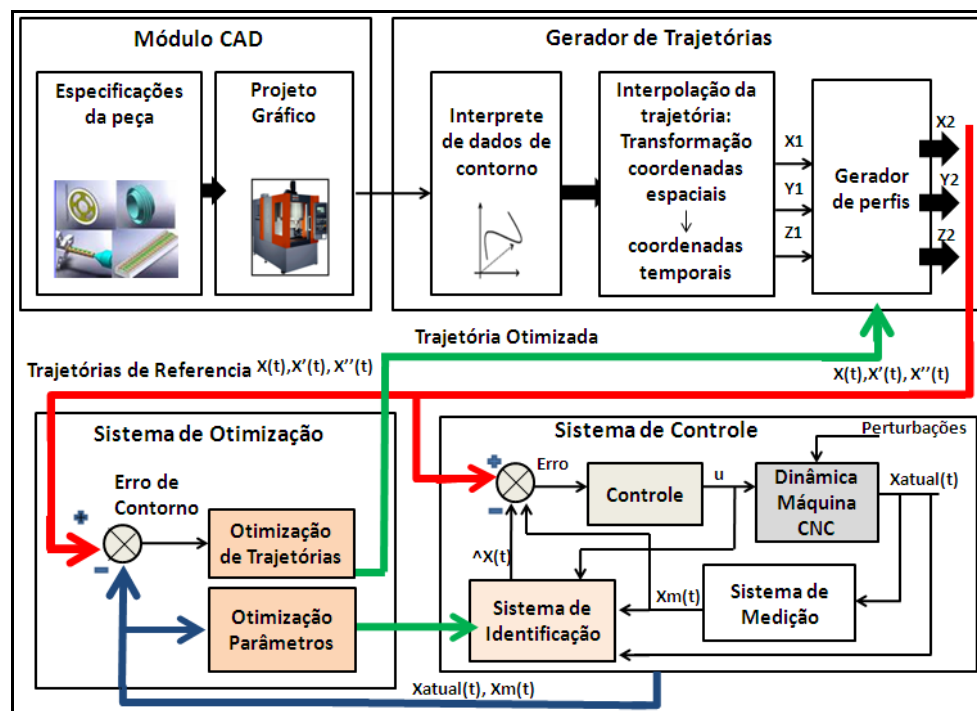


Figura 1.1: Estrutura geral das máquinas-ferramenta CNC.

A proposta deste trabalho é desenvolver um estudo do comportamento dinâmico das máquinas-ferramenta CNC, a fim de projetar um sistema de controle aberto e flexível, que permita a configuração de diferentes estratégias de controle, através de um modelo dinâmico mais completo destas máquinas. O modelo dinâmico é baseado nos modelos dos trabalhos realizados por Altintas (2000), Erkorkmaz e Altintas (2001) e Yeung et al. (2006) e acrescenta as dinâmicas de interligação dos eixos, a dinâmica da variação inercial, estudo dos atritos, perturbações e regulação interna de velocidade e corrente.

O sistema de controle está baseado nas estruturas definidas por Susanu (2008), Altintas (2000) e Koren (1983) com regulação em cascata e compensação de perturbações. Sua diferencia com as outras propostas na literatura são os níveis de diagnóstico e otimização. Estes níveis contribuem na estimação dos parâmetros, através de métodos de otimização e procura de trajetórias para melhorar o projeto das leis de controle, baseado no modelo dinâmico. Adicionalmente o desenvolvimento de um ambiente de máquina virtual (ERKORMAZ et al., 2006; SUSANU e DUMUR, 2004), a fim de simular o comportamento dinâmico e projetar novos sistemas de controle. A proposta desta tese é apresentada na Figura 1.2.

O estudo do comportamento dinâmico do sistema está baseado na modelagem dinâmica do dispositivo CNC, que consiste em um modelo tipo MIMO (Múltiplas Entradas – Múltiplas Saídas), não linear, invariante no tempo. Esse modelo é baseado no estudo dos torques estático, dinâmico e de perturbações. O torque dinâmico está constituído pelos componentes dos torques de atrito não linear, do torque primário de perturbação e do torque produzido no sistema de acionamento, com a influência do momento inercial dos componentes. O modelo de efeito de atrito é representado pelos modelos do atrito de Coulomb e Viscoso mediante a função de *Stribeck* (YEUNG, et al., 2006). As funções de perturbação estão direcionadas ao estudo de um modelo da força de corte, incluindo as propriedades físicas dos componentes mecânicos do sistema.

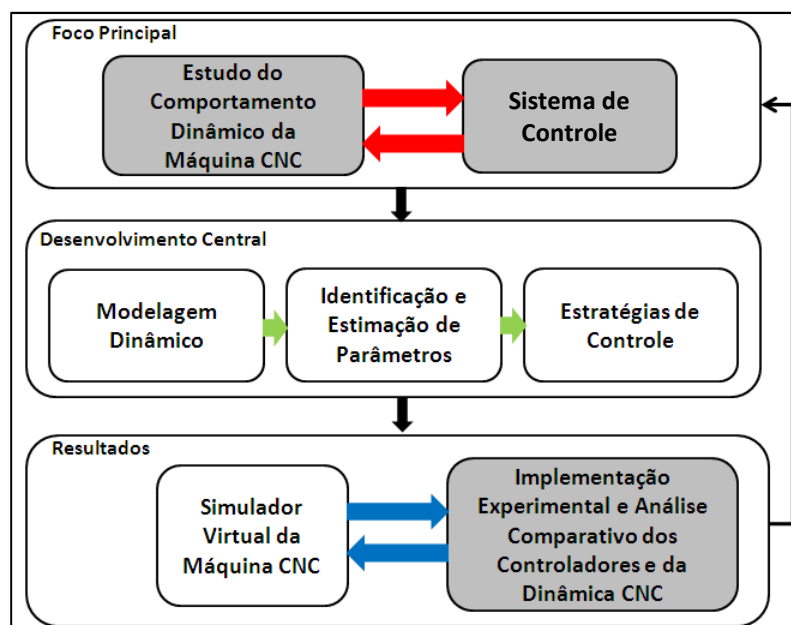


Figura 1.2: Proposta de tese para dispositivos CNC.

O modelo dinâmico é integrado em um modelo único da máquina, representada pelas *entradas*, que são as funções e parâmetros físicos dos mecanismos e da estrutura. O *modelo interno* é constituído pelos modelos de cada junta com o sistema de acionamento, funções não lineares de atrito, modelos do sistema de quantização e medição, sistema de potência, controladores internos para velocidade e corrente, efeito de acoplamentos entre as juntas e perturbações. As *saídas* do modelo são representadas na corrente, posição, velocidade, aceleração e torque de cada eixo de movimentação.

A proposta da Estratégia de Identificação é baseada na estimação de parâmetros por modelos de referência com métodos de otimização não linear. Essa estratégia está definida em três níveis. O primeiro nível é desenvolvido mediante uma estimação de parâmetros em malha aberta, com movimento independente das juntas. O segundo nível identifica os parâmetros incluindo a dinâmica de controle em malha fechada com a regulação de posição, corrente e velocidade. Finalmente, o terceiro nível é utilizado para validação dos modelos de referência e parâmetros estimados.

O Sistema de Controle proposto é constituído pelos seguintes níveis: gerador de movimentos, de controle, compensação, diagnóstico e otimização. O nível de gerador de movimentos possui o módulo de trajetórias, que constrói os perfis para cada eixo de movimentação. O nível de controle é projetado para regular os parâmetros dinâmicos da máquina, utilizando uma estrutura central em cascata e estratégias de controle (PID), controle preditivo generalizado (GPC) e controle robusto (GPCR) para controle da posição. O nível de compensação é configurado pelos controladores em *feedforward* através de modelos de atrito e variação inercial. O nível de diagnóstico e otimização incluem os módulos de identificação de parâmetros com os métodos de estimação não linear.

1.4 Justificativa

Este trabalho de doutoramento se insere dentro de um projeto de cooperação científica envolvido ao Laboratório de Automação Integrada e Robótica da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP com o Departamento de Controle e Automação de SUPELEC-França, desenvolvendo uma análise do comportamento dinâmico das máquinas-ferramenta CNC, com o objetivo de projetar um sistema de controle aberto, visando melhorar seu desempenho, no seguimento de trajetórias contínuas, e posterior validação em uma máquina-ferramenta CNC, disponível no laboratório da UNICAMP.

Este projeto contribui para a área de Sistemas Mecatrônicos, pelo impacto que possuem os sistemas de controle em máquinas-ferramenta CNC, propiciando arquiteturas com maior eficiência, robustez e flexibilidade para sistemas com precisão em usinagem de peças complexas. Além de proporcionar avanço tecnológico e perspectivas para novas áreas de pesquisa em sistemas de movimentação de alta velocidade e precisão.

1.5 Objetivos

O objetivo geral:

Propor um estudo do comportamento dinâmico para máquinas-ferramenta CNC com ênfase na implementação do sistema de controle, através da modelagem dinâmica e das estratégias de identificação de parâmetros, aplicando técnicas de controle preditivo e robusto para melhorar o desempenho das máquinas durante o seguimento de trajetórias em diferentes velocidades, e minimizar erros de seguimento e contorno.

Os objetivos específicos:

- 1 Desenvolver o modelo dinâmico para Máquinas-Ferramenta CNC, através da modelagem dos componentes do sistema de acionamento e controle, modelando os efeitos de atritos, variação inercial e funções de perturbações;
- 2 aplicar a estratégia de identificação proposta para estimação dos parâmetros da máquina, utilizando os modelos dinâmicos de referência através de métodos de otimização não linear;
- 3 desenvolver o sistema de controle, por meio de estratégias de controle clássico PID, preditivo GPC, preditivo Robusto por parâmetro de Youla (GPCR) e controle em *feedforward* para o seguimento de trajetórias e minimização do erro de contorno em alta velocidade;
- 4 realizar o estudo do comportamento dinâmico das máquinas-ferramenta, utilizando os modelos dinâmicos, os parâmetros estimados e o Sistema de Controle;
- 5 implementar a modelagem e o sistema de controle da máquina em um ambiente de simulação computacional para a aplicação do estudo dinâmico e do sistema de Controle;
- 6 realizar uma análise comparativa das diferentes estratégias de controle em termos de estabilidade, robustez, precisão e velocidade.

7 analisar os resultados das implementações e testes no sistema físico real.

Para o desenvolvimento do trabalho é utilizada a metodologia apresentada na Figura 1.3, constituída pelas etapas de pesquisa bibliográfica, desenvolvimento da proposta em modelagem dinâmica, identificação de parâmetros e sistema de controle, com validação experimental em dispositivo CNC existente no Laboratório de Automação e Robótica LAIR-UNICAMP, e posterior análise dinâmica e desenvolvimento do simulador. Finalmente é realizado um estudo comparativo dos controladores propostos, mostrando através da análise experimental a validade do estudo.

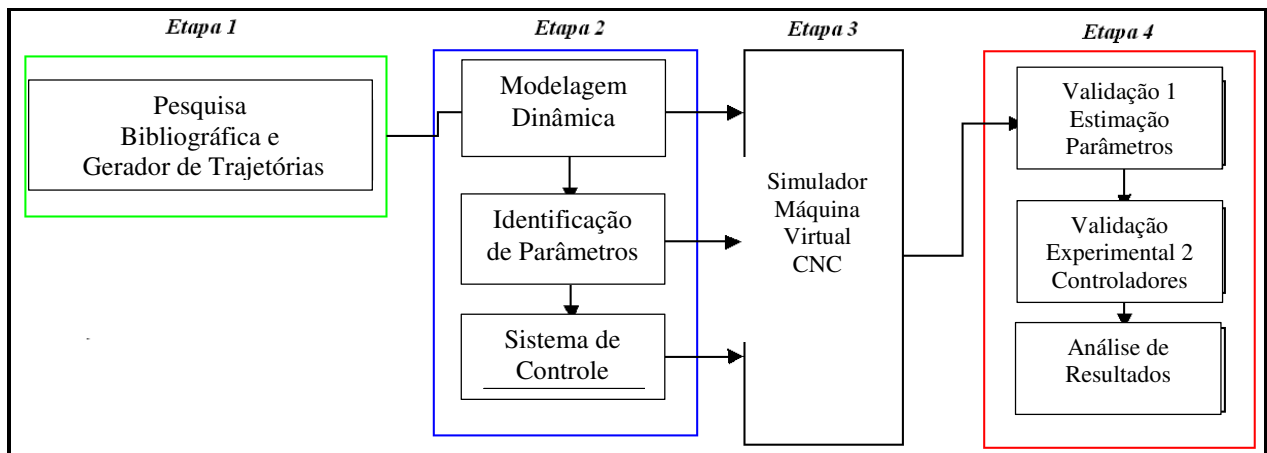


Figura 1.3: Metodologia para o desenvolvimento do trabalho.

1.6 Organização da Tese

Este trabalho de doutorando é apresentado através da metodologia proposta anteriormente a partir do desenvolvimento dos seguintes capítulos.

No Capítulo 2 é apresentada uma revisão da literatura que contem as informações e discussão sobre os trabalhos desenvolvidos na área de máquinas-ferramenta CNC, descrevendo o conceito, tipos e classificação destas máquinas, elementos de acionamento e controle, gerador de

trajetórias, modelagem dinâmica, identificação e estimação de parâmetros, sistemas de controle, sistemas embarcados e máquinas virtuais para simulação dos dispositivos CNC.

No Capítulo 3 é desenvolvida a proposta da modelagem que descreve as características dinâmicas da máquina-ferramenta CNC. Logo após, é apresentado o sistema de controle proposto, projetando os controladores tipo PID e *feedforward* para compensação de atritos e perturbações. Finalmente, são analisados os controladores preditivos GPC e GPC Robusto utilizando o parâmetro de Youla.

No Capítulo 4 é desenvolvida a estratégia de identificação e estimação de parâmetros, realizando o nível 1 da estimação independente das juntas, sem controle de posição. O nível 2 é a identificação feita com os controladores em realimentação. Finalmente o nível 3 é a validação dos modelos e parâmetros.

No Capítulo 5 é realizada a simulação do comportamento dinâmico e do projeto dos controladores da máquina CNC em estudo.

No Capítulo 6 são apresentados os principais resultados obtidos a partir da primeira validação experimental que corresponde à estratégia de identificação e estimação de parâmetros do modelo dinâmico, cujos resultados permitirão o projeto dos controladores. Uma segunda validação experimental que corresponde à implementação dos controladores PID no dispositivo CNC experimental.

No Capítulo 7 são discutidas as conclusões e perspectivas futuras.

Finalmente, são apresentados os Apêndices relacionados às simulações do modelo dinâmico e do sistema de controle.

2 REVISÃO DA LITERATURA EM DISPOSITIVOS MÁQUINAS-FERRAMENTA CNC

Neste capítulo são apresentados os principais conceitos sobre as máquinas-ferramenta CNC e os métodos de modelagem dinâmica, identificação de parâmetros e sistemas de controle. O capítulo é organizado nos seguintes temas:

- Estudo das características das máquinas CNC com definição dos conceitos, às estruturas das máquinas e a análise de velocidades e precisão requeridas nos processos de usinagem.
- Em seguida, é realizado o estudo dos elementos de acionamento e controle, com os mecanismos e atuadores para alta velocidade.
- Adicionalmente são analisadas as características do gerador de trajetórias para criação dos perfis de movimento.
- Finalmente é revisada a modelagem dinâmica; identificação e estimação de parâmetros, sistemas de controle de movimento, sistemas embarcados e máquinas virtuais.

2.1 Conceito

As máquinas-ferramenta CNC (Controle Numérico Computadorizado) são sistemas mecatrônicos que trabalham na produção de peças complexas com precisão, otimização dos recursos e altas velocidades, especialmente quando é associado a programas de CAD (Computer Aided Design)/CAM (*Computer Aided Manufacturing*). O dispositivo CNC é constituído através dos módulos: mecânico, elétrico, eletrônico, e de controle. As entradas do dispositivo CNC são os requerimentos do usuário programados em códigos de máquina, os quais são configurados através de uma lista de instruções e funções específicas, em concordância com as normas internacionais ISO1056 (*International Organization for Standardization*) (ALTINTAS, 2000). As instruções são utilizadas para os comandos de movimentação das juntas, fornecendo os perfis de posição, velocidade e aceleração, junto com as informações para manipulação da ferramenta.

O módulo de CNC realiza os procedimentos de conversão das instruções da máquina em sinais para o sistema de acionamento. Estes são sinais de potência em corrente ou tensão para os atuadores. A medição de velocidade e posição é feita através dos sensores que capturam os sinais para fornecer os dados ao sistema de controle. Os dados são processados pelo sistema de monitoramento e controle para regular os parâmetros e funcionamento da máquina.

2.1.1 Classificação

Existem diversos tipos de máquinas-ferramenta organizadas segundo as características de operação da usinagem, movimento de corte, avanço e volume de trabalho. Entre os tipos de operação da usinagem podem-se encontrar o torneamento longitudinal, vertical, furação, mandrilamento, retificação, lapidação, fresamento frontal e fresamento de topo. O movimento de corte e avanço são operações realizadas pela ferramenta ou peça de trabalho. O volume de trabalho é referido às características de comprimentos entre a peça e o espaço de trabalho (LIMA, 2004).

Algumas das máquinas-ferramenta que realizam diferentes tipos de operações mencionadas anteriormente são os seguintes: torno mecânico, tornos CNC, centros de torneamento, tornos verticais, fresadora, furadeira, aplanadora mecânica, máquinas de mandrilar e máquinas para acabamento fino, entre outros (YOUSEFF; EL-HOFY, 2008).

Segundo Youseff e El-Hofy (2008) as máquinas-ferramenta podem-se classificar pelo seu nível de precisão normal, alta ou muito alta, e pelo nível de especialização da máquina nas tarefas a executar como: propósito geral, específico ou limitado. As máquinas de precisão normal são utilizadas para tarefas de propósito geral, de alta precisão são utilizadas para produzir peças em altas tolerâncias e tem maior precisão em montagens, e as máquinas com precisão muito alta são as capacitadas para produzir partes específicas com elevado nível de precisão.

A classificação das máquinas-ferramenta de controle numérico CNC segundo Koren (1983) estão dadas pela estrutura de comando, segundo o tipo de usinagem, método de programação e comando de junta. Na estrutura de comando, encontram-se as máquinas-ferramenta de comando numérico baseado em *hardware* ou de comando através de computador.

Segundo o tipo de usinagem, as máquinas são de ponto a ponto (PTP) ou de perfil contínuo. Na usinagem de ponto a ponto, a peça é movimentada em relação ao sistema de coordenadas origem das máquinas, assim, a ferramenta é ativada para realizar uma tarefa específica e uma vez finaliza esta atividade, a peça pode ser movimentada a uma nova posição.

O método de programação da ferramenta pode ser de tipo incremental ou absoluto. A programação incremental é feita através da programação de movimentação dos eixos com incrementos dos comprimentos, a partir da posição anterior. Entretanto, a programação absoluta é referida desde a origem do sistema. A classificação segundo o tipo de controle de junta pode ser em malha de controle aberta ou em realimentação.

2.1.2 Tendências industriais

A produtividade das máquinas-ferramenta é medida pelo número de partes produzidas e sua qualidade no acabamento final. Alguns métodos para atingir melhores níveis de produtividade são: o incremento das velocidades da máquina e de seu sistema de alimentação, aumento da potência disponível, melhores níveis de automação e adaptação de novas técnicas de Controle Numérico (YOUSSEF; EL-HOFY, 2008).

De acordo com Koren (1983), a produtividade e a precisão são requeridas na indústria, no entanto, as duas podem ser contraditórias. Devido a isso, o equilíbrio entre estas características deve ser procurado no sistema. Para aumentar a produtividade, altas velocidades são necessárias, porém, essas podem induzir tensões térmicas, problemas em vibrações e desvios da ferramenta afetando a precisão.

O tempo total de usinagem pode ser reduzido em quatro níveis: tempo de usinagem reduzido pelo incremento na velocidade, tempos de movimentação da peça no momento de usinagem, tempo de carga e descarga de peças e tempo de troca da ferramenta. Outro aspecto importante que acarreta em um aumento do nível de produção é o tempo necessário para realizar consertos, reparações ou realizar operações de manutenção da máquina, o qual pode ser reduzido através de técnicas avançadas de diagnóstico.

2.1.3 Estrutura de um dispositivo

Existem várias estruturas de máquinas CNC, dentre delas, encontra-se a proposta mencionada por Altintas (2000) como uma estrutura constituída pelo **módulo mecânico** composto por: mesa de trabalho de cada junta, estrutura física da máquina, mecanismos como os rolamentos, parafuso, acoplamentos, guias de movimento e sistema da ferramenta. O **módulo elétrico e eletrônico** é constituído pelos: motores, sistema de potência, sensores, fontes de alimentação e acionamentos. O **módulo do sistema de controle** consiste em todos os elementos que realizam o controle das juntas da máquina como o computador, interface de controle e dispositivos de comunicação e supervisão. Na Figura 2.1 é apresentada a estrutura da máquina CNC.

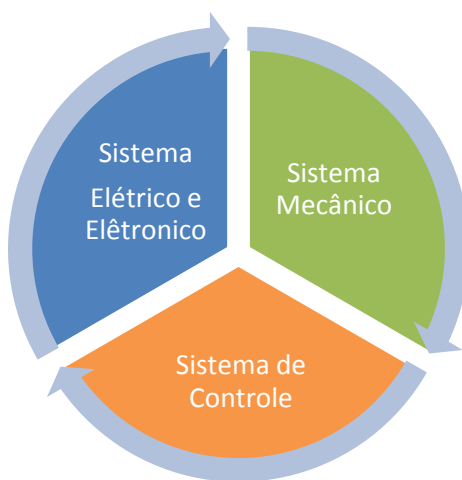


Figura 2.1: Componentes de um dispositivo Máquina-Ferramenta CNC.

2.1.4 Influência das velocidades de trabalho

Segundo a norma da ISO (*International Organization for Standardization*) /R229 e o DIN 804, as velocidades de usinagem das máquinas-ferramenta variam entre 100-1000 rpm na maior parte das aplicações industriais, dependendo da faixa de velocidades R_n . A norma DIN 323 define as faixas R_n segundo a aplicação para máquinas pouco utilizadas, com máquinas de grande número de velocidades, número de faixas de velocidades, máquinas furadeiras entre outras. Youssef e El-Holfy (2008) definem a faixa de velocidade como:

$$R_n = \frac{V_{\max}}{V_{\min}} \cdot \frac{d_{\max}}{d_{\min}} = R_v \cdot R_d \quad (2.1)$$

V_{\max} , V_{\min} = velocidade máxima, velocidade mínima, d_{\max} , d_{\min} = diâmetro máximo e mínimo da peça de trabalho, R_v = faixa de velocidade de corte, R_d = diâmetro. A faixa para tornos numéricos varia ao redor de $R_n=250$, para máquinas de fresamento em $R_n=50$, e para máquinas furadeiras em $R_n=10$. Outras formulações são concebidas por Diniz et al. (1999) focadas nas velocidades e características da ferramenta como cálculo da velocidade de corte, de avanço e de tempo de corte. Também as referências nos movimentos e relações geométricas na usinagem dos metais são esclarecidas na norma NBR 6162 (1989 *apud* DINIZ et al., 1999), da Associação Brasileira de Normas Técnicas.

2.1.5 Níveis de Precisão

As máquinas estão projetadas para manter a máxima produtividade com precisão, sem diminuir a qualidade das superfícies do trabalho final (YOUSSEF; EL-HOFY, 2008). A Figura 2.2 apresenta as tendências da precisão de usinagem na evolução do tempo e os tipos de máquinas utilizadas nos diferentes níveis de precisão.

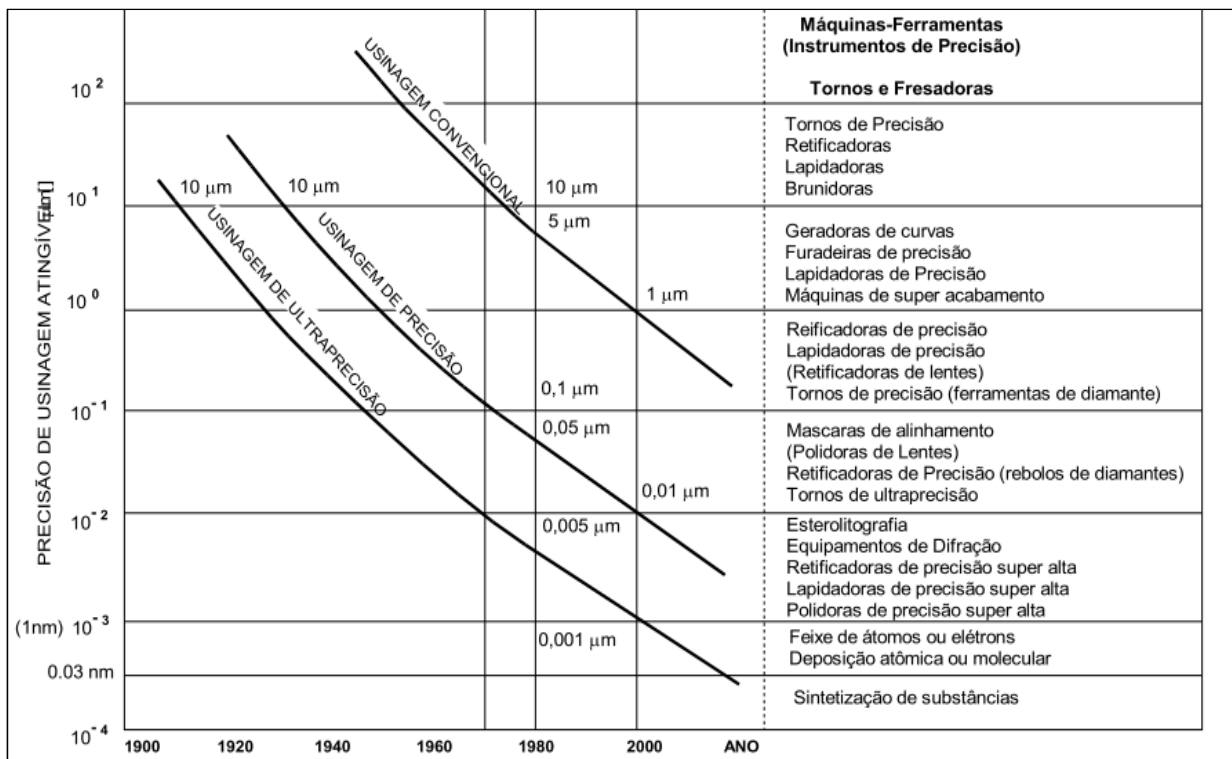


Figura 2.2: Evolução dos níveis de precisão para usinagem (LIMA, 2004).

Segundo o estudo realizado por Lima (2004) os processos de usinagem são projetados em três níveis como são a usinagem: convencional, de precisão e ultraprecisão. A tendência nos níveis de precisão é aumentar cada vez mais os requisitos do sistema entre micrômetros e nanômetros. Altintas (2000) reporta que a precisão de uma máquina-ferramenta CNC também é relacionada com o desempenho dos algoritmos de controle. Minimizando o erro de contorno, é possível obter uma resposta transitória suave, evitando trajetórias com oscilações durante as mudanças de velocidade. Tendências em ultraprecisão e micro-usinagem em máquinas CNC são evidenciadas nos trabalhos de Jayanti et al. (2012).

2.1.6 Erros de trajetória

Em máquinas CNC, o seguimento de trajetórias apresenta erros de contorno e de seguimento, os quais são definidos por Erkorkmaz e Altintas (2001) como o **erro de contorno**

que é o desvio ortogonal desde a trajetória desejada, o qual surge devido aos **erros de seguimento**, estes são a diferença medida entre a trajetória atual e a referência em cada uma das juntas. Embora, os erros de contorno indicassem existência de erro de seguimento, o caminho oposto não é verdadeiro.

O **erro de contorno** está definido como a diferença atual em distância entre o caminho programado e o real. No caso de um contorno circular para eixos perfeitamente alinhados o erro radial é pequeno quando o fator de amortecimento de todo o sistema é de 0.707, aproximando o sistema para um tipo de segundo ordem. No caso de corte de um canto, se o ganho for demasiado baixo a dinâmica dos eixos será sobreamortecida resultando em um corte reduzido, pelo contrario se o ganho for demasiado alto a dinâmica dos eixos será sobamortecida, resultando em erros de seguimento e sobre picos do perfil, ocasionando um corte aumentado. Portanto, para possuir alta precisão, os ganhos do sistema de controle deverão ser bem adaptados á dinâmica do sistema (RAMESH, 2005).

A limitação de largura de banda utilizada em um Controlador (P), (PI) ou (PD), gera erros de seguimento em malha fechada do sistema de controle, além das perturbações e atritos que diminuem a precisão e eficiência do sistema. No caso de trajetórias não lineares como círculos ou *splines*, a alternativa para diminuir o erro de contorno é incrementar a largura de banda, com o objetivo de seguir a informação de altas frequências do sinal de referência, ou utilizar a forma da trajetória e informação do erro de contorno na lei de controle, para regular a posição da ferramenta de acordo com o perfil desejado (ERKORKMAZ; ALTINTAS, 2001).

O **erro de posicionamento** é definido por Koren (SUSANU et al., 2005), como o erro relacionado com a capacidade da máquina para localizar-se no ponto final desejado em termos da precisão. O autor classifica a fonte de erros de contorno da usinagem como:

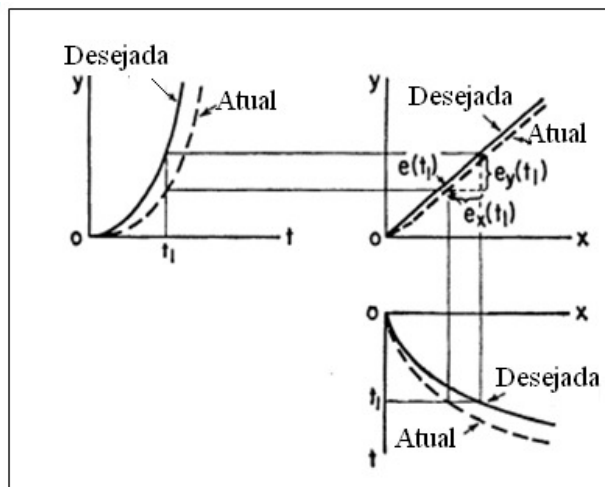
- a) Deficiência no nível de material: Estrutura geométrica inapropriada dos eixos originando deflexão dos mesmos;
- b) estrutura dos componentes da máquina: resistência e deformação térmica;
- c) fenômenos de histereses apresentados nas engrenagens, os parafusos, acoplamentos, componentes moveis e as peças em movimentação com atrito, por exemplo, o fenômeno de *stick-*

slip que produz uma força no início de movimento e uma queda acentuada, o que gera movimentos descontínuos que afetam a precisão da usinagem;

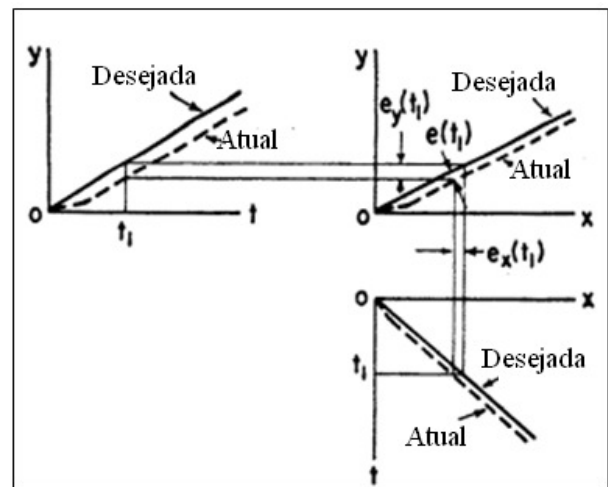
d) efeitos do processo de usinagem: forças de corte maiores, as quais podem causar deformação da ferramenta ou na peça, vibrações, desgaste da ferramenta e efeitos térmicos;

e) erros ocasionados pelo sistema de controle.

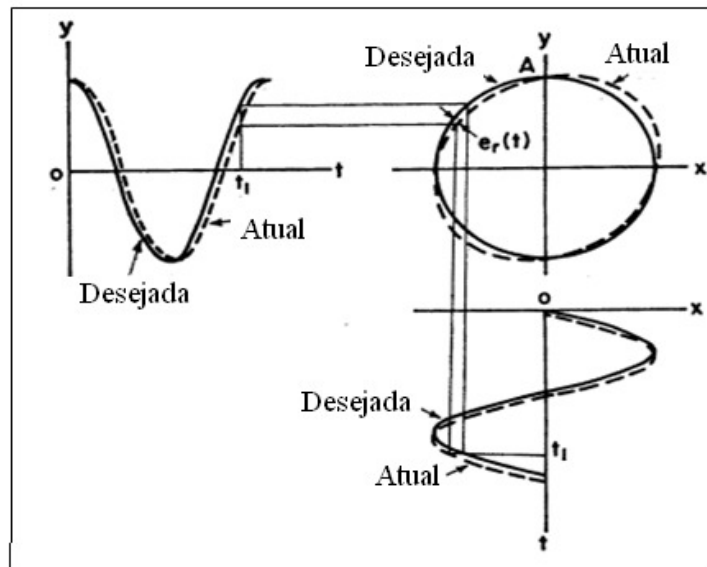
Conforme o trabalho de Poo et al. (1972), os erros nas máquinas CNC são associados às constantes de tempo, técnicas aplicadas de modelagem, e magnitude dos ganhos de controle de velocidade. Na Figura 2.3 é apresentado o erro de seguimento e de contorno para uma trajetória linear e circular.



a. Trajetórias Curvas em X-Y



b. Trajetórias Lineares em X-Y



c. Trajetória de Contorno Circular X-Y

Figura 2.3: Erros de Contorno (POO, 2004).

Ganhos muito altos no sistema de controle e velocidades baixas ajudam a minimizar o erro de contorno. Ramesh e Mannan (2005) mencionam o erro de seguimento e de contorno como aspectos que afetam significativamente o desempenho da máquina-ferramenta. Portanto, a alta precisão nas máquinas CNC depende da minimização destes erros, os quais podem ser melhorados mediante o desenvolvimento dos controladores para cada junta, e na escolha de mecanismos e estrutura adequada da máquina.

2.2 Sistemas de Acionamento e Controle

2.2.1 Mecanismos e atuadores para alta velocidade

As exigências do mercado em máquinas-ferramenta CNC com ultraprecisão estão orientadas ao desenvolvimento de novas tecnologias em mecanismos e micro componentes como acoplamentos, rolamentos, guias de movimentação, elementos de transmissão de movimento e

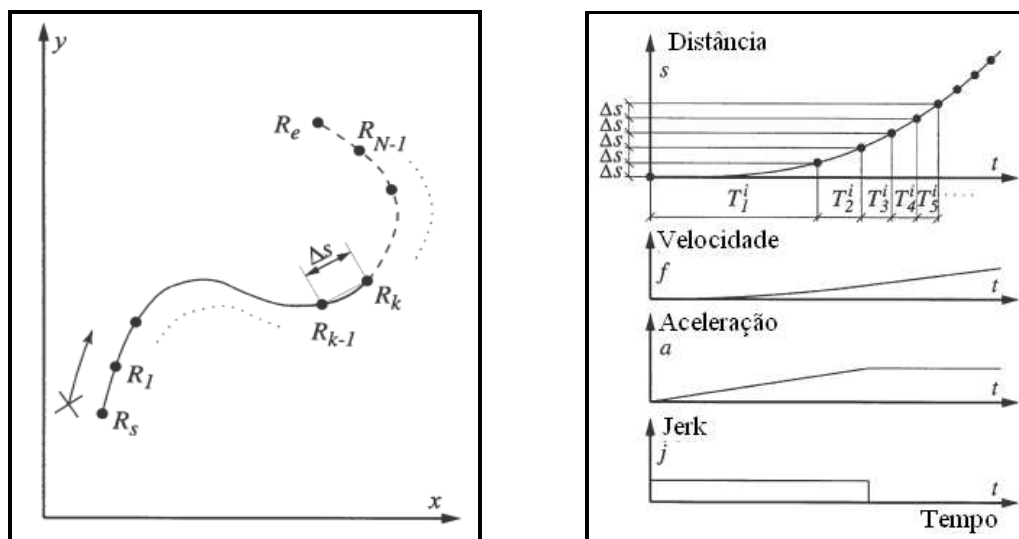
atuadores. As tecnologias em configuração de *hardware* para estes novos mecanismos estão avançando cada vez mais para serem utilizados nos diversos sistemas de máquinas-ferramenta.

Os sistemas de controle para ultraprecisão e micro usinagem estão sendo melhorados, visando realizar tarefas mais especializadas como o trabalho de superfícies esféricas, peças não assimétricas e curvas mais complexas com maior velocidade e diferentes materiais (MORIWAKI, 2006), e um dos fatores que possibilita melhorar o desempenho dos sistemas de controle é planejado desde a entrada de referência fornecida pelo gerador de trajetórias.

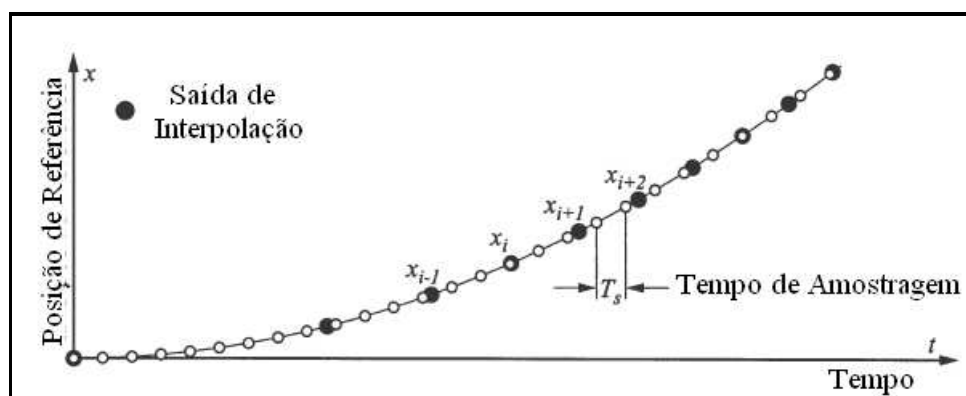
2.2.2 Gerador de Trajetórias

O gerador de trajetórias de dispositivos CNC (Figura 2.4) processa as informações de contorno da peça a ser produzida mediante a construção do caminho em coordenadas espaciais, utilizando técnicas de interpolação para gerar as trajetórias em coordenadas temporais. Finalmente, os perfis de movimento são fornecidos (Figura 2.5) constituídos pela posição, velocidade, aceleração e *jerk* do sistema. Os perfis de movimento representam as entradas de referência para o sistema de acionamento e o controle dos eixos de movimentação da máquina-ferramenta. Os métodos mais empregados para a interpolação dos pontos são *Bezier*, *NURBS* (*Non-Uniform Rational B-Splines*) e *Splines*.

Os geradores de trajetória podem ser classificados em geradores *online* e *offline* (FREZZATTO et al., 2010). O gerador *online* executa as tarefas de interpolação e convergência dos dados ao mesmo tempo do funcionamento da máquina. Com isso, é necessário desenvolver algoritmos de alta velocidade de processamento para conseguir resultados satisfatórios. Ao contrario do gerador *offline*, este calcula os perfis de movimento quando a máquina está sem funcionamento. No entanto, isso pode causar imprecisões nos parâmetros finais calculados, e que os resultados estejam afastados do comportamento real da máquina.



a. Geração do Caminho (coordenadas espaciais) b. Construção dos Perfis (coordenadas temporais)



c) Processo de interpolação

Figura 2.4: Gerador de trajetórias (ERKORMAZ; ALTINTAS, 2001).

Os perfis de movimento (Figura 2.5) são uma representação das informações de velocidade com relação ao tempo e suas derivadas como aceleração e desaceleração, adicionalmente é realizado o perfil de *jerk* como uma representação das variações na aceleração.

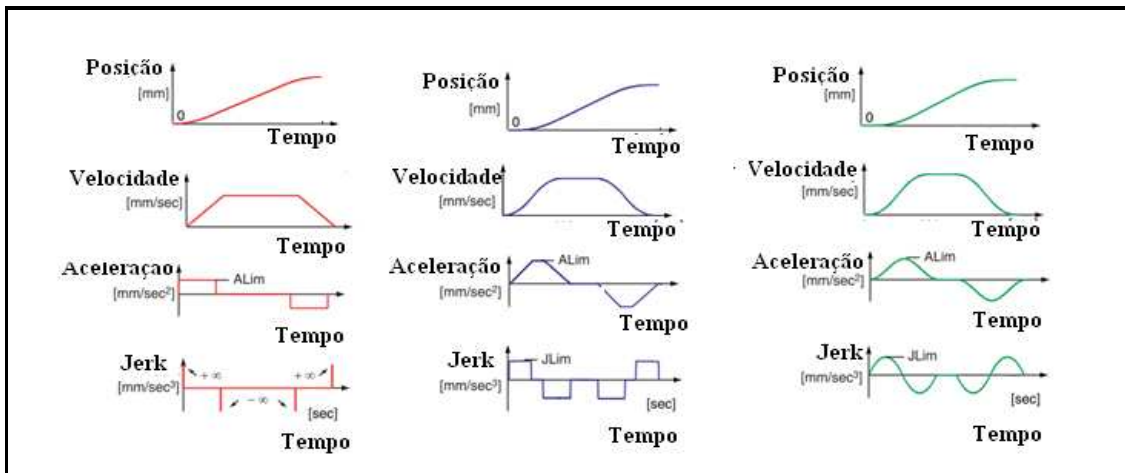


Figura 2.5: Perfis de Movimento para máquinas CNC (ERKORKMAZ; ALTINTAS, 2006).

A geração de trajetória de referência desempenha o papel fundamental no controle computacional da máquina-dispositivo. As trajetórias geradas não apenas tem que descrever o passo desejado de dispositivo corretamente, porém, também tem que ter perfis cinemáticos suaves a fim de manter alta precisão de rastreamento, e evitar excitar os modos naturais da estrutura ou do sistema de servo-controle (ERKORKMAZ; ALTINTAS, 2001, p. 1323).

Sistemas de Controle em máquinas CNC utilizam trajetórias representadas em perfis de movimento trapezoidal ou sinusoidal, a fim de melhorar a precisão e evitar excitar a dinâmica que não esteja modelada no planejamento dos controladores (ALTINTAS, 2000).

Novos métodos de otimização da trajetória da ferramenta são pesquisados, incluindo-se análise em superfícies de forma livre, erros geométricos sobre corte, otimização de energia em movimentos da ferramenta, desvios da superfície, adaptação da ferramenta, temperatura, e rugosidade superficial (HARIK et al., 2012).

O gerador de trajetórias é um módulo importante no desempenho das máquinas-ferramenta CNC, porque, uma vez dependendo dos algoritmos de construção dos perfis de movimento, esse conseguirá as entradas de referência para o sistema de controle, obtendo como

resultado um melhor desempenho no sistema. Devido a seu grau de importância, nota-se que os métodos para interpolação cada vez mais necessitam de algoritmos que consigam otimizar e melhorar os processos de análise de contorno, interpolação de pontos, e construção de perfis de movimento.

Munlin e Makhanov (2012) apresentam um novo algoritmo de otimização de trajetória o qual de forma iterativa varia os ângulos de rotação de uma máquina de cinco eixos, através de pontos de localização de corte inseridos na trajetória. O trabalho de Sencer e Altintas (2008) projeta um algoritmo de planejamento de otimização da alimentação dos eixos de movimentação para minimizar o erro de contorno em superfícies no processo de usinagem.

Alguns trabalhos em geração de trajetórias *online* são apresentados por Wang et al. (2009), quem desenvolveu um controlador com interpolação através de *spline* para cinco eixos em arquitetura aberta. A curva de trajetória de posição é discretizada em tempo real. Shen et al., (2012) propõem métodos de compensação assíncrona *online*, para ajustar os erros causados pela deformação térmica e geometria da máquina, aplicando uma compensação de posição por meio da interpolação aproximada para a posição desde uma trajetória por *NURBS*.

Outros trabalhos que utilizam *NURBS* para a interpolação de trajetórias são feitos por Liu et al.(2012) e Li (2011). O método de planejamento de trajetórias utilizando otimização da posição da ferramenta com método de multiponto de usinagem é referido no trabalho de Rufeng et al. (2010).

2.3 Modelagem Dinâmica

Diferentes propostas da modelagem da máquina ferramenta CNC são encontradas na literatura, baseadas na análise das funções estáticas e dinâmicas do sistema. Três vertentes da modelagem do sistema podem ser concebidas. A primeira é uma modelagem através de modelos aproximados a sistemas lineares e invariantes no tempo. Os modelos padrão para os eixos de movimentação são baseados no sistema de acionamento e de medição do sinal. A segunda

modelagem inclui modelos variantes no tempo e não linearidades, tais como os atritos, efeitos de *stickslip*, saturações e folgas nos componentes. Finalmente, uma modelagem através de funções não lineares para representar efeitos de atritos, mudanças de movimento, sistemas de quantização, digitalização, funções de ruído e forças de corte.

As propostas na modelagem das máquinas-ferramenta são baseadas nos módulos mecânico, elétrico de potência e eletrônico, modelando algumas das forças que refletem no eixo dos atuadores. Algumas propostas incluem modelos de atritos e da folga nos mecanismos. No entanto, outras propostas modelam apenas a parte elétrica e mecânica dos motores sem influência de outras possíveis perturbações.

2.3.1 Contexto da modelagem nos processos de usinagem

Os modelos para os processos de usinagem são classificados pelo tipo de operação, elementos do sistema, técnica de modelagem, natureza do processo e capacidade de produção. O modelo da máquina-ferramenta deve ser construído utilizando-se elementos e leis de interação relevantes do sistema, o qual consiga prever o comportamento da máquina para o desenvolvimento de controladores, diagnóstico e supervisão (VAN LUTTERVELT et al., 1998).

A Figura 2.6 representa as diferentes etapas da modelagem para processos de usinagem de máquinas CNC (VAN LUTTERVELT et al., 1998). Nessa estrutura são definidas as etapas de concepção, aplicação e otimização para modelagem das operações de usinagem. Na primeira etapa são definidas as tarefas e modelos gerais dos componentes da máquina, na etapa seguinte é realizada a aplicação dos modelos, especificando as características da peça de trabalho, da ferramenta e da máquina. Na terceira etapa, são os processos relacionados com a otimização dos parâmetros finais da modelagem. Finalmente, é desenvolvida a etapa com as recomendações para a aplicação dos modelos.

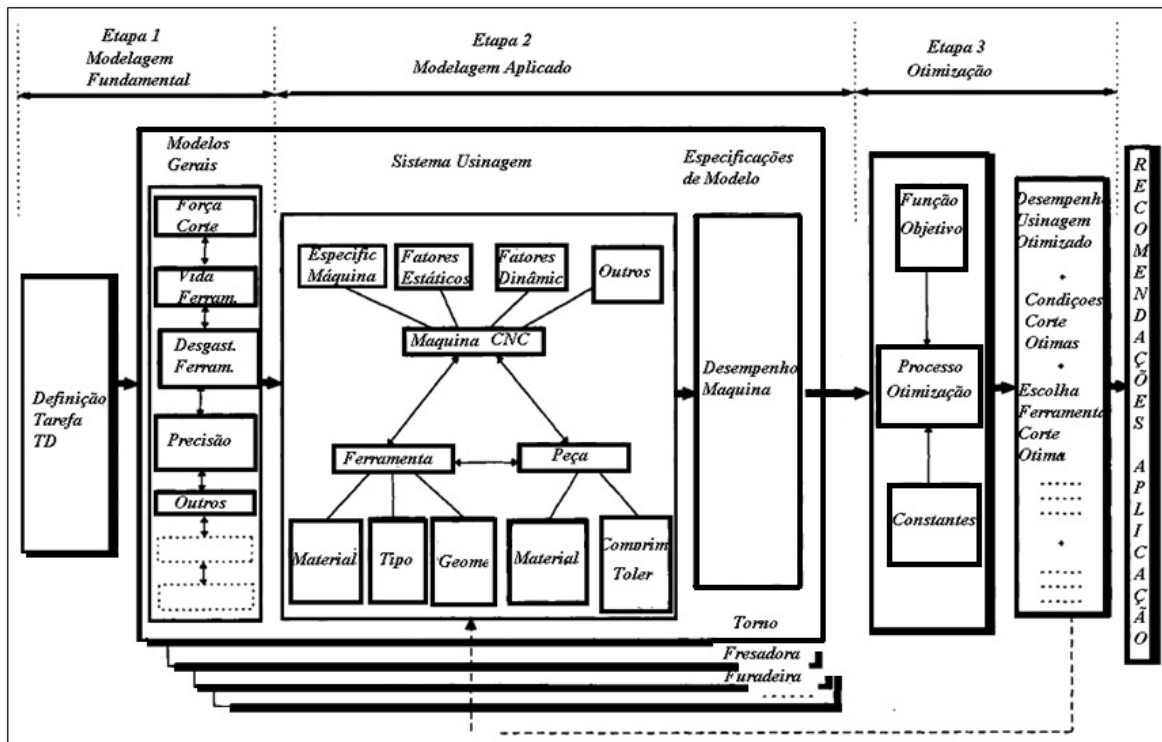


Figura 2.6: Esquema de Modelagem para máquinas-ferramenta (VAN LUTTERVELT et al., 1998).

2.3.2 Trabalhos em Modelagem Dinâmica

Iniciativas baseadas no modelo estão disponíveis na literatura, a fim de realizar projetos para compensação de erros cinemáticos (calibração do modelo), processamento de sinais, compensação dinâmica e térmica, predição de falhas, predição de áreas de instabilidade, como estados críticos do sistema e controle em velocidades e posicionamento (NEUGEBAUER et al., 2007).

Um dos trabalhos com foco na dinâmica das máquinas-ferramenta CNC foi desenvolvido por Altintas (2000). Ele apresenta a modelagem da máquina para cada eixo de movimentação, baseado no comportamento das cargas estáticas e dinâmicas do sistema. Essa análise é aprofundada com trabalhos de Erkorkmaz e Altintas (2001) os quais integram as características do torque de atrito Viscoso e de Coulomb, mediante modelos de atrito não linear.

Na Figura 2.7 é apresentado o sistema de acionamento do eixo de movimentação constituído pelo motor, sistema de potência, acoplamentos, mesa de trabalho, mecanismos de conversão de movimento, sensor (encoder) para medição da posição e a ferramenta.

As características deste modelo são estudadas por Yeung et al. (2006), cujo trabalho projeta os modelos dinâmicos dos eixos de movimentação, aplicando o modelo linear do motor CC, o cálculo do momento de inércia com relação ao parafuso, a mesa, a peça de trabalho, além da influência do torque estático do sistema. Esse trabalho utiliza os modelos de atritos representados por funções não lineares. O modelo inclui funções de ruído de medição, quantização dos sinais como os conversores de sinal digital-analógico, folga nos rolamentos, e também contém os elementos de saturação para limite de corrente do atuador.

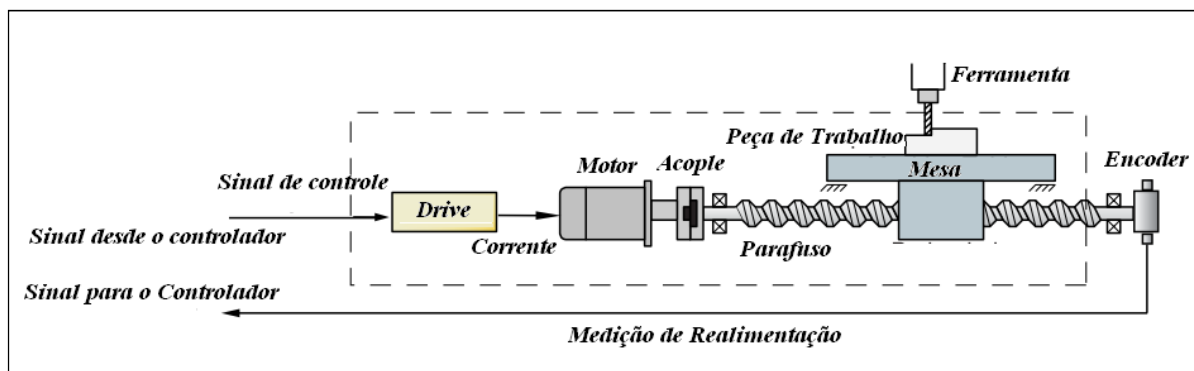


Figura 2.7: Estrutura do eixo de movimentação (YEUNG et al., 2006).

Outros projetos de sistemas de controle aplicam modelos com a representação do sistema de potência e o sistema atuador-amplificador, efeitos de atrito mediante a função de Stribeck, folgas, ruído na medição e componentes de saturação como são apresentados nos trabalhos de Eckorkmaz e Wong (2007), Kamalzadeh et al. (2007) e Altintas (2000). O estudo dos efeitos de atritos em alguns mecanismos tem sido estudado conforme apresentado no trabalho de Chen (1995), que realiza a modelagem dinâmica, detalhando as funções de atritos no parafuso e nas guias mecânicas.

A influência dos atritos nos mecanismos em movimento afeta a resposta final do sistema de controle, acrescentando os erros de posição. Devido a isso, incluir na modelagem dinâmica o

estudo de atritos dos mecanismos permite projetar as leis de controle com maior precisão em relação aos modelos mais próximos do comportamento real da máquina. Assim como o trabalho de Bigras (2009), que descreve a importância dos efeitos de atrito mecânico introduzidos nos modelos, para analisar a dificuldade real existente nos mecanismos de controle de posição, também mencionado no trabalho de Canudas-de-Wit e Kelly (2007), que menciona a importância do controle para mecanismos com atrito através de modelos LuGre.

Para elaborar uma modelagem detalhada na parte dos atritos são utilizados os conceitos do estudo realizado por Armstrong et al. (1994), que desenvolveu um trabalho sobre a ciência dos atritos com uma contribuição para a comunidade do controle desde os estudos da tribologia (ciência a qual estuda a interação de superfícies em movimento relativo), lubrificação e física, compreendendo a dinâmica dos atritos. A qualidade dos compensadores por atrito depende da qualidade do modelo de atrito e da análise das técnicas implementadas.

O estudo dos atritos é motivado pela análise das perdas de energia, falhas nos equipamentos e máquinas, as quais são refletidas na economia do processo de produção. O estudo de Armstrong et al. (1994) considera a importância no conhecimento da topologia das superfícies em contato. O autor realiza uma análise do atrito como função da velocidade baseado na função de *Stribeck* e as forças que existem na movimentação de uma superfície com outra, levando em consideração o efeito de deslizamento nos deslocamentos.

Nos elementos rolantes, geralmente apresentam-se menos atrito que nos elementos deslizantes, por isso às vezes, estes atritos são depreciables em comparação aos deslizantes. Outra ideia desenvolvida pelo autor é sobre o ruído no atrito, que menciona a importância de fatores como a velocidade e a carga do sistema para realizar a identificação e o controle dos atritos. Entretanto, existem fatores internos os quais trabalham dependentes do tempo, ciclos de deslizamento ou deslocamento total do deslizamento. Esses efeitos são originados pelas perdas por lubrificação, deformação do material, mudanças na temperatura, e detritos por desgaste. A máquina pode apresentar alto ou baixo nível de atrito uma vez que o nível de estado estável foi atingido depois de estar em movimentação (ARMSTRONG et al., 1994).

Alguns modelos dinâmicos incluem estudos de atrito em escala atômica como o *stick-slip*, que são considerados no trabalho de Tarn e Cheng (1995). Esse atrito apresenta influência na precisão de contorno das máquinas CNC. O modelo desenvolvido é não linear, simulando o atrito como função da velocidade.

Brocail et al.(2010) menciona o desenvolvimento de modelos de atrito linear como o atrito de Coulomb, Coulomb-Orowan, e Tresca e suas relações não lineares, os quais são aplicados para descrever o contato entre uma interface da ferramenta e a peça. O autor propõe uma análise do comportamento do atrito em condições de temperatura, pressão e deslizamento. O modelo inclui a geração de calor induzida pela deformação do plástico, e o atrito modelado por uma função não linear para o atrito de Coulomb.

O estudo dos atritos é caracterizado como um comportamento de micro dinâmica, na fase de pre-deslizamento e de macro dinâmica, na fase de deslizamento. Na etapa de pré-deslizamento, o atrito é igual à força aplicada, mas em direção de reversa. O atrito varia com condições de desgaste, lubrificação, tolerâncias de manufatura e calor gerado durante as operações de usinagem. Chen et al. (2003) caracteriza e compensa o atrito para um motor linear para alta precisão de movimento; propondo um modelo de atrito baseado em lógica difusa.

Chen e Tlustý (1995) desenvolvem um trabalho em efeitos de baixo atrito nas guias e no parafuso de avanço para a dinâmica de máquinas de altas velocidades. Os autores modelam a ação dos rolamentos com a massa da mesa como um sistema massa-mola, adicionado ao servomotor. Os componentes têm valores fixos, e não apresentam variações de funções no tempo.

O modelo linear é capaz de suprir requerimentos de propriedades de robustez quando o sistema mecânico possui movimentação rotativa em uma simples direção. Esses tipos de modelos excluem representações da dinâmica próximas no ponto de velocidade zero, e alguns efeitos de atrito. No entanto, se o sistema estiver em movimentação nas duas direções, algumas dinâmicas podem aparecer como não linearidade como é apresentado na Figura 2.8 (KARA; EKER, 2004).

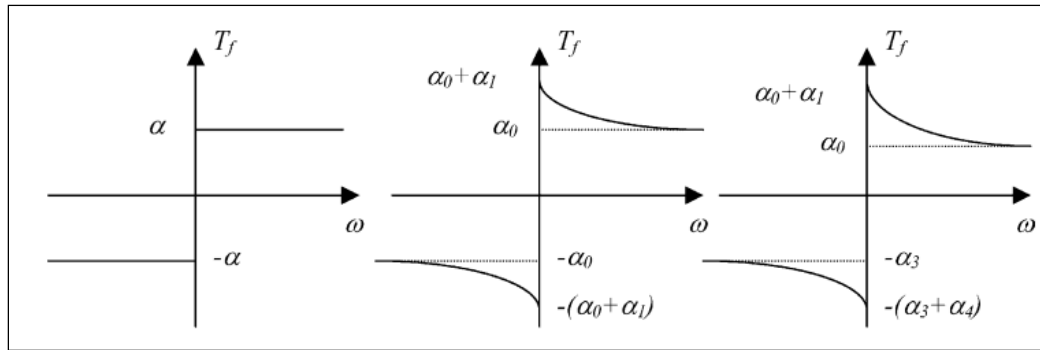


Figura 2.8: Modelos de atrito (KARA; EKER, 2004).

Geralmente é possível representar o torque de atrito gerado em superfícies em contato pela função matemática de signo, outros modelos utilizam representações em termos de uma função exponencial, observando a transição de um atrito estático a um atrito cinético.

As perturbações no sistema também influenciam o comportamento dinâmico das máquinas, alterando a precisão da peça. Modelos dinâmicos que utilizam forças de perturbação externas também são incluídos em algumas propostas como o trabalho de Hun et al. (2006). O autor apresenta uma modelagem das forças externas e um modelo de atritos aplicando parâmetros da função da corrente da máquina. Engin e Altintas (2001) contribuem na modelagem generalizada para simular as ferramentas com o objetivo de prever as forças de corte, vibrações, acabados na superfície dimensional e estabilidade. O trabalho de Yeung et al. (2006) descreve o modelo com efeito do atrito não linear e efeitos da força de corte, como é apresentado na Figura 2.9.

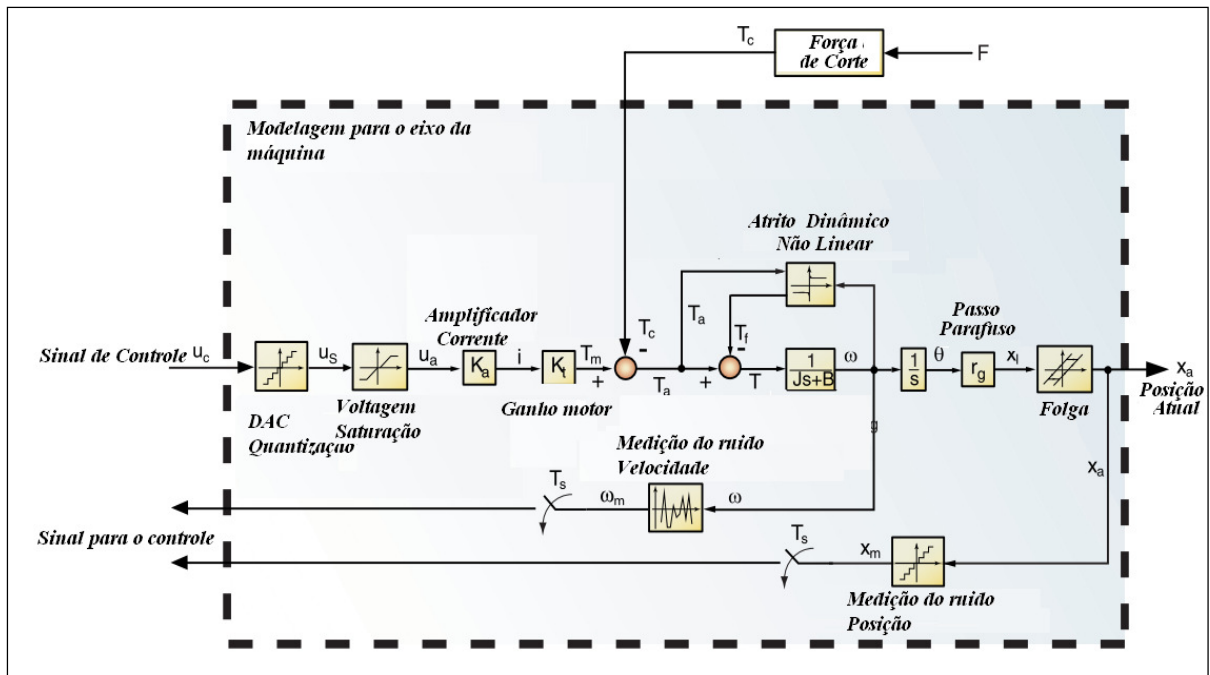


Figura 2.9: Modelo do eixo de movimentação com medição e quantização do sinal (YEUNG et al., 2006).

Alguns dos métodos de análise e modelagem são utilizados por Ebrahimi e Whalley (2000), para simulação dos sistemas de potência das máquinas-ferramenta. Esse estudo realiza uma comparação entre os modelos lineares e não lineares dos elementos de transmissão mecânica. A folga e a rigidez influenciam na precisão das máquinas. A rigidez é definida como o fator principal que determina o nível de pre-carga.

O autor nota trabalhos feitos por Kao et al. (1996) que modela os efeitos da folga e analisa os efeitos na precisão das máquinas CNC. Chen e Tlustý (1995) contribuem na modelagem dos sistemas de acionamento. Os modelos são de ordem reduzida para propósitos específicos. Embora, sua dinâmica seja mais complexa, esses modelos não levam em consideração pequenas constantes de tempo, retardos finitos, e efeitos das não linearidades que podem-se apresentar, se o ganho de controle em malha fechada é alto, conduzindo assim a instabilidade do sistema.

Características mecânicas no sistema de acionamento como os atritos, a inércia e pre-carga apresentam efeitos significantes na parametrização do sistema como menciona Tsutsumi et al. (1995 *apud* EBRAHIMI; WHALLEY, 2000). Os efeitos de folga e de atrito de Coulomb

predominam com não lineares no sistema. Primeiramente o autor utiliza equações lineares para modelar o sistema de acionamento da máquina, em seguida adiciona os modelos não lineares do atrito de Coulomb representado com um modelo em descontinuidade em velocidade zero.

A folga é representada por um elemento de histereses referido à perda de movimento ou erro de reversa, o que significa que quando o motor inverte seu sentido de rotação, a mesa possui uma remanência estacionária. Antes de movimentar-se na direção oposta, esse é um tempo de retardo na resposta da mesa ao movimento do motor. Na Figura 2.10 é representado o modelo dinâmico da máquina proposta por Ebrahimi e Whalley (2000), utilizando o modelo de forças de corte e atrito no sistema de acionamento e na mesa.

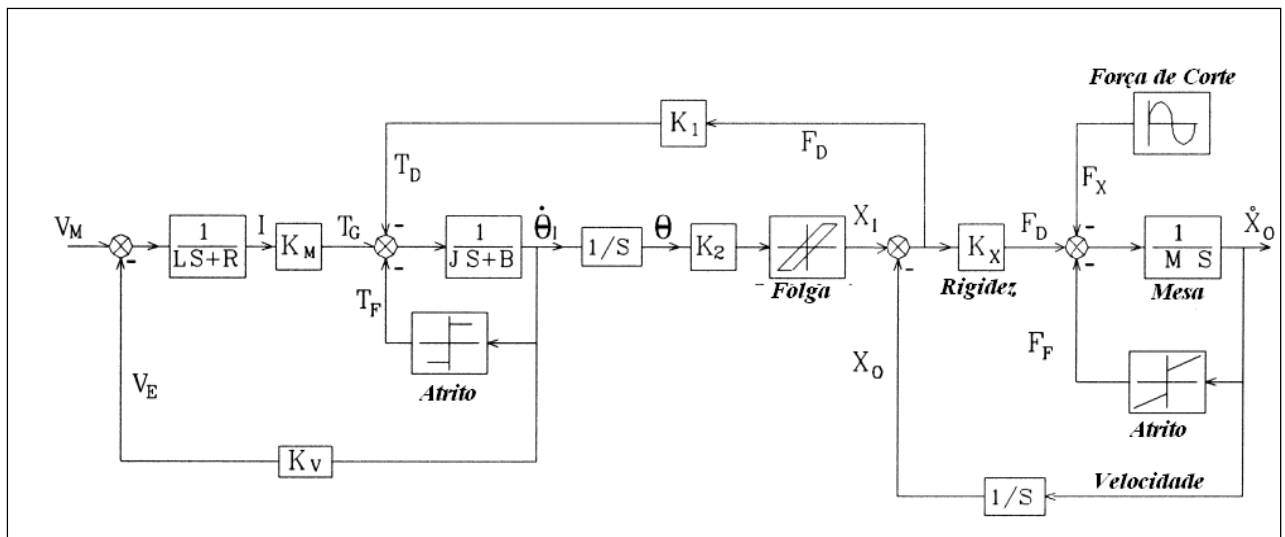


Figura 2.10: Modelo do eixo de movimentação incluindo a Força de Corte (EBRAHIMI; WHALLEY, 2000).

Estudos das folgas nos mecanismos são realizados por Kao et al. (1996). A folga é um erro dependente da posição e é não linear. Essa acontece no espaço entre dois elementos mecânicos ou no processo de inversão da direção do atuador, o que é analisado em termos de erro dinâmico e do erro estático de folga. O erro estático é produzido pela folga entre os elementos mecânicos. O erro dinâmico da folga é produzido pela imperfeição da resposta transiente do mecanismo de acionamento.

A modelagem dinâmica também pode-se realizar mediante a comparação representativa de modelos reduzidos e mais simples. Nesse sentido, algumas propostas de modelos para os sistemas de movimento são aplicadas através de modelos de massa-mola-amortecedor como é realizado por Ferreti (2005). As massas do modelo giram à igual velocidade que do motor, enquanto, a mola e o amortecedor concentram as propriedades elásticas do sistema de transmissão. Modelos de baixa ordem também são utilizados no trabalho de Dumur et al. (2008).

Susanu et al. (2005) propõe um trabalho de Controle Preditivo Generalizado para máquinas CNC. Nesse trabalho foi aplicada uma modelagem dos três eixos da máquina, centrado no atuador que é um servomotor, modelando a parte mecânica e elétrica, com influência da carga. Esse modelo utiliza as equações diferenciais para um motor CC, e modela o sistema com um momento de inércia total constituído pelo momento de inércia do motor, redutor, eixo e parafuso (Figura 2.11).

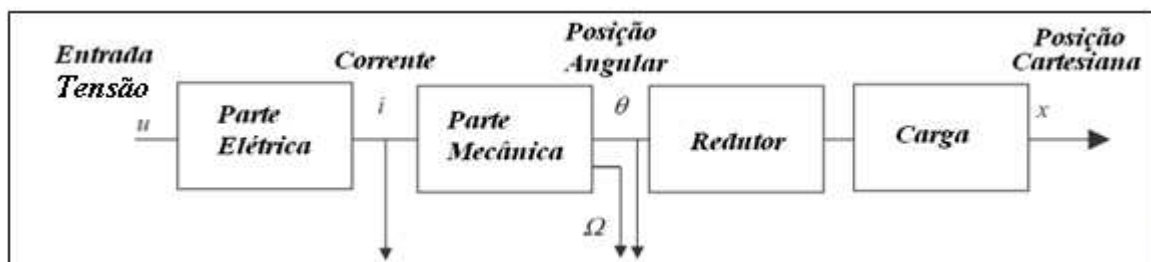


Figura 2.11: Modelo do eixo de movimentação: parte elétrica, mecânica e da carga (SUSANU et al. , 2005).

Varanasi e Nayfeh (2004) desenvolveram um modelo da dinâmica de transmissão através do sistema do parafuso, que considera a inércia distribuída do parafuso e do comprimento e amortecimento dos rolamentos e acoplamentos.

Diferentes modelos para as máquinas-ferramenta podem ser escolhidos, classificando a modelagem segundo os processos de usinagem, a quantidade de eixos de movimentação e os componentes mecânicos, elétricos, eletrônicos e de controle. Contudo, o modelo desenvolvido não será válido sem possuir os valores dos parâmetros reais da máquina. Para isso, são

necessários processos de identificação e estimação de parâmetros que permitam obter informação do sistema e fornecer um modelo dinâmico válido para estudo.

2.4 Identificação e Estimação de Parâmetros

A identificação de sistemas é um processo iterativo que emprega modelos matemáticos, grupo de entradas de estímulo e sinais de resposta para encontrar modelos que representem o comportamento de um sistema. Para obter um modelo, são utilizados diversos métodos de identificação, cuja escolha depende da natureza do sistema. O processo de identificação pode ser caracterizado através de uma metodologia proposta por Ljung (1987). Na primeira etapa são projetados os experimentos do sistema, aquisição de dados e processamento. A seguir, é escolhido um grupo de modelos, definindo-se as funções de custo e critérios objetivos. Finalmente são calculados e validados os possíveis modelos representativos do sistema.

Quanto ao processo de estimação de parâmetros, são utilizadas técnicas para encontrar os valores de um modelo de referência, previamente definidos para o sistema. O processo emprega as entradas e saídas do sistema, além dos algoritmos para estimar os parâmetros, mediante avaliação de funções de custo.

Na identificação de máquinas-ferramenta CNC, é utilizado o método de mínimos quadrados lineares para identificar os parâmetros dinâmicos. Nesse sentido, os sistemas a serem identificados usam modelos lineares mais simples e de ordem reduzida (GUEGAN et al., 2003).

A complexidade destas máquinas dificulta o processo de identificação, devido à estrutura de seus mecanismos e dos subsistemas para gerar os movimentos. Assim, o processo de identificação deve cuidar da escolha das entradas de referência para estimular o sistema além da medição dos sinais, do ruído que afeta os dados e da dinâmica do sistema de controle que interage na resposta da máquina. Devido a isso, algumas estratégias de identificação são propostas por Erkorkmaz e Wong (2007), cujo trabalho aplica técnicas de identificação para um sistema CNC, comandado por instruções simples de máquina. Essa proposta utiliza trajetórias

que movimentam os eixos na dinâmica de controle em realimentação. Esse trabalho aplica o modelo de atrito de *Stribeck* (AMSTRONG et al., 1994). Adicionalmente, predisse os erros de seguimento que surgem das súbitas mudanças apresentadas na movimentação em diferentes direções. A identificação é feita com estruturas de controle PID (Proporcional-Integral-Derivativo) ou P-PI com controle em *feedforward*, tal qual a velocidade é controlada por um PI e a posição por um controlador P. Finalmente o modelo em malha fechada é linear com relação a seus parâmetros, permitindo utilizar a técnica de mínimos quadrados lineares para a identificação dos parâmetros do modelo.

Segundo Bigras (2009) a natureza dos atritos, representada pela função de *Stribeck* das máquinas, apresenta componentes não lineares. Por causa disso, é aplicado um observador de tipo não linear que consegue estimar os parâmetros obtendo melhores resultados que com observadores de tipo linear. Kara e Eker (2004) desenvolvem uma modelagem não linear e uma identificação de um sistema de acionamento empregando um motor CC. O modelo aplica modelos lineares e não lineares, modelando a não linearidade dos atritos e a zona morta em velocidade, quando existe a mudança na direção de movimento. O sistema é construído através de uma estrutura não linear de *Hammerstein* para identificar os modelos não lineares do sistema. Adicionalmente, desenvolve uma identificação de outros parâmetros através de mínimos quadrados *online*.

A identificação para estimar os atritos é amplamente utilizada mediante o filtro de Kalman. O trabalho desenvolvido por Ray e Remine (1998) aplica esse tipo de filtro para determinar as funções de atrito. Esse filtro também é utilizado nos trabalhos de Erkorkmaz e Altintas (2001). O filtro de Kalman emprega a informação da entrada do processo e da medição, com a finalidade de observar as perturbações nos eixos de movimentação. É usado, também, em algoritmos *online*, e *offline*. Uma de suas vantagens, é que conseguiu diagnosticar sinais de perturbação sem precisar de um modelo predeterminado, ou de sensores reais no sistema.

Iwasaki et al. (1999) aplica um observador de perturbação não linear para compensar o atrito no eixo de movimentação. Algumas problemáticas nos sistemas de controle são produzidas devido à imprecisão dos modelos de atrito. O observador é composto de um observador

adaptativo, o qual percebe a direção de movimentação, estimando de forma instantânea os valores de atrito e compensando o efeito causado no sistema.

A estimação e identificação de parâmetros pode-se realizar *online* ou *offline*, dependendo dos dispositivos tecnológicos para sua implementação e o tipo de sistema de controle. O trabalho desenvolvido por Morales-Velazquez et al. (2010) realiza o processo de identificação mediante a implementação do algoritmo de mínimos quadrados lineares em uma plataforma de sistema embarcado utilizando FPGA (*Field-Programmable Gate Array*) para máquinas CNC com sistemas de controle aberto.

Brocail et al. (2010) realiza um teste de perturbação para caracterizar os coeficientes de atrito através da ferramenta e da peça de trabalho no processo de corte. O modelo numérico de teste conseguiu determinar as condições como pressão de contato, temperatura, velocidade de deslizamento e coeficiente de atrito de Coulomb. A contribuição desse trabalho foi determinar uma lei de atrito para levar em conta o contato entre a peça e a ferramenta, a qual limita à zona de corte com velocidades baixas de deslizamento com alta pressão.

2.5 Sistemas de Controle com Arquitetura Aberta

Tendências em máquinas CNC são desenvolver sistemas de controle com arquitetura aberta (*OAC-Open Architecture Control*), cuja principal contribuição encontrasse na facilidade e flexibilidade para integração de controladores, conforme as especificações dos usuários, por meio de interfaces abertas e métodos de configuração com ambientes standardizados e de fácil acesso.

Interfaces de controle aberto para dispositivos CNC são necessárias para integrar novas e avançadas funções de máquina dentro dos sistemas de controle, e são importantes para a criação de unidades de manufatura reconfigurável (PRITSCHOW, et al., 2001). Um sistema aberto segundo o standard IEEE (SUSANU et al., 2005), deverá possuir a capacidade de implementar aplicações para funcionar em diferentes plataformas de varios tipos de vendedores e

clientes, interoperando com outros aplicativos e sistemas, conservando um estilo consistente de interação com o usuário.

2.6 Trabalhos em Sistemas de Controle

Numerosas pesquisas têm sido feitas na área de desenvolvimento e implementação de controladores para máquinas CNC. Nos últimos anos, diferentes tipos de modelos dinâmicos e estratégias de controle foram propostos para melhorar o desempenho das máquinas. Os sistemas de controle estão incluindo complexidades da dinâmica da máquina, observando as perturbações e mudanças no movimento.

Uma das problemáticas nos controladores é atingir alta precisão, mantendo a estabilidade e robustez no sistema. Devido a isso, novas técnicas de controle devem ser propostas. Controladores clássicos de tipo Proporcional (P), Proporcional Derivativo (PD) ou Proporcional Integral Derivativo (PID) são técnicas utilizadas frequentemente pela indústria. No entanto, esses tipos de sistemas de controle não possuem a capacidade de seguir comandos de posição em alta velocidade, minimizando o erro de trajetória (ALTINTAS, 2000). Segundo Van den Braembussche et al. (1996) alguns controladores clássicos não melhoram o desempenho destas máquinas, quando são produzidos efeitos dinâmicos, resultantes de mudanças em velocidade, e quando é requerida alta velocidade em contornos e bordas. Os erros dinâmicos resultantes de mudanças rápidas nos comandos de referência podem ser cancelados parcial ou totalmente introduzindo o controle em *feedforward*.

Para dar solução aos problemas de precisão em termos de diminuição de erro de trajetória e altas velocidades, dois enfoques podem-se encontrar na literatura como são: O *Controle de Seguimento* o qual diminui o erro de seguimento em cada eixo de movimentação. Esse indiretamente resulta na redução do erro de contorno. Um segundo enfoque conhecido como o *Controle de Contorno*, o qual estima o erro de contorno em tempo real e utiliza esta estimação na lei de controle em realimentação.

Algumas das estratégias de controle para melhorar o desempenho das máquinas mediante controle clássico são apresentadas por Altintas (2000). Avanços em controle preditivo são realizados por (ALTINTAS, 2000; DUMUR et al., 2008; SUSANU et al., 2005), controle robusto e adaptativo (ERKORKMAZ; ALTINTAS, 2001; ALTINTAS, 2000; KAMALZADEH; ERKORKMAZ, 2007; VAN DEN BRAEMBUSSCHE et al., 1996; XI et al., 2010; RAMESH et al., 2005, PAPADOPOULOS; CHASPARIS, 2002), e controle por compensação (Xi et al, 2010; KAMALZADEH; ERKORKMAZ, 2007, ZHANG et al., 2010, POGNET, P. et al., 1994; VARANASI, K.; NAYFEH, 1994).

É possível que as máquinas-ferramenta CNC melhorem o desempenho utilizando controladores simultâneos para os eixos de movimentação, os quais são projetados como controladores tipo MIMO (Múltiplas Entradas – Múltiplas Saídas), como é mencionado por Altintas e Sencer (2010), cujo trabalho desenvolveu uma estratégia de controle de contorno para alta velocidade em uma máquina de cinco eixos de movimentação, com o objetivo de minimizar erros de contorno, utilizando um controlador de modos deslizantes. Ramesh e Mannan (2005) mencionam que é necessário gerar controladores que consigam monitorar e controlar posição e velocidade juntas, sincronizando os movimentos dos eixos com alta velocidade para seguimento de trajetórias complexas.

Controladores de Seguimento:

O desempenho das máquinas em termos de minimizar o erro de contorno, pode ser melhorado, utilizando estratégias de controle de seguimento que sejam aplicadas aos eixos independentes, por meio de estruturas de antecipação e referências otimizadas das trajetórias. Avanços nesse sentido, são encontrados nos trabalhos de Uhlmann et al. (2012), que desenvolve um controlador com filtro de Kalman. Altintas e Khoshdarregi (2012) propõem um controlador de erro de contorno para evitar as vibrações da máquina, utilizando filtros na entrada da referência dos eixos de comando, minimizando a excitação de modos estruturais.

A problemática de melhorar o erro de contorno através do incremento da largura de banda no sistema por um ganho alto de realimentação, possui diferentes limitações em termos de

sensitividade na medição do ruído, excitando a dinâmica não modelada e causando oscilações indesejadas (ERKORKMAZ E ALTINTAS, 2001). A proposta da dinâmica de controle em malha fechada com estrutura em cascata emprega estratégias de filtragem para cancelar alguns sinais em frequência. Portanto, seus componentes estáveis também são cancelados, obtendo uma função de transferência do sistema que anula grande parte de sua dinâmica.

Um dos controladores de seguimento é proposto por Tomizuka (1987 *apud* ALTINTAS et al., 2000) chamado **ZPTEC (Zero Phase Error Tracking Controller)**. Este utiliza um algoritmo de controle digital em *feedforward* para seguimento de trajetória. Esse controlador permite cancelar a fase do sistema assegurando que sua resposta em frequência esteja entre a saída desejada e a atual. A precisão do sistema é incrementada com esse controlador, desde que o modelo seja preciso e não possua variações com o tempo, mudanças da inércia, atritos e dinâmicas não modeladas. Mesmo assim, é mais difícil manter a precisão do ZPETC.

Algumas soluções para limitar conteúdos em altas frequências do sinal de controle é utilizar filtros antes do controlador; como é proposto por Butler et al. (1991). Melhorar o desempenho das máquinas mediante modificações do controlador em termos de adicionar ou cancelar zeros no *feedforward*, é uma alternativa para reduzir o erro de seguimento e contorno em trajetórias com baixas e médias frequências. Adicionalmente, esse diminui o erro significativamente para trajetórias com componentes de alta frequência como cantos ou bordas. Nesse sentido, existem controladores em *feedforward* chamados de cancelamento do zero e pólo estável (SPZC) e o controlador para erro de seguimento com fase zero (ZPETC). No entanto, o desempenho desses controladores depende da precisão do modelo do sistema (ERKORKMAZ e ALTINTAS, 2001).

Van den Braembussche et al. (1996) propõem um controle de *feedforward* para melhorar o erro de seguimento e um observador de estados em realimentação e compensação de oscilações. O trabalho analisa os controladores por alocação de pólos, resultando o controlador de modos deslizantes com maior robustez as mudanças de parâmetros. O controlador H_{∞} será instável para um incremento na carga, enquanto um controlador por locação de pólos é robustamente estável. Entretanto, o erro de seguimento aumenta com o incremento da carga.

Ekormaz e Altintas (2001) desenvolvem um controlador de seguimento através de um filtro de Kalman e um controle por alocação de pólos (Figura 2.12). Adicionalmente, o trabalho possui um estudo da dinâmica em malha fechada e o projeto de um ZPETC para melhorar a largura de banda no seguimento de trajetória. A força do atrito é precompensada em *feedforward* a fim de manter a precisão de contorno nos cantos e bordas. Esse trabalho utiliza o filtro de Kalman como observador de estado para tomar conta do ruído na malha de realimentação e melhorar o rendimento. O ZPETEC em cascata ajuda a evitar os picos de ressonância. Esse controlador permite que perturbações como a força de corte e atritos sejam detectadas e compensadas, com certo período de tempo determinado pelos pólos em malha fechada do filtro de Kalman. Contudo, quando tem arcos ou seguimento ao redor de canto, atritos mudam a direção descontinuamente.

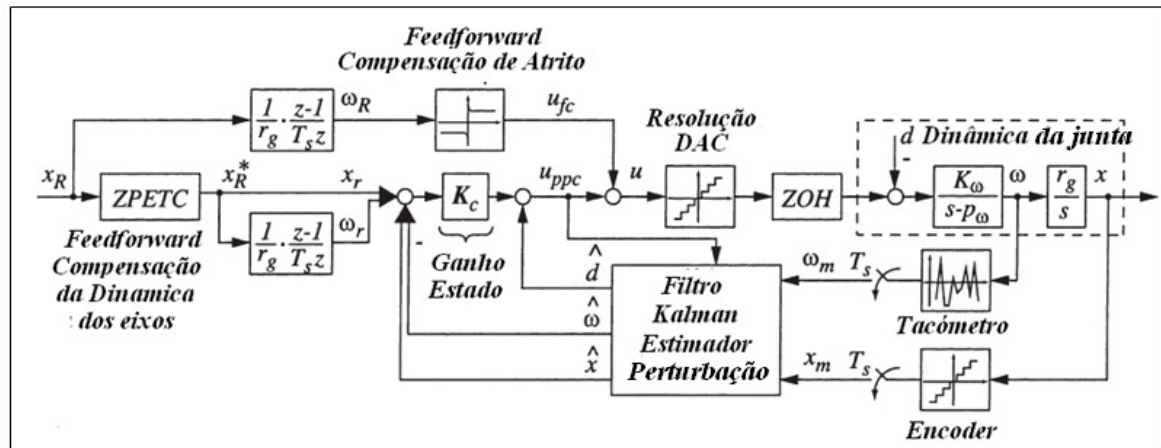


Figura 2.12: Estrutura do Sistema de Controle (EKORMAZ e ALTINTAS, 2001).

Para compensar efeitos de atrito, Xi et al.(2010) propor um esquema de controle utilizando o modelo de atrito estático baseado no erro de seguimento em dois fases, implementadas sequencialmente no tempo. Neste trabalho é demonstrado que o ajuste no ganho integral da malha de velocidade elimina os erros produzidos por forças de contato no seguimento de trajetória circular. Outros controladores de seguimento como o trabalho feito por Iwasaki (2003) examinam as características dinâmicas do atrito utilizando um modelo não linear representativo deste atrito.

A resposta em velocidade das máquinas pode ser melhorada se é minimizado os erros de seguimento e contorno. Assim, controladores com efeitos antecipativos podem ajudar a corrigir esses erros, como os controladores preditivos, que são introducidos por Boucher et al.(1990) e Dumur et al. (1996). O trabalho propõe aplicações nas máquinas utilizando o controlador GPC (Controlador Preditivo Generalizado). Esse controlador incorpora a ação antecipada da referência para rejeição de perturbações, utilizando a lei de controle calculada através da predição das saídas de um modelo de referência e das informações atuais. Esse tipo de controlador é estendido por Dumur et al. (1996) para incluir restrições na lei de controle e no erro de seguimento. O controle GPC é utilizado nos processos industriais, braços robóticos, com uma relativa insensibilidade as pequenas mudanças no modelo, e é facilmente levado na implementação em dispositivos embarcados.

Dumur et al. (2008) desenvolve uma proposta de controle preditivo baseado em modelos que descrevem a parte elétrica e mecânica da máquina, mediante modelos dinâmicos dos atuadores. O controle preditivo é aplicado na malha de posição, e o controlador inicial inclui um modo simples para predição, aplicando controladores para velocidade e corrente. Esse controlador inicial é robustificado através do parâmetro de Youla (RODRIGUEZ, 2003), a fim de obter funções estabilizantes da lei de controle com maior robustez na rejeição de ruído de medição e parâmetros incertos. Uma das vantagens desse parâmetro é que possibilita encontrar um grupo de polinômios R' , S' e T' estabilizadores, a partir de polinômios base do GPC, utilizando algoritmos de otimização.

Altintas (2000) sugere que o controle de seguimento em se mesmo é suficiente para manter a precisão de contorno necessária, enquanto, é projetado para produzir um alto seguimento da largura de banda com adequada rejeição da perturbação e robustez na mudança dos parâmetros.

Controladores de Contorno:

Os primeiros aportes do Controle de Contorno foram desenvolvidos por KOREN (1983) que propõe um controle chamado CCC (*Cross Coupling Controller*) o qual estima o erro de

contorno em tempo real baseado em um modelo de trajetória linear, e controla os atuadores para colocar a posição da ferramenta dentro da trajetória desejada. Esse é um método para calcular o erro de contorno desde o erro de seguimento em cada eixo da máquina, o qual consiste em um cálculo em tempo real do erro de contorno e uma lei de controle para eliminá-lo.

Koren e Lo (1991) melhoram o desenvolvimento do CCC, estimando o erro de contorno com trajetórias circulares e parabólicas. Embora, o CCC seja projetado para minimizar o erro de contorno, a precisão de contorno em alta velocidade de usinagem depende da largura de banda e da rejeição da perturbação no controle do eixo. Trabalhos de Erkorkmaz e Altintas (1998) desenvolvem um algoritmo de estimação do erro de contorno em tempo real para melhorar a precisão, implementando o CCC junto com a compensação dinâmica dos eixos por realimentação.

Uma causa da degradação do desempenho de seguimento e contorno é utilizar o erro de contorno e o erro de seguimento em cada eixo para calcular as entradas do controlador com métodos de controle baseados em modos deslizantes ou métodos de controladores tipo fuzzy (UCHIYAMA, 2008). Considerar simultaneamente estes erros em cada eixo de movimentação cria dificuldades para ajustar os parâmetros do controlador.

Métodos robustificados em relação às perturbações, e os efeitos produzidos pelos atritos e forças de corte são realizados por Uchiyama (2008) mediante um controle de contorno robusto para eixos de movimentação. Esse controlador é de tipo biaxial, com sinais de posição, velocidade, e máximo limite de perturbação, o qual pode ser aplicado a qualquer contorno de curva suave. O controlador teve sucesso utilizando curvas circulares e não circulares. No entanto, o controlador apresenta erro nos resultados, quando existem perturbações como os efeitos de atrito, forças de corte ou mudanças nos parâmetros do modelo. Embora, esse desenvolvimento apresente um melhor desempenho do sistema de controle com uma variação de entrada de controle menor, um erro de contorno inerente existe devido à dificuldade em calcular o erro de contorno com precisão para qualquer contorno de curva em tempo real.

Controladores Adaptativos:

Controladores de tipo adaptativo são propostos por ALTINTAS et al. (2000) através de modos deslizantes para eixos de movimentação de alta velocidade, e robusto a parâmetros com incerteza, compensando o sistema a perturbações. É uma técnica de controle não linear. No entanto, em aplicações de contorno em alta velocidade, o atrito muda descontinuamente ao redor de cantos, o qual não é detectado imediatamente para ser compensado. O controlador por modo deslizante possui a vantagem da sintonização rápida e sua implementação, porém precisa de um gerador de trajetória mais suave em sua referência. O erro de seguimento é minimizado, no entanto, os atritos, perturbações e mudanças nos parâmetros do sistema limitam a precisão de contorno.

Outra proposta em controle adaptativo é desenvolvida por Kamalzadeh e Erkorkmaz (2007) através de modos deslizantes adaptativos, que utiliza a rejeição de vibrações, e técnicas de compensação de atrito e ondulações do torque. O atrito não linear e as ondulações no torque são modelados e compensados por *feedforward*. A ondulação de torque é observada mediante um filtro de Kalman como uma perturbação equivalente na entrada do sistema de acionamento. O filtro de Notch é utilizado para reduzir o efeito das vibrações na estrutura por um sinal de controle.

Arquitetura de Controle:

Arquiteturas de controle são analisadas por Susanu e Dumur (2006). Seu trabalho propõe uma estrutura hierárquica de controle baseada no conhecimento da trajetória, e utiliza o princípio de horizonte de predição do controle preditivo, ajudando a melhorar a degradação no seguimento devido à saturação nos sinais de controle. A estrutura de controle possui o nível de comando através do controle preditivo, nível de supervisão da trajetória, que modifica em um caminho preditivo as referências dos eixos, com o intuito de minimizar o impacto de saturação dos sinais de controle na precisão da trajetória, e nível de geração de trajetória, que atua com um efeito antecipativo quando as referências modificadas estão mais distantes desde a origem e recalcula a entrada da trajetória. Essa estrutura possui varias vantagens em termos de seguimento de precisão

e rapidez, evitando desenvolvimento de controladores *feedforward*, quanto às técnicas preditivas dão uma ação antecipada em malha fechada.

A estrutura em cascata para o controle do sistema de acionamento é baseada nos polinômios RST como uma arquitetura geral. Um controlador RST de dois graus de liberdade é uma estrutura polinomial a qual fornece a possibilidade de separar as capacidades de seguimento da dinâmica de rejeitar as perturbações, por meio de uma simples equação de lei de controle (CASSEMIRO, 2006).

2.7 Sistemas Embarcados de controle

A síntese dos controladores para máquinas-ferramenta está materializada através dos sistemas embarcados. Assim, existem numerosas tecnologias segundo as características das máquinas e das arquiteturas de controle. Estes sistemas deveram responder aos requisitos do sistema com maiores tempos de resposta e processamento, eficiência no consumo de potência, energia, flexibilidade e confiabilidade (MARWEDEL, 2011). Os sistemas possibilitam a configuração de arquiteturas de controle para sistemas abertos, programação para módulos reconfiguráveis, e vantagens para melhorar o desempenho nos dispositivos mecatrônicos.

O processo de sistemas embarcados é relacionado diretamente com um sistema dinâmico. Lee e Seshia (2011) propõem uma análise da modelagem do sistema seguido de um projeto do sistema embarcado com o estudo em arquiteturas de memória, entradas e saídas do sistema, multitarefas, e processadores embarcados com uma etapa final de análise temporal, quantitativo e de confiabilidade sobre todo o sistema embarcado.

Estruturas de arquitetura de controle aberta e reconfigurável implementados em sistemas embarcados de FPGA (*Field-Programmable Gate Array*) são propostas, por Morales-Velazquez et al. (2010). Seu trabalho utiliza uma plataforma multiagente para o controle da máquina. Também é aplicada a tecnologia de sistemas embarcados para geradores de trajetórias, a fim de

melhorar o perfil em *jerk* das máquinas através de tecnologias de FPGA, para alto rendimento no processamento e nos tempos de resposta (OSORNIO-RIOS et al., 2009).

Broenink e Hilderink (2001) apresentam um método de desenvolvimento de controle embarcado, o qual considera módulos de processo passo a passo com os modelos do sistema físico e as leis de controle. O trabalho utiliza interfaces de *hardware* para FPGA com programação de VHDL baseado no CSP (*Communication Sequential Process*). Sistema de controle numérico embarcado para máquinas-ferramenta com arquiteturas tipo FPGA são desenvolvidos por Fei et al. (2011), com resultados em alta precisão e velocidade, reduzindo custos em *hardware*, e melhorando flexibilidade e operabilidade do sistema CNC.

2.8 Máquinas Virtuais para simulação

Máquinas Virtuais para sistemas mecatrônicos de tipo CNC são desenvolvidas, com o proposito de realizar simulações mais próximas do comportamento dos sistemas, conseguindo estudos para diagnóstico e projetos de controle. Diversos trabalhos em ambientes virtuais para máquinas-ferramenta CNC têm sido desenvolvidos (FREZZATTO; ROSARIO, 2011; FREZZATTO, 2011; SUSANU; DUMUR, 2004; ALTINTAS et al., 2005, KADIR et al. , 2011), por meio de realidade virtual, técnicas baseadas em web, modelagem matemático, interações de *software* e metodologias STEP-NC (CUENCA et al., 2011).

Alguns trabalhos em máquinas virtuais são desenvolvidos por Schützer et al. (2012) para melhorar precisão de superfícies e textura as quais podem ser otimizadas através da alimentação e seguimento de trajetórias suaves diretamente na máquina-ferramenta. As posições e velocidades da ferramenta são monitoradas pelo controle com entrada para a simulação de corte, o qual prevê e aperfeiçoa a qualidade da superfície. Propostas das metodologias para plataformas reconfiguráveis são desenvolvidas por Liao e Lee (2010) para análise, predição e simulação do comportamento destas máquinas.

2.9 Conclusões

Este capítulo apresentou às principais características das máquinas-ferramenta CNC, com a análise dos parâmetros de velocidade e precisão para os processos de usinagem. Esse estudo nos levou a revisar trabalhos e conceitos sobre os sistemas de acionamento, geração de trajetórias, modelagem dinâmica, estratégias de identificação e sistemas de controle. Finalmente são revisadas propostas de sistemas de controle embarcado e simuladores virtuais.

As principais tendências de máquinas CNC estão orientadas para alta e ultra precisão, com velocidades de operação cada vez mais altas. Nesse sentido, é preciso que os mecanismos de acionamento sejam melhorados com novos materiais e componentes para ser utilizados em tarefas de micro e macro usinagem.

Os sistemas de controle podem-se melhorar desde as arquiteturas, estratégias de controle, referências de entrada, métodos de robustificação, na modelagem dinâmica para projetar as leis de controle e nas tecnologias para sua implementação.

Na modelagem dinâmica, são percebidos modelos de tipo linear e não linear para modelar os mecanismos, subsistemas e dinâmicas próprias do sistema. Os controladores são geralmente projetados utilizando modelos simplificados e de baixa ordem, além de projetar de forma independente o controle para cada eixo de movimentação. Assim, é percebida a necessidade de projetar uma modelagem integral, considerando as influências de cada eixo em relação aos outros e seu comportamento dinâmico na resposta final da máquina.

Nos sistemas de controle para máquinas CNC, são observados vários tipos de controladores, com foco nos controladores de contorno e seguimento. Esses controladores são implementados através de estratégias baseadas em controle clássico, preditivo, robusto e adaptativo. As estruturas estão em realimentação negativa e cascata para o seguimento de trajetória e regulação da dinâmica. A maior parte das propostas são estratégias de controle baseadas no modelo dinâmico do sistema. Algumas aplicam estruturas de tipo *feedforward* para

compensar efeitos dos atritos e perturbações. Também, são utilizados filtros ou sistemas de précompensação na trajetória para ajudar as leis de controle em aumentar a velocidade e a precisão.

Com a revisão da literatura, percebem-se dois pontos importantes dos sistemas de controle. O primeiro é que a base da modelagem dinâmica deverá ser projetada o mais próxima às características das máquinas reais, para fornecer informações importantes no projeto dos controladores, e o segundo é a falta de sistemas abertos e flexíveis para programar controles avançados que possam melhorar o desempenho das máquinas em precisão e velocidade.

No próximo capítulo é apresentada a proposta do modelo dinâmico para máquinas-ferramenta CNC, a fim de utilizá-lo para projetar o sistema de controle.

3 MODELAGEM DINÂMICA E SISTEMA DE CONTROLE

Neste capítulo, é realizada a proposta de modelagem dinâmica e do sistema de controle para máquinas-ferramenta CNC. A modelagem dinâmica foi desenvolvida a partir da análise dos torques gerados no sistema e as características de seus componentes. Consequentemente, a modelagem foca no comportamento do torque dinâmico, estático e de perturbações. As interações dinâmicas que acontecem dentro desses sistemas são modeladas com o objetivo de obter um modelo único que integre os eixos de movimentação com as características dos parâmetros dinâmicos, incluindo os modelos do sistema mecânico, elétrico, eletrônico e de controle. A modelagem utiliza funções não lineares do efeito dos atritos, das perturbações e do processo de corte.

O Sistema de Controle está constituído pelos níveis de controle, geração de movimento, compensação, diagnostico e otimização. As estratégias para o projeto dos controladores internos são o Proporcional-Integral (PI) para regular a corrente e velocidade, e o controle tipo Proporcional (P) e Proporcional-Integral-Derivativo (PID) aplicados para a posição. Os controladores tipo *feedforward* são utilizados junto com os controladores (P) para compensar os atritos e perturbações, adicionando um efeito antecipativo. Devido à necessidade de melhorar o erro de contorno e seguimento, com maiores velocidades de resposta foi projetado o controle Preditivo Generalizado (GPC). Este controle utiliza o modelo dinâmico e uma trajetória definida para a predição das leis de controle. Contudo, esse controle apresenta erro em termos de robustez no seguimento de trajetórias para alta velocidade, sendo afetado pela presença de atritos. Neste sentido, é proposta a estratégia de robustificação do GPC por parametrização de Youla com robustez a ruído na medição e parâmetros incertos.

Inicialmente, são definidas as principais características da máquina CNC e uma proposta para a modelagem dinâmica. A seguir são desenvolvidas as equações matemáticas para o modelo dinâmico, que descreve cada eixo de movimentação e suas interações. Finalmente, é obtido um modelo tipo MIMO, não linear e invariante no tempo que é utilizado para a simulação, diagnostico identificação e projeto de controladores das máquinas CNC. Os controladores são

projetados com estruturas de controle digital e sintetizados em polinômios do tipo RST, para implementação nas interfaces de controle da máquina.

3.1 Características gerais do sistema

O sistema mecatrônico máquina-ferramenta CNC (ALTINTAS, 2001) pode ser definido com a integração de três áreas de estudo: Mecânica, Processos e Sistemas de Controle como apresentam-se na Figura 3.1. O sistema mecânico é constituído pela estrutura física, o sistema de acionamento dos eixos de movimentação e os mecanismos de transmissão, conversão e geração de movimentos. O sistema de processo define as características da máquina segundo as tarefas que podem-se executar em termos das especificações de manufatura e produção. O sistema de controle é encarregado de regular e supervisionar os parâmetros dentro dos limites de operação ótimos para estabilidade e desempenho da máquina.

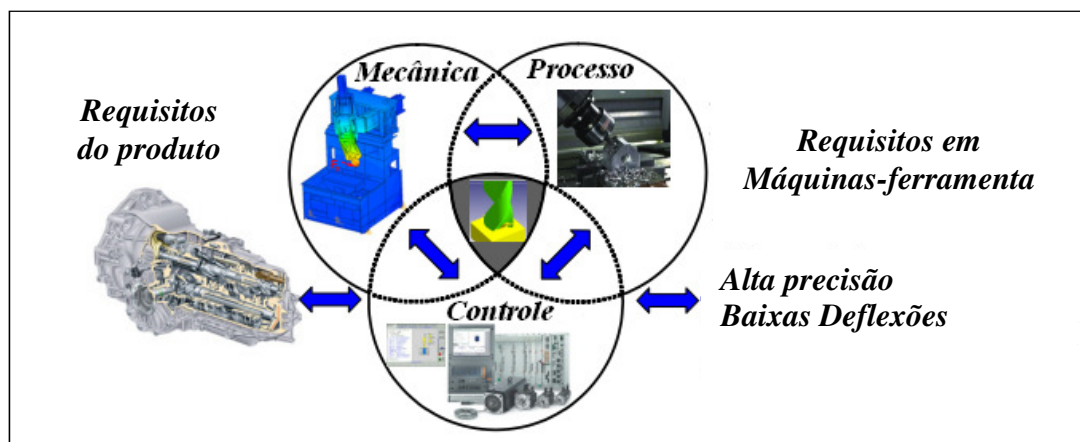


Figura 3.1: Máquina-ferramenta CNC como Sistema Mecatrônico.

Essas áreas estão representadas através dos módulos: mecânico, elétrico, eletrônico e de controle. O sistema mecânico constituído pela estrutura e mecanismos, é configurado segundo as tarefas de usinagem, a quantidade dos eixos de movimentação e do movimento relativo entre a peça e a ferramenta (LIMA, 2004). Os elementos característicos da estrutura são as colunas,

bases, mesas para usinagem e a estrutura física dos eixos de movimentação. Cada eixo está constituído pelos mecanismos de acoplamento, transmissão e conversão de movimentos. Esses mecanismos são compostos de guias, fusos esféricos, rolamentos, acoplamentos, redutores, sistema mecânico da ferramenta e de fixação da peça.

O sistema elétrico e eletrônico é constituído pelos dispositivos de acionamento como os motores, sistema de potência, as fontes de alimentação, os conversores do sinal e interfaces para comunicação dos dispositivos eletrônicos. O sistema de medição, supervisão e controle consiste nos dispositivos de medição de sinais como os sensores de movimento, velocidade, posição, e corrente. Adicionalmente, é conformado pela interface de controle e de comunicação o qual desenvolve a regulação de parâmetros com as centrais de comando para supervisionar e planejar tarefas e movimentos do dispositivo CNC.

3.2 Modelo Cinemático

O modelo cinemático da máquina-ferramenta CNC pode-se analisar desde o modelo cinemático direto e inverso para cada eixo de movimentação independentemente, com as características dos mecanismos de transmissão de movimento.

Assim, o modelo direto calcula a posição linear (\vec{X}) dos eixos de movimentação da máquina em função das posições angulares ($\vec{\theta}$). E o modelo cinemático inverso fornece a posição angular utilizando a posição linear (FREZZATTO, 2011).

É considerada para este tipo de máquinas CNC com fuso, a relação do deslocamento linear por revolução do fuso esférico, assim, o modelo para um eixo de movimentação é dada pela relação $\vec{X} = \frac{h_{px}}{2\pi} \cdot \vec{\theta}_x$, utilizando a medição do deslocamento linear h_{px} do fuso esférico.

3.3 Proposta da Modelagem Dinâmica

O estudo da dinâmica da máquina é definido a partir da análise do comportamento dos elementos em movimento focado no estudo da inércia, como estudo das propriedades da massa e sua interligação com o sistema (JOSEPH; HUSTON, 2002). Assim, a máquina é modelada com os elementos que produzem e mantêm o movimento, analisando os efeitos de variação inercial e parâmetros dinâmicos como a velocidade e posição. Projetar o modelo dinâmico significa o estudo das características de memória do sistema ou que evoluem com o tempo, e uma representação do comportamento da relação de suas variáveis em representações descritivas. Nesse caso, utilizam-se equações diferenciais para modelar o sistema (DORF; BISHOP, 2005).

A estrutura proposta para a modelagem dinâmica da máquina-ferramenta CNC é apresentada na Figura 3.2. A proposta consiste em um modelo tipo MIMO, não linear e invariante no tempo. Um sistema não linear é aquele que não cumpre com as condições de linearidade de superposição (OGATA, 1997). Ou seja, a saída do sistema, formada pela combinação linear das entradas de diferentes sinais é igual à mesma combinação obtida por cada sinal de entrada independentemente. O sistema invariante no tempo é definido com os parâmetros do modelo os quais não apresentam mudanças através do tempo.

As *entradas* do modelo dinâmico são constituídas pelas entradas principais, internas e externas. As entradas principais são as referências das trajetórias da máquina, que são os perfis de movimento ou sinais de controle para os sistemas de acionamento. As entradas internas são utilizadas para o funcionamento interno do modelo, como os parâmetros físicos da estrutura mecânica, dos eixos de movimentação, elementos de acionamento e do controle como: materiais, comprimentos, características dos mecanismos e dos elementos de quantização e medição. As entradas externas são definidas como as perturbações do ruído do ambiente ou sinais desconhecidos pelo sistema.

As *saídas* do modelo são definidas por cada eixo de movimentação e são as seguintes: posições lineares, velocidades lineares, acelerações, torques do sistema de acionamento e correntes.

O *modelo* incorpora a informação do sistema de acionamento por cada eixo de movimentação, elementos de regulação e controle da corrente e velocidade da máquina. Adicionalmente, é modelado o sistema de quantização para efeitos de conversão dos sinais digitais em analógicas, em termos de resolução de bits e valores máximos de tensão dos atuadores. Esses modelos são interligados com os modelos dinâmicos que descrevem os efeitos de atrito não linear apresentados nos mecanismos internos de cada eixo. Os atritos são modelados mediante a função não linear de *Stribeck* (YEUNG et al., 2006), baseada nos torques produzidos pelo atrito de Coulomb, torque estático e atrito Viscoso, em função das velocidades da máquina e da natureza dos mecanismos. No modelo, são integradas as funções de perturbações internas, que representam as forças do processo de corte.

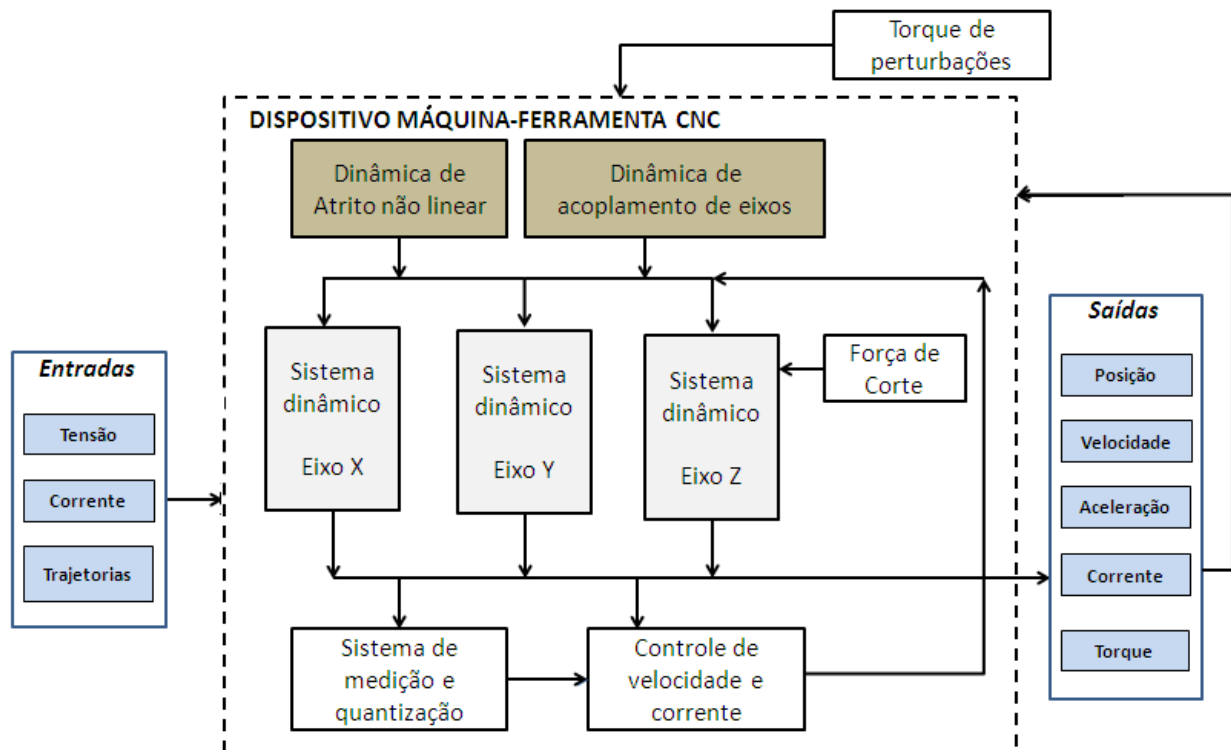


Figura 3.2: Proposta do modelo dinâmico para dispositivo máquina-ferramenta CNC.

Os eixos de movimentação ou juntas dos dispositivos CNC são constituídos pelo conjunto de mecanismos rígidos, elementos de transmissão e conversão de movimento, dispositivos de acionamento e acoplamento. O sistema do eixo de movimentação utilizado para este estudo é representado na Figura 3.3.

O eixo é composto pela guia mecânica para movimentação da mesa, o fuso esférico para conversão de movimento rotacional do motor CC em movimento linear, do amplificador ou sistema de potência para acionamento e controle do motor, os acoplamentos para ajustar o atuador com os outros mecanismos, rolamentos, o sensor de velocidade e posição, os elementos de quantização para medição e condicionamento de sinais e fontes de alimentação.

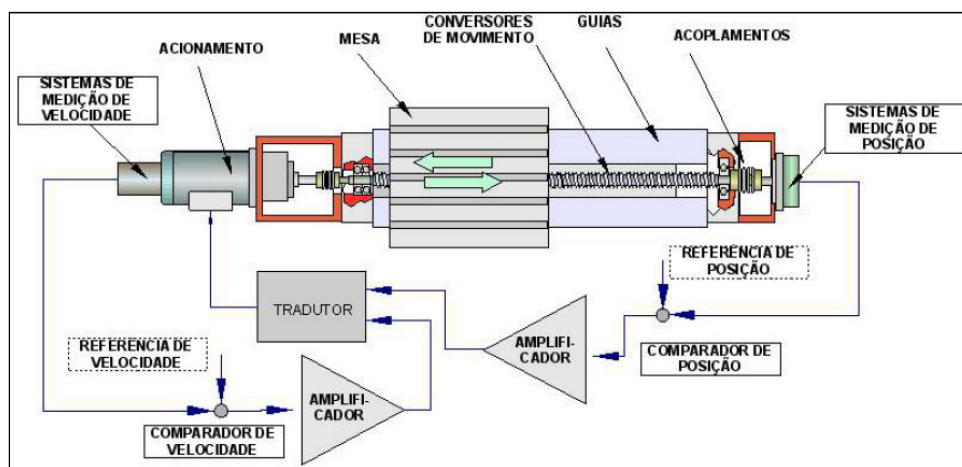


Figura 3.3: Estrutura do Eixo de Movimentação (LIMA, 2004).

O modelo dinâmico da máquina-ferramenta CNC é resumido na Tabela 3.1, em termos das entradas, saídas e modelos internos. As informações das entradas são fornecidas para cada eixo de movimentação.

Tabela 3.1: Características do modelo dinâmico para dispositivos máquina-ferramenta CNC.

<i>Entradas do Modelo Dinâmico</i>		
<i>Entradas principais</i>	<i>Entradas internas</i>	<i>Entradas Externas</i>
Sinal de Tensão Sinal de Corrente Perfil de Posição Perfil de Velocidade Perfil de Aceleração	Características da estrutura Materiais e comprimentos dos mecanismos Características da ferramenta Parâmetros dos elementos de acionamento Parâmetros dos acoplamentos Parâmetros dos elementos de transmissão e conversão de movimento Coeficientes de atrito Velocidades limite de operação dos eixos Torque máximo e mínimo dos atuadores Características dos elementos de medição Características dos elementos eletrônicos de conversão analógica digital. Parâmetros de tensão e potência. Tempos de reguladores de corrente e velocidade	Ruído externo Funções de perturbação desconhecidas.

<i>Saídas e Modelos internos</i>	
<i>Saídas</i>	<i>Modelos internos</i>
Posição angular	Sistema de regulação da corrente
Posição linear	Sistema de regulação da velocidade
Velocidade angular	Sistema de medição
Velocidade linear	Sistema de quantização
Aceleração	Modelos de atrito
Corrente	Modelos de acoplamento dos eixos
Torque	

Os parâmetros e sinais descritos na Tabela 3.1 são fornecidos para cada eixo de movimentação da máquina-ferramenta CNC.

3.4 Modelo Dinâmico

A modelagem dinâmica para os dispositivos máquina-ferramenta CNC é baseada no estudo de cargas estáticas e dinâmicas presentes no sistema. Esta modelagem aplica os conceitos dos modelos de eixos de movimentação, desenvolvidos por Altintas (2000), Erkorkmaz e Altintas (2001) e Yeung et al. (2006). A análise tem o centro no estudo dos torques estático, dinâmico e de perturbações, que são produzidos pela interação dinâmica entre cada um dos eixos. A estrutura do modelo proposto para a análise matemático é representado na Figura 3.4.

Algumas das fontes de cargas estáticas são as perdas por atrito nas guias dos eixos de movimentação, nos rolamentos e a presença das forças de corte. O motor deve superar os efeitos das cargas estáticas, com um torque suficientemente alto na aceleração da mesa e no sistema dos fusos, em um tempo curto, para que a máquina atinja à velocidade de estado estacionário superando e regulando as cargas dinâmicas do sistema.

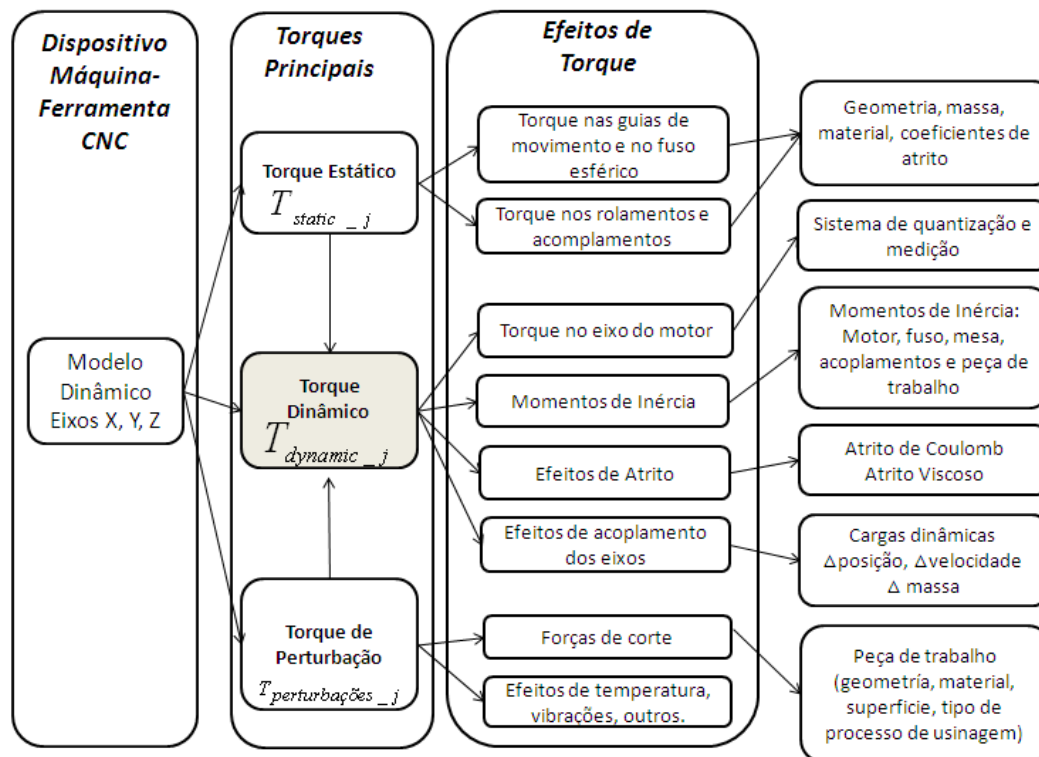


Figura 3.4: Estrutura para a modelagem dinâmica da máquina CNC.

O modelo dinâmico de cada eixo está representado pela equação de movimento (3.1).

$$T_{dynamic_j} = \sum_{i=0}^N J_{ij} \ddot{\theta}_j + \sum_{i=0}^N \beta_{ij} \dot{\theta}_j + T_{stat_dis_j} \quad (3.1)$$

O parâmetro $T_{dynamic_j}$ é o torque dinâmico do sistema, e $j=1, \dots, n$, n corresponde ao numero de eixos de movimentação da máquina. J_i é o momento de inércia total por cada eixo de movimentação, i é o índice correspondente aos momentos de inércia influentes no eixo do motor com $i=0, \dots, N$, N define os subsistemas que influenciam no momento de inércia. Neste caso, considerasse o momento de inércia dos motores, mesa de trabalho, massa da peça para usinagem, fusos e acoplamentos, θ é a posição angular, β_i é o atrito viscoso, e $T_{stat_dis_j}$ é o torque estático de perturbação.

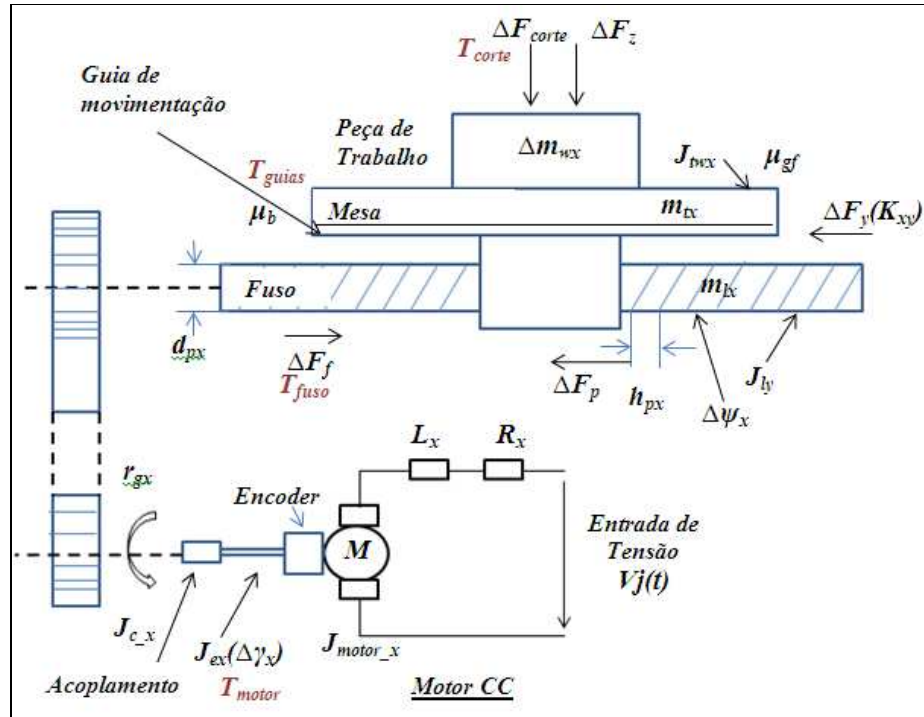


Figura 3.5: Representação de Forças e Torques para a modelagem dinâmica do Eixo X.

Na Figura 3.5 é apresentado um diagrama de forças e torques para o eixo de movimentação X, o qual é influenciado pelas forças geradas do eixo vertical Z e horizontal Y. As variáveis mostradas são explicadas nos itens a continuação.

3.4.1 Variação Inercial do Sistema

O momento de inércia da máquina é caracterizado pela variação inercial de cada eixo de movimentação, e é refletido sob o eixo do motor. Esta variação do momento de inércia total é determinada pelo momento de inércia da mesa J_{tj} , da peça de trabalho J_{wj} , do fuso esférico J_{lj} , do motor J_{motor_j} e dos acoplamentos J_{cj} . O momento de inércia da mesa é constituído pela massa da mesa m_{tj} e da peça de trabalho m_{wj} . O momento de inércia da mesa varia segundo a posição da mesa em relação ao seu centro de movimento. A peça de trabalho igualmente muda seu momento de inércia devido à variação da massa da peça quando se encontra em processo de corte ou desbaste de material. Contudo, o parâmetro de momento de inércia total do sistema é modificado em função do posicionamento dos eixos, e dos comprimentos dos mecanismos de conversão de movimento. O momento de inércia para o eixo X de uma máquina-ferramenta de três eixos é expresso através da Equação (3.2).

$$J_{ex} = f(J_{twx}(\Delta m_w, m_t, \Delta \psi_t), J_{lx}, J_{cx}, J_{motor_x}, \Delta \gamma_x) = \sum_{i=0}^N J_{ij} \quad (3.2)$$

Os momentos de inércia refletidos no eixo X do motor estão representados através da Equação (3.3). O j é o numero total dos eixos, que são 3, (x,y,z) , h_{pj} é o passo do fuso de movimentação, d_{pj} é o diâmetro do fuso, r_{gj} é o raio de redução de velocidade, $\Delta \psi_x$ é a variação da distância de movimento linear da mesa com relação ao passo do fuso e $\Delta \gamma_x$ é a variação do momento de inércia total no eixo X.

$$\begin{aligned}
J_{twx} &= (\Delta m_{wx} + m_{tx}) \left(\frac{h_{px}}{2\pi} \cdot \Delta \psi_x \right)^2 \\
J_{lx} &= \frac{1}{2} m_{lx} \cdot \left(\frac{d_{px}}{2} \right)^2 \\
J_{ex} &= \frac{J_{twx} + J_{lx}}{r_{gx}^2} + J_{motor-x} + J_{cx} + \Delta \gamma_x
\end{aligned} \tag{3.3}$$

O momento de inércia do eixo de movimentação Y é afetado pela variação do momento de inércia do eixo X. O processo de corte sobre a peça de trabalho afeta o comportamento do eixo X, e como resultado o momento de inércia do eixo Y, também é modificado. O momento de inércia do eixo Y J_{ey} varia segundo sua posição em relação ao centro de movimento como é expresso na Equação (3.4)-(3.5).

$$J_y = f(J_{twy}(\Delta m_{wy}, m_{ty}, m_{tx}), J_{ly}(\Delta \psi_y), J_{ly}, J_{cy}, J_{motot-y}, \Delta \gamma_y) \tag{3.4}$$

Os momentos de inércia que compõem o momento de inércia total do eixo Y estão representados através da Equação (3.5), onde Δm_{wy} é a variação da massa da peça de trabalho devido aos processos de corte ou desgaste de material.

$$\begin{aligned}
J_{twy} &= (\Delta m_{wy} + m_{ty} + m_{tx}) \left(\frac{h_{py}}{2\pi} \Delta \psi_y \right)^2 \\
J_{ly} &= \frac{1}{2} m_{ly} \cdot \left(\frac{d_{py}}{2} \right)^2 \\
J_{ey} &= \frac{J_{twy} + J_{ly}}{r_{gy}^2} + J_{motor-y} + J_{cy} + \Delta \gamma_y
\end{aligned} \tag{3.5}$$

O momento de inércia do eixo de movimentação Z é representado pela Equação (3.6).

$$\begin{aligned}
J_{tz} &= (m_{tz}) \cdot \left(\frac{h_{pz}}{2\pi} \cdot \Delta \psi_z \right)^2 \\
J_{l_z} &= \frac{1}{2} m_{l_z} \cdot \left(\frac{d_{pz}}{2} \right)^2
\end{aligned} \tag{3.6}$$

$$J_{ez} = \frac{J_{twz} + J_{lz}}{r_{gz}^2} + J_{mz} + J_{cz} + \Delta\gamma_z$$

3.4.2 Torque Estático

O torque estático T_{static_j} é produzido pelas cargas estáticas presentes nos eixos de movimentação. Isto é geralmente causado pelos efeitos de atritos entre as mesas, as guias de movimento e os rolamentos, além da influência da força de corte. O torque estático total refletido no eixo do motor é representado na Equação (3.7). Esse torque é constituído pelo torque produzido pelos efeitos de atrito nas guias T_{gfj} , nos rolamentos T_{lfj} , torque no fuso T_{fj} produzido pela influência da força de corte e o torque estático presente nos acoplamentos do eixo T_{cj} . Os torques produzidos nos rolamentos, acoplamentos e fuso são funções das características próprias de cada eixo de movimentação como: as massas do eixo, o material da peça de trabalho, os coeficientes de atrito entre as superfícies e as dimensões dos mecanismos.

$$T_{static_j} = T_{gfj} + T_{lfj} + T_{fj} + T_{cj} \quad (3.7)$$

Os atritos nas guias de movimento produzem efeitos que geram o torque T_{gfj} nos eixos dos motores. Este é constituído pelos torques em cada eixo da máquina como T_{gfz} , T_{gfy} e T_{gfx} representados na Equação (3.8). O torque estático T_{gfj} também é influenciado pelos torques gerados nas forças de corte F_{cj} , cujo valor varia dependendo da influência de corte em cada eixo. Outros parâmetros que influenciam no comportamento do torque T_{gfj} são: a força gravitacional g , as massas das mesas m_{ij} , o coeficiente de atrito entre as superfícies μ_{gf} o qual depende do material em contato, e o passo do fuso de movimentação h_{pj} . O torque no eixo X é afetado diretamente pela força de corte F_{zx} , e o torque no eixo Y é afetado pela componente F_{zy} da força de corte.

$$\begin{aligned}
T_{gfx} &= \frac{h_{px}}{2\pi} \mu_{gf} [(m_{tx} + \Delta m_{wx})g + \Delta F_{zx}] \\
T_{gfy} &= \frac{h_{py}}{2\pi} \mu_{gf} [(m_{ty} + m_{tx} + \Delta m_{wy})g + \Delta F_{zy}] \\
T_{g fz} &= \frac{h_{pz}}{2\pi} \mu_{gf} [(m_{tz})g + F_z]
\end{aligned} \tag{3.8}$$

A força axial presente nos rolamentos é refletida nos lados do fuso esférico, com a finalidade de absorver as forças da potência do acionamento, das guias e do fuso ao mesmo tempo. O torque presente nos rolamentos T_{lf_xy} e os torques refletidos no fuso T_{ff} são produzidos pelas forças de corte F_{fcz_j} , os quais são expressos na Equação (3.9). A máxima força de alimentação no acionamento é representada por F_f , a força de precarga nos rolamentos do eixo é F_p , e o diâmetro de cada rolamento d_p .

$$\begin{aligned}
T_{lf_xy} &= \frac{d_b}{2} \mu_b [F_f + F_p] \\
T_{fx} &= \frac{h_{px}}{2\pi} F_{fcz_x} \\
T_{fy} &= \frac{h_{py}}{2\pi} F_{fcz_y}
\end{aligned} \tag{3.9}$$

O torque estático de perturbação expresso através de Equação (3.10) é representado pelo torque estático da Equação (3.7) e pelo parâmetro de redução da velocidade em cada eixo r_{gj} . O parâmetro de redução de velocidade depende das características físicas do mecanismo do sistema de acionamento.

$$T_{stat_dis} = \frac{T_{static_j}}{r_{gj}} \tag{3.10}$$

O torque gerado pelos acoplamentos entre o motor e o fuso dos eixos é expresso na Equação (3.11). Ele utiliza a constante de acoplamento K_{cj} que é determinada pelas características

geométricas e do tipo de material dos acoplamentos, l_j representa o comprimento do eixo entre o acoplamento e o motor.

$$T_{cj} = K_{cj} l_j \quad (3.11)$$

3.4.3 Torque Dinâmico

Quando acontecem mudanças de movimento e de velocidade, as máquinas-ferramenta precisam de alto torque de aceleração para compensar os efeitos produzidos pela inércia do sistema e os efeitos dos atritos, que reduzem a velocidade e incrementam a temperatura nos mecanismos. O torque dinâmico do sistema $T_{dynamic_j}$ que faz parte da Equação (3.1) de movimento, é refletido no eixo do motor, constituído pelo torque produzido pelo atuador, pelos efeitos de atritos nas guias de movimento T_{fhl} , pelas forças de corte T_{ct} e pelo torque produzido devido aos efeitos de perturbação T_p , como as vibrações na estrutura, características do ambiente, efeitos de temperatura e do ruído na medição. Esse torque dinâmico é representado através de Equação (3.12).

$$T_{dynamic_j} = T_{motorj} - (T_{fhl_j} + T_{ct_j} + T_{p_j}) \quad (3.12)$$

A modelagem do atuador depende do tipo de motor dos eixos de movimentação da máquina. Para essa modelagem é utilizado o modelo de um motor CC controlado pela armadura. O modelo para esse tipo de atuador é expresso na Equação (3.13) (DORF; BISHOP, 2005). O $v_j(t)$ é a tensão de entrada do motor, $i_j(t)$ a corrente do sistema, L_j a indutância, R_j a resistência elétrica, $E_g(t)$ a tensão gerada internamente, k_t a constante de torque e k_e a constante da força eletromotriz.

$$\begin{aligned}
v_j(t) &= L_j \dot{i}_j(t) + R_j i_j(t) + E_{gj}(t) \\
E_{gj}(t) &= k_{ej} \dot{\theta}(t) \\
T_{motorj} &= k_{tj} i_j(t)
\end{aligned} \tag{3.13}$$

O atuador possui limites de entrada de tensão para o funcionamento normal da máquina CNC. Esses limites são modelados com elementos de saturação de tensão os quais utilizam os valores máximo e mínimo de tensão que suporta o atuador (Equação 3.14) (ERKORKMAZ et al, 2007).

$$u_a(k) = \begin{cases} u_{\min} & |u_s(k) < u_{\min} \\ u_s(k) & |u_{\min} \leq u_s(k) < u_{\max} \\ u_{\max} & |u_s(k) > u_{\max} \end{cases} \tag{3.14}$$

Onde u_s é o comando gerado pela lei de controle para regular a tensão do motor, u_a é o sinal de controle normalizado pelo amplificador para valores de funcionamento do atuador. O u_{\min} e u_{\max} são os limites de tensão mínimo e máximo na entrada do atuador. Esses valores são calculados por meio dos parâmetros do motor, o torque mínimo e o torque máximo, como são definidos através da Equação (3.15).

$$\begin{aligned}
u_{\min} &= \frac{T_{\min}}{k_a k_t} \\
u_{\max} &= \frac{T_{\max}}{k_a k_t}
\end{aligned} \tag{3.15}$$

3.4.4 Dinâmica dos atritos

O efeito dos atritos tem sido amplamente estudado na área de máquinas, devido a sua influência no comportamento final dos mecanismos em contato e em movimento. A importância de incorporar essa análise para o projeto dos sistemas de controle é cada vez mais utilizado para melhorar o desempenho em termos de alta precisão. Na máquina CNC, os atritos são detectados nas guias dos eixos de movimentação, originados pelo tipo de contato entre a mesa deslizante e a

guia estacionária, além dos outros mecanismos como os rolamentos e acoplamentos. Os coeficientes de alto atrito são encontrados na superfície lubrificada das guias de metal e a mesa, onde se apresenta o contato. A área de superfície do metal de contato é reduzida por guias hidrodinâmicas ou hidrostáticas devido aos lubrificantes injetados entre a mesa e as guias.

O torque de atrito dinâmico do sistema é modelado através da Equação (3.16), o que é representado pela influência do torque estático, Equação (3.7), o torque interno do motor T_{aj} e o torque produzido pelos atritos determinados pela função de *Stribeck* (YEUNG, et al., 2006) apresentado na Equação (3.16). O efeito do torque de atrito dinâmico da máquina varia dependendo das velocidades de movimentação dos eixos e do torque estático. Os perfis de movimento da máquina influenciam no efeito produzido pelos atritos, devido aos tempos de resposta, velocidade e aceleração. Os atritos são dependentes da velocidade limite de operação da máquina e das velocidades atuais de movimentação dos eixos no processo de usinagem. O efeito da função de atrito incrementa-se conforme a velocidade de cada eixo. Uma situação crítica no comportamento dinâmico da máquina é representada pelas velocidades próximas da velocidade zero e das mudanças na orientação do movimento dos eixos, em tempos muito curtos e altas velocidades, afetando função dinâmica não linear dos atritos (YEUNG, et al., 2006).

$$T_{fnt_j}(k) = \begin{cases} 0 & se \quad \omega_j(k) = 0 \text{ e } T_{aj}(k) = 0 \\ T_{aj}(k) & se \quad \omega_j(k) = 0 \text{ e } T_{static_j}^- < T_{aj}(k) < T_{static_j}^+ \\ T_{static_j}^+(\omega(k)) & se \quad \omega_j(k) = 0 \text{ e } T_{aj}(k) > T_{static_j}^+ > 0 \\ T_{static_j}^-(\omega(k)) & se \quad \omega_j(k) = 0 \text{ e } T_{aj}(k) < T_{static_j}^- \\ T_{stribeck_j}^+(\omega(k)) & se \quad \omega_j(k) > 0 \\ T_{stribeck_j}^-(\omega(k)) & se \quad \omega_j(k) < 0 \end{cases} \quad (3.16)$$

Para velocidades do eixo de movimentação iguais a zero, o torque de atrito da máquina apresenta um valor de zero no caso que a velocidade e o torque do atuador sejam zero; se o torque do atuador é maior ou menor que o torque estático e a velocidade do eixo são zero, então o valor do torque de atrito torna-se igual ao valor de torque estático. Finalmente, o torque de atrito

terá o valor correspondente com as respostas da função de atritos de *Stribeck* para velocidades do eixo maiores ou menores de zero.

Os atritos presentes nos mecanismos associados ao eixo de movimentação podem ser analisados através das características de superfícies metálicas lubrificadas em contato, as quais são descritas pela curva de *Stribeck* como é apresentado na Figura 3.6. Essa função é determinada através de quatro regiões: zona de atrito estático, lubrificação de fronteira, parcial e total. Cada uma destas regiões apresentam diferentes efeitos na dinâmica da máquina. Essas mudanças devido aos atritos devem ser reguladas pelo sistema de controle quando a máquina é acelerada em baixas velocidades ou próximas de zero, ou quando acontecem mudanças na direção do movimento.

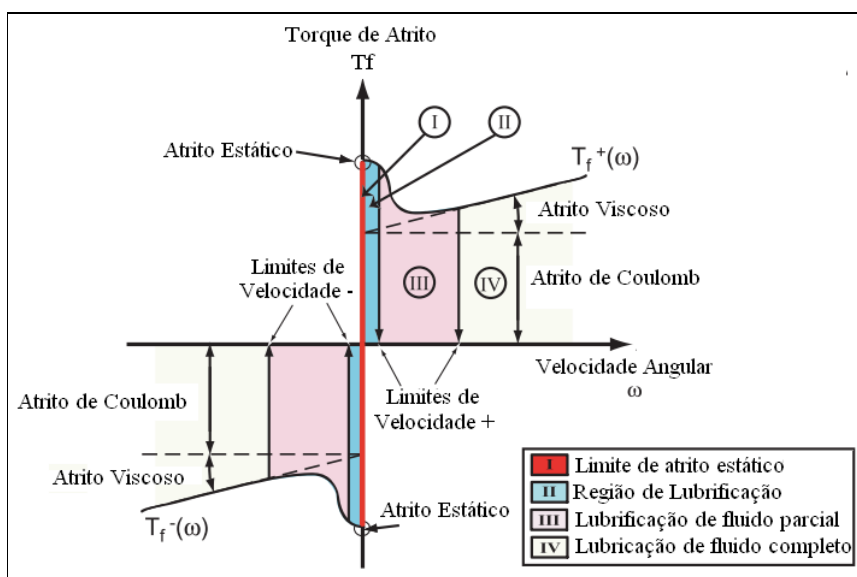


Figura 3.6: Função de *Stribeck* de Atritos em superfícies de contato (YEUNG et al., 2006).

Na **primeira região**, o atrito estático não depende da velocidade, causando pequenos deslizamentos. O primeiro regime é relacionado com o atrito estático e o deslocamento inicial. As superfícies em contato apresentam rugosidades. Nesta região, são evidenciadas deformações elásticas nas partes em contato, produzindo um deslocamento inicial próximo à região de fronteira. Essas rugosidades que se deformam produzem um crescente atrito estático na máquina.

Considera-se que, quando a máquina está em estado de atrito estático, não existe deslocamento, porém, existem em baixas velocidades, mudanças pequenas de movimento da máquina. Os efeitos do atrito estático nos rolamentos e acoplamentos do eixo produzem um pré-deslizamento afetando a resposta do sistema de controle.

A **segunda região** é a lubrificação de fronteira, que corresponde ao movimento em baixas velocidades. Nessa região, o atrito depende das propriedades da superfície e das características químicas do lubrificante. Devido ao contato com as superfícies sólidas, é produzido um cisalhamento na fronteira lubrificada. Nesta região, acontece o contato de sólido com sólido, apresentando maior atrito que nas regiões 3 e 4.

A **terceira região** corresponde à lubrificação do fluido parcial. Se o atrito estático é maior que o atrito de Coulomb, o efeito do torque de atrito diminui com o aumento da velocidade. Nessa região, o lubrificante é colocado na região dos rolamentos e da carga através do movimento por deslizamento ou rolamento. O lubrificante é injetado nos mecanismos gerando uma superfície, assim, este processo começa a ser dominado pela interação do lubrificante viscoso e velocidade de movimento. Quando a superfície já está grossa, a separação das superfícies é completada, e a carga é suportada pelo fluido. Essa região é das regiões mais difíceis de modelar devido a suas características de mudança de uma lubrificação parcial.

A **quarta região** é a lubrificação total de fluido. O atrito é função da velocidade e pode ser modelado com a função de atrito viscoso e atrito de Coulomb. A hidrodinâmica e a elasto-hidrodinâmica são dois métodos de lubrificação. Nessa região, o desgaste entre os componentes é reduzido, e o atrito é consideravelmente controlado. Na Figura 3.7 apresentam-se os níveis de atrito segundo as condições de lubrificação (ARMSTRONG et al., 1994).

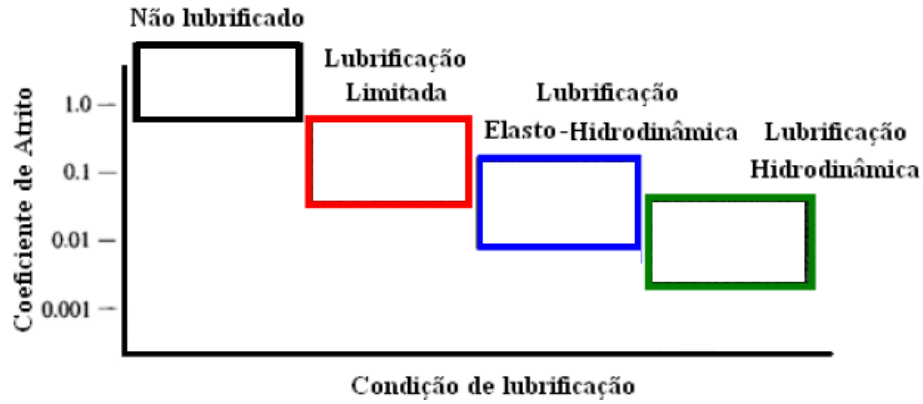


Figura 3.7: Níveis de atrito segundo o sistema de lubrificação da máquina (ARMSTRONG et al., 1994).

A função de *Stribeck* representa o comportamento entre as superfícies metálicas (Xi, et al., 2010). Essa função é caracterizada pela Equação (3.17). A curva é uma função constituída pelo torque estático representado na Equação (3.7), torque de atrito Viscoso da Equação (3.19) e torque do atrito de Coulomb da Equação (3.18). Em altas velocidades, o torque estático apresenta uma mínima influência na dinâmica do sistema. Enquanto, o atrito de Coulomb afeta diretamente em relação ao seu valor original de atrito. O torque produzido pelo atrito viscoso incrementa o efeito diretamente proporcional à velocidade do eixo de movimentação. As velocidades limite da fronteira nas duas direções de rotação estão representadas por $\omega_{1\pm}$ e $\omega_{2\pm}$.

$$T_{stribeckj}^{\pm}(t) = T_{staticj}^{\pm} * e^{-\frac{\omega(t)_j}{\omega_{1\pm}}} + T_{coulj}^{\pm} * \left(1 - e^{-\frac{\omega(t)_j}{\omega_{2\pm}}} \right) + T_{viscj} * \omega_j(t) \quad (3.17)$$

O atrito de Coulomb acontece no contato existente entre as duas superfícies secas sem lubrificação. Esse atrito é representado pela função da velocidade dos eixos, sentido de direção de movimentação e parâmetros elétricos do motor CC. Para o modelo de atrito de Coulomb é aplicada a função signo $\Phi_f^{\pm}(\omega)$ (Ekorkmaz e Altintas, 2001), a qual possui um valor de 1 para velocidades do eixo maiores ou menores de zero, e de 0 para velocidades iguais a zero. A constante de atrito K_{coulj} representa o valor de coeficiente de atrito de Coulomb gerado nas

superfícies em contato. A função de torque de atrito de Coulomb é apresentada na Equação (3.18).

$$\Phi_j(\omega) = \begin{cases} 0 & \text{se } \omega_j(k) = 0 \\ 1 & \text{se } \omega_j(k) > 0 \\ -1 & \text{se } \omega_j(k) < 0 \end{cases} \quad (3.18)$$

$$T_{coulj}^{\pm} = f\left(\Phi_j^{\pm}, \omega(k), K_{coul}^{\pm}\right) = \Phi_j^{\pm}(\omega) \cdot K_{coulj}^{\pm}$$

A função de atrito de Coulomb apresenta uma descontinuidade quando varia o sentido de movimento do eixo, mudando de velocidades positivas a negativas e vice-versa. A descontinuidade como é representada no modelo de Coulomb (Equação 3.17), gera altas não linearidades ocasionando oscilações e diminuição da precisão em velocidades próximas ao zero.

O efeito do atrito Viscoso ocorre no movimento de um corpo e um fluido, ou entre duas superfícies em movimento relativo separadas por uma fina película continua de fluido. A função de atrito viscoso é apresentada pela constante viscosa K_{visc} e a velocidade angular do eixo $\omega_j(k)$, a qual é expressa pela Equação (3.19).

$$T_{viscj}^{\pm} = f(K_{visc}^{\pm}, \omega_j(k)) = K_{visc}^{\pm} \cdot \omega_j(k) \quad (3.19)$$

A função de atrito viscoso apresenta maior linearidade com relação ao atrito de Coulomb. Quando incrementa a velocidade, o comportamento do atrito geral possui maior influência da viscosidade que é gerada pelo lubrificante entre os mecanismos, guias de movimento e as mesas dos eixos da máquina.

3.4.5 Dinâmica do processo de Corte

As operações de corte realizadas em duas ou três dimensões são utilizadas para remoção de material na usinagem da peça. Nesta modelagem, é utilizado o caso simples de operação de corte em um processo ortogonal de duas dimensões na remoção de material, modelado por Altintas (2000). Nesta operação, o material é removido pela ponta da ferramenta que é perpendicular à direção da ferramenta e do movimento da peça de trabalho. A força de cisalhamento (Equação 3.20) pode ser expressa como função da tensão de cisalhamento τ_s , do ângulo de cisalhamento φ_c , e das condições de corte. Essas condições de corte em relação à peça de corte são a espessura h e largura b .

$$F_s = \tau_s b \frac{h}{\sin \varphi_c} \quad (3.20)$$

A força de corte resultante é definida pela Equação (3.21). O ângulo de atrito entre a ferramenta e a peça de trabalho é β_a ; e o ângulo de inclinação da ferramenta é α_r . A força de corte resultante é definida através da seguinte equação

$$F = \tau_s b h \frac{1}{\sin \varphi_c \cos(\varphi_c + \beta_a - \alpha_r)} \quad (3.21)$$

A largura de corte e a velocidade da ferramenta influenciam na força tangencial e as forças de alimentação. As forças de corte são funções dos parâmetros do processo de corte, ou seja: tipo da ferramenta, geometria da peça de trabalho, temperatura de corte, dimensões de corte e características do material. Na Equação (3.22) são definidas as forças axiais e radiais de corte.

$$F_t = F \cos(\beta_a - \alpha_r) \quad (3.22)$$

$$F_f = F \sin(\beta_a - \alpha_r)$$

O torque devido à força de corte T_{ct} refletido no eixo do motor é constituído pela força resultante das forças axial e radial do corte da ferramenta na peça de trabalho com F_{corte} pela distancia d_c entre a peça de trabalho e o eixo do atuador.

$$F_{corte} = \sqrt{F_t^2 + F_f^2} \quad (3.23)$$

$$T_{ct_j} = F_{corte} \cdot d_c$$

Lasemi et al. (2010) mencionam a importância de construir a trajetória da ferramenta com qualidade, levando em consideração os parâmetros de corte como a orientação, geometria e características da ferramenta.

3.4.6 Modelo das Perturbações

O torque de perturbações apresentado na Equação (3.24) afeta o torque dinâmico completo do sistema (Equação 3.12). Ele é constituído pelas vibrações físicas da estrutura mecânica da máquina, ruído externo, efeitos de temperatura nos mecanismos, e efeitos de deslizamento na movimentação dos eixos, dentre outros possíveis efeitos de perturbação de acordo com o processo de usinagem e ambiente de trabalho da máquina CNC. Uma aproximação para a proposta de modelagem dinâmica é considerar algumas constantes das possíveis fontes de perturbação.

$$T_{p_j} = \Delta T_{temper} + \Delta T_{slip_stick} + \Delta T_{vibrations} + \Delta \xi_{noise} \quad (3.24)$$

3.4.7 Sistema de Medição, Potência e Quantização

O sistema de medição é conformado por um conjunto de dispositivos para aquisição dos sinais do sistema e sensores de posição e velocidade. Os sensores comumente utilizados para a medição de posição e velocidade são os encoders incrementais. Os mesmos são transdutores de movimento que obtêm medições do movimento linear ou angular, convertendo a informação em sinais elétricos para serem utilizadas no cálculo da posição ou velocidade da máquina. O modelo representativo para a conversão da quantidade de pulsos da posição angular do eixo do atuador pelo encoder esta definido na Equação (3.25), através do modelo de um ganho de conversão da medição de posição $G_{medição_j}$. O modelo utiliza uma função do encoder, determinado pela quantidade de pulsos por revolução P_{pulsos} , em relação de uma constante de precisão na medição do sinal $k_{medição}$.

$$G_{medição_j} = \theta_j \left(\frac{P_{pulsos_j}}{2\pi} \right) k_{medição_j} \quad (3.25)$$

O sistema de quantização está definida na Equação (3.26), pelo ganho G_{DAC_j} , que é um conversor de sinais digitais para análogas (D/A). Essa função é baseada nos limites de operação da máquina em termos do valor de tensão máximo e mínimo para os atuadores D_{power} , e a resolução do conversor (D/A) de tipo eletrônico em bits K_{bits} . O efeito de digitalizar os sinais é devido à necessidade de utilizar os dispositivos de medição e controle de tipo digital. Este processo implica uma escolha dos tempos de amostragem adequados, além de técnicas de controle em tempo discreto (Figura 3.8).

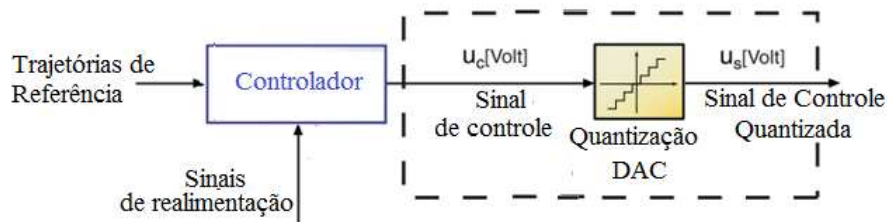


Figura 3.8: Efeito de Quantização do Sinal de Conversão (D/A), (YEUNG et al., 2006).

$$G_{DAC_j} = f(D_{power}, K_{bits}) = \frac{\pm D_{power}}{2^{Kbits}} \quad (3.26)$$

Os elementos de potência e interface eletrônica são modelados com as características dos limites de operação das fontes de alimentação V_{supply} , a frequência PWM (Module Width Pulse) f_{rPWM} para o controle dos atuadores, e os elementos de proteção para corrente I_{sat} . A função do sistema de acionamento é K_{drive_j} está definida na Equação (3.27), a qual é configurada como um ganho segundo as características do dispositivo que gera o PWM.

$$K_{drive_j} = f(fr_{PWM}, V_{\pm supply}, I_{sat}) \quad (3.27)$$

Para a regulação da corrente e velocidade, geralmente as máquinas CNC possuem sistemas de controle que regulam esses parâmetros internamente ou dispositivos eletrônicos que saturam e limitam as correntes do sistema. Para a modelagem proposta é analisado o regulador de corrente e velocidade utilizando controladores de tipo PI, através da velocidade angular de referência ω_{ref} e a velocidade medida $\omega_{medição}$, a corrente de referência i_{ref} e a corrente medida no eixo de movimentação $i_{medição}$ (Equação 3.28)

$$\begin{aligned} e_1(t) &= \omega_{ref}(t) - \omega_{medição}(t) \\ e_2(t) &= i_{ref}(t) - i_{medição}(t) \end{aligned} \quad (3.28)$$

O regulador de corrente e velocidade PI é calculado através de Equação (3.29). O controle de corrente está definido por meio da constante proporcional k_{pc} , integral k_{ic} , e o ganho de conversão que normaliza a corrente em tensão K_{i_v} , este modelo é definido em G_{conv_volts} . Para o controlador de velocidade, k_{pv} é o ganho proporcional, k_{iv} é o ganho integral e K_{vel_i} é o ganho de conversão de velocidade em corrente, este controle é definido em $G_{conv_current}$. Esta proposta de regulação da corrente e velocidade são representadas através de uma estrutura de controladores em cascata, com uma malha de controle externa de velocidade e uma malha interna de corrente.

$$\begin{aligned}
G_{conv_volts} &= \left[\frac{v_j(t)}{k_{pc}e_2(t) + \int k_{ic}e_2(t)dt} \right] \cdot K_{i-v} \\
G_{conv_current} &= \left[\frac{i_l(t)}{k_{pv}e_1(t) + \int k_{iv}e_1(t)dt} \right] \cdot K_{vel-i}
\end{aligned} \tag{3.29}$$

3.4.8 Modelo de acoplamento entre os eixos de movimento

As equações de acoplamento entre os eixos são de alta importância na modelagem dinâmica destas máquinas, devido aos efeitos da variação inercial, os quais afetam as correntes, torques e velocidades dos eixos e, porém a precisão final da peça usinada. As equações de acoplamento entre os eixos estão representadas com a influência de uma constante de acoplamento K_{ji} entre os eixos, em relação a sua velocidade e posição, como está definido na Equação (3.30). A velocidade total no eixo X é influenciada pela movimentação do eixo Y. A equação de acoplamento do eixo Z é calculada com a velocidade dos outros eixos com efeitos da força do processo de corte. Se qualquer dos eixos não se movimenta, a equação de acoplamento é comandada pela velocidade independente de cada eixo.

$$\begin{aligned}
\omega_{xt}(t) &= K_{xy} \cdot \omega_y(t) + \omega_x(t) + \Delta\omega_{cutting_zx} \\
\omega_{yt}(t) &= K_{yx} \cdot \omega_x(t) + \omega_y(t) + \Delta\omega_{cutting_zy} \\
\omega_{zt}(t) &= K_z \cdot \omega_z(t) + [K_{zx} \cdot \Delta\omega_x(t) + K_{zy} \cdot \Delta\omega_y(t)] \omega_{cutting}
\end{aligned} \tag{3.30}$$

As outras equações que foram definidas no acoplamento desta modelagem estão representadas anteriormente na variação do momento de inércia de cada eixo nas Equações (3.3)-(3.5)-(3.6) e do torque estático Equação (3.8).

3.4.9 Modelo do ruído no sensor de medição da posição

O ruído presente nos sensores da máquina é modelado através de uma perturbação de tipo aditiva como é apresentada na Figura 3.9. A perturbação afeta diretamente o sinal de saída do sistema, neste caso é colocado na saída da posição linear da máquina.

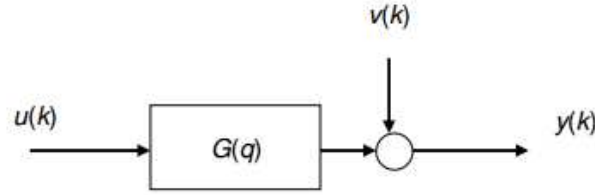


Figura 3.9: Perturbação Aditiva Direta.

O ruído na medição da posição é definido como a diferença entre a medição atual e um parâmetro de ruído estimado como está na Equação (3.31), (EKORKMAZ; ALTINTAS, 2001).

$$\begin{aligned} x_m(k) &= x_a(k) + \tilde{x}(k) \\ \tilde{x}(k) &= x_m(k) - x_a(k) \end{aligned} \quad (3.31)$$

O ruído da medição é analisado como uma distribuição uniforme com $-dx/2$ e $+dx/2$, de média zero e variância $\sigma^2 = N_{\tilde{x}}$, com $\tilde{\mu}$ como o erro de quantização e dx como a resolução do encoder. A Equação (3.32) apresenta o cálculo da variância de ruído no encoder.

$$\begin{aligned} p(\tilde{u}) &= \begin{cases} \frac{1}{du} & -du/2 \leq \tilde{u} \leq +du/2 \\ 0 & \text{outros} \end{cases} \\ N_{\tilde{u}} &= E[(X - u)^2] \Rightarrow E(\tilde{u}) = 0, X = \tilde{u} \\ N_{\tilde{u}} &= E[(\tilde{u})^2] = \int_{-du/2}^{+du/2} p(\tilde{u})(\tilde{u})^2 d\tilde{u} = \frac{du^2}{12} \\ N_{\tilde{x}} &= \frac{dx^2}{12} \end{aligned} \quad (3.32)$$

O desvio padrão do ruído e sua variância estão definidos na Equação (3.33), onde x representa a distância em milímetros e β o número de pulsos do encoder.

$$\begin{aligned}
dx &= \frac{x}{\beta} \\
\sigma^2 &= N\tilde{x} = \frac{dx^2}{12} \\
Desvio &= \sqrt{\sigma^2}
\end{aligned} \tag{3.33}$$

A potência do ruído é definida pela variância do ruído e o tempo de amostragem do sistema de medição, definido como $Ruído = \sigma^2 * T_{amostragem}$

3.4.10 Considerações do Modelo dinâmico

O modelo dinâmico proposto para os dispositivos máquinas-ferramenta CNC (Figura 3.2), aplica a Equação (3.1) como a estrutura inicial para a modelagem da máquina. Neste sentido, a Equação (3.1) é constituída pelas variações do momento de inércia de cada eixo, representadas pelas Equações (3.2), (3.4) e (3.6). O torque estático está definido na Equação (3.7), e o torque dinâmico definido na Equação (3.12) que inclui o torque do atuador, de atritos, da força de corte e de perturbações. O torque do atuador neste caso utiliza motores CC controlados pela armadura, e o modelo é definido na Equação (3.13) com o modelo de limitação de tensão determinado na Equação (3.14) e (3.15). Os efeitos de atrito são considerados parte do torque dinâmico que está definida na Equação (3.16), o qual inclui o Torque Estático e a função de atrito de *Stribeck* da Equação (3.17). O torque dinâmico inclui as forças de corte definidas nas Equações (3.20) e (3.23). O torque de perturbações é modelado na Equação (3.24).

A saída de posição do sistema é calculada pela integral da velocidade angular representada na Equação (3.1). A posição linear é definida pela Equação (3.25) utilizando o ganho de medição. O sinal de controle de posição deve ser quantizado, realizando a conversão do sinal digital em analógica, e para isso, utiliza-se o ganho DAC modelado na Equação (3.26). A saída dos controladores para o sistema de acionamento deve ser normalizada em valores representativos de potência para a máquina, e nesse caso é utilizado o ganho de acionamento K_{drive} especificado na Equação (3.27).

O sistema de regulação interno de corrente e velocidade da máquina é modelado através de um controlador PI definido pelas Equações (3.28) e (3.29), incluídos na malha de realimentação, utilizando as variáveis de velocidade angular definidas na Equação (3.1) e da corrente na Equação do atuador (3.13).

As saídas de velocidade e aceleração de cada eixo são obtidas pela solução da Equação diferencial definida na Equação (3.1). As saídas de corrente e torque do atuador são obtidas pela solução da Equação diferencial do atuador (3.13). A saída de posição angular é obtida pela integração da variável de velocidade da Equação (3.1) para cada eixo de movimentação.

A modelagem dinâmica e cinemática definidas anteriormente são a base para o estudo do comportamento dinâmico da máquina CNC e são utilizadas para o projeto e implementação do sistema de controle, que será explicado a continuação.

3.5 Proposta do Sistema de Controle

A proposta do Sistema de Controle para máquinas-ferramenta CNC é apresentada na Figura 3.10, cujo controle é aplicado para cada eixo de movimentação. Esta proposta é baseada nas estruturas definidas por Susanu (2008), Altintas (2000) e Koren (1983) com regulação em cascata e compensação de perturbações.

O sistema está configurado pelos seguintes níveis: a) controle, b) gerador de movimentos, c) compensação e d) diagnostico e otimização. Sua diferença com as outras propostas na literatura são os níveis de diagnostico e otimização. Esses níveis contribuem na estimação dos parâmetros, através de métodos de otimização e procura de trajetórias para melhorar o projeto das leis de controle. Adicionalmente os módulos do nível de compensação para perturbações utilizam as referências otimizadas das trajetórias fornecendo melhores sinais de controle para regulação no seguimento da referência.

Nível de geração de movimentos: corresponde às entradas de referência para a máquina. As entradas são os perfis de movimento construídos pelo gerador de trajetórias, cuja tarefa é definir os tempos e sinais de posição, velocidade e aceleração para cada eixo de movimentação, segundo os requisitos da peça a ser usinada.

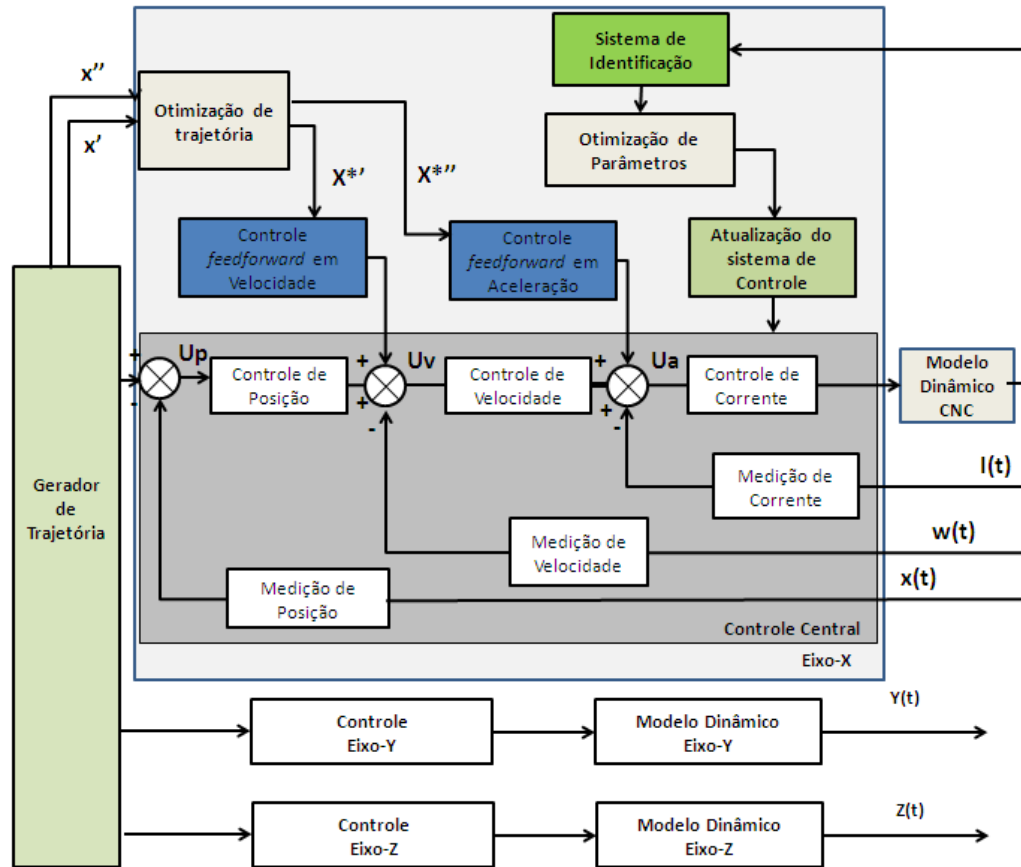


Figura 3.10: Sistema de Controle proposto para máquinas-ferramenta CNC.

Nível de controle: controla os parâmetros dinâmicos da máquina. A estrutura central é de tipo cascata, que está constituída por três malhas de controle em realimentação negativa. A primeira malha regula a corrente e sua entrada de referência é fornecida pelo controle de velocidade, cuja referência é da malha externa de posição ou controlador mestre. As trajetórias de referência de posição são reguladas para fornecer sinais de velocidade e corrente dentro dos limites da máquina, através dos perfis de movimento. As malhas de controle são projetadas pensando na regulação de corrente como um controle com uma resposta mais rápida que os outros controladores, regulando os limites das correntes da máquina para operação.

Nível de compensação: O sistema possui dois controladores em *feedforward* para compensar os atritos e perturbações. As saídas destes controladores são entradas para o controle de velocidade e de corrente com o objetivo de antecipar a lei de controle em velocidade e aceleração. Os controladores de *feedforward* utilizam a referência da entrada de perfil de trajetórias. Os modelos aplicados para configurar os controladores em *feedforward* são baseados nos modelos de atrito e de variação do momento de inércia dos eixos de movimentação.

Nível de diagnóstico e otimização: inclui o módulo de identificação e estimação de parâmetros. Esse módulo utiliza as informações de saída do sistema e da entrada para realizar o diagnóstico da máquina atualizando os parâmetros reais no modelo. Esses parâmetros são sintetizados pelos métodos de otimização para procura dos valores e ajuste dos dados do modelo e controle. Os processos podem ser *online* ou *offline* dependendo da estrutura física e dos dispositivos tecnológicos em que serão implementados os módulos de identificação e otimização.

Nesta tese, o nível de geração de movimentos do sistema de controle é desenvolvido mediante aplicação de trajetórias simples, utilizando perfis de velocidade trapezoidal (FREZZATTO, 2011). O nível de diagnóstico e otimização é desenvolvido mediante a estratégia proposta para identificação e estimação de parâmetros apresentadas no Capítulo 4. O nível de controle é desenvolvido através da estrutura de controle em cascata e das estratégias PID, GPC, GPC robusto, e o nível de compensação é constituído pelos controladores em *feedforward*. Esses níveis são explicados a continuação.

3.5.1 Controle central: estrutura tipo cascata

O controle em cascata é uma das estruturas de malhas de controle utilizadas em sistemas com presença de perturbações associadas às variáveis controladas (COOPER et al., 2004). Esse tipo de estrutura de controle está baseado em malhas de regulação interna e externa, chamadas de controle escravo e controle mestre. No caso de máquinas CNC, são requeridas três malhas de controle para a regulação de corrente e velocidade como controles internos, e um controlador

mestre de posição. A entrada de referência para o controle de corrente é a velocidade, e o controle de velocidade utiliza a referência desde o controle de posição.

O tempo de resposta do controle interno deve ser maior que as outras malhas de controle, para garantir estabilidade e controle das variáveis do processo. Na Figura 3.11 é apresentado o controle de tipo cascata. As variáveis do controlador interno são dependentes das variáveis do controlador externo, e nesse caso, o comportamento das trajetórias de posição estarão relacionadas com o comportamento da velocidade e corrente.

Para ajustar esse controlador, primeiro são sintonizados os parâmetros da malha de controle interna, e, em seguida, são calculados os novos modelos incluindo o controlador interno para projetar o controle da malha externa. Em máquinas CNC, o primeiro controle em sintonizar é o controle de corrente. A seguir, é calculado o modelo da máquina incluindo o controle de corrente para projetar o controle de velocidade. Finalmente, com os parâmetros do controlador de velocidade, é calculado o modelo incluindo os controladores internos, para logo ajustar o controle externo de posição.

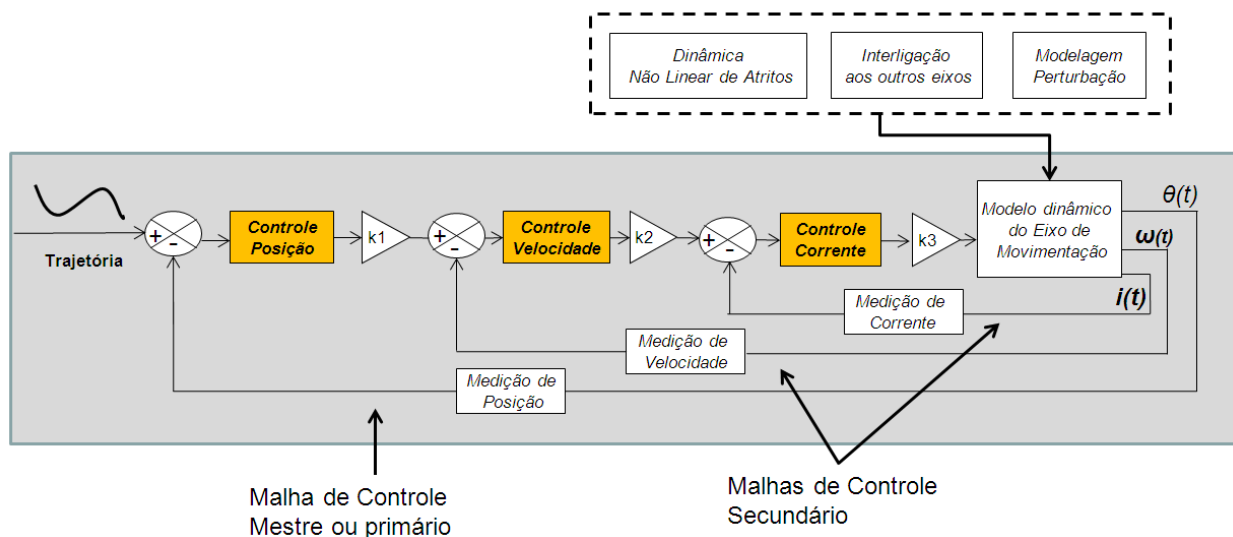


Figura 3.11: Estrutura de Controle em Cascata para máquina CNC.

O projeto do controlador de corrente utiliza o modelo dinâmico da máquina CNC por meio da saída de corrente e entrada de tensão, especificado nos itens anteriores deste Capítulo 3.

O controlador de corrente é colocado como primeira malha de controle na máquina. Para o projeto do controlador de velocidade, é utilizada a síntese do modelo do sistema com o controlador de corrente. As funções de transferência para o cálculo do primeiro controlador de corrente são definidas na Equação (3.34), a saída da função de corrente $I(s)$ com relação a uma entrada $U_1(s)$, a função do controlador de corrente $K_c(s)$, o ganho de conversão de corrente para a tensão do atuador $G_c(s)$ e a máquina representada por $M_{TI}(s)$ função de transferência da máquina com entrada de tensão e saída de corrente.

$$G_1(s) = \frac{I(s)}{U_1(s)} = \frac{G_c(s)K_c(s)M_{TI}(s)}{1 + G_c(s)K_c(s)M_{TI}(s)} \quad (3.34)$$

Para a análise do controlador de velocidade é calculada a função de transferência da máquina com saída em velocidade $w(s)$ e entrada de velocidade $U_2(s)$, que é entrada de referência para o primeiro controle interno multiplicado pelo ganho de conversão de velocidade em corrente $G_{wc}(s)$, com a função de transferência da máquina $M_{CW}(s)$ com entrada de corrente e saída em velocidade angular representada na Equação (3.35).

$$G_2(s) = \frac{\omega(s)}{U_2(s)} = G_{\omega c}(s)G_1(s)M_{c\omega}(s) \quad (3.35)$$

Obtendo uma função de transferência com o controlador de velocidade representada pela Equação (3.36).

$$G_3(s) = \frac{\omega l(s)}{\omega} = \frac{G_2(s)K_{\omega}(s)}{1 + G_2(s)K_{\omega}(s)} \quad (3.36)$$

Finalmente a função de transferência para posição seria calculada com a função $G_3(s)$ obtendo o controlador para posição como na Equação (3.37).

$$G_4(s) = \frac{\theta l(s)}{\theta} = \frac{G_3(s)K_p(s)}{1 + G_3(s)K_p(s)} \quad (3.37)$$

O controlador central da máquina CNC é projetado mediante controladores de tipo (PI) para o controle de corrente e velocidade. Esses controladores são fixos na máquina, e são modificadas as estratégias para o controle mestre de posição. Nesse sentido, é utilizado o modelo dinâmico incluindo os controladores de corrente e velocidade para os controladores de posição. A estratégia de controle PID é explicada a continuação, com o objetivo de configurar os controladores internos e de posição.

3.5.2 Projeto de controladores PID

O controle PID (Proporcional, Integral e Derivativo) é utilizado frequentemente em aplicações industriais, onde diversos sistemas de máquinas e equipamentos mecatrônicos implementam esse tipo de controlador, com diversas tecnologias para a sintonia e programação de parâmetros (ASTROM; HAGGLUND, 1997). Atualmente, esse tipo de controlador pode-se colocar em equipamentos de tipo analógico ou digital como microprocessadores, interfaces eletrônicas e por computador.

Um controlador PID é baseado na correção do erro do sistema através de uma ação proporcional, integral e derivativa. Sua expressão matemática é representada pela resposta $u(t)$ como a saída do controlador e sua entrada $e(t)$ que é o erro do sistema $e(t) = y(t)_{referência} - y_{atual}(t)$. A expressão matemática de um controlador PID é apresentada pela Equação (3.38), como função do sinal de controle no tempo, com K como o ganho proporcional, T_i o tempo de integração e T_d o tempo derivativo assim (OGATA, 1997):

$$u(t) = K \left(e(t) + \frac{1}{T_i} \int_0^t e(\tau) d\tau + T_d \frac{de(t)}{dt} \right) \quad (3.38)$$

Nas máquinas-ferramenta CNC, são utilizados métodos para calcular os PID aplicando algoritmos que permitam projetar os parâmetros a partir dos requerimentos desejados do sistema. Assim, os métodos analíticos como o Lugar Geométrico das Raízes ou os métodos por frequência podem ser escolhidos.

O sistema de controle é projetado com controladores baseados no modelo dinâmico, ou seja, que sua precisão e desempenho estão relacionados com os parâmetros modelados e a robustez das estratégias de controle. Para isso, os métodos empíricos de ajuste de controladores podem não satisfazer as necessidades de alto desempenho para velocidade e precisão do dispositivo CNC. Levando em consideração este ponto, o método de lugar das raízes foi escolhido para o projeto de controladores PID, devido a que é possível projetar os parâmetros de controle especificando os requisitos da máquina.

Este método permite ajustar os tempos de resposta e velocidade de cada eixo de movimentação com o erro desejado para a variável a controlar. A estabilidade do sistema é analisada pelo lugar geométrico das raízes e das margens de ganho e fase da função de transferência obtida com os controladores. Os parâmetros que o algoritmo de cálculo PID fornece são utilizados no simulador virtual da máquina e avaliados através da:

- resposta em velocidade angular $\omega_j(t)$ e corrente $i_j(t)$ de cada eixo de movimentação;
- tempos de resposta em cada variável de saída da máquina;
- picos de corrente;
- e oscilações ou saturações presentes nas respostas dinâmicas.

Os requerimentos para o projeto são cuidadosamente fornecidos para evitar saturações da corrente, efeitos de temperatura nos mecanismos, oscilações e vibrações da máquina. Os parâmetros finais do projeto de cada controlador de corrente, velocidade e posição PI, são avaliados e ajustados no simulador virtual desta tese. A fim de revisar o comportamento dinâmico

que possui o controle com a modelagem não linear do sistema. Para implementação dos controladores em dispositivos eletrônicos digitais são sintetizados em polinômios RST como é explicado a continuação.

3.5.3 Estrutura de Controle na forma RST

Os sistemas de controle para as máquinas CNC utilizam dispositivos eletrônicos baseados em tecnologia digital. Devido a isso, as leis de controle foram calculadas em tempo discreto para ser implementados nestes dispositivos. A lei de controle RST apresenta uma relação de controle linear das leis de controle em tempo discreto, a qual facilita a programação dos controladores. Esta lei de controle introduzida na malha do sistema de posição, e malhas internas da máquina de velocidade e corrente, possui a relação entre a saída $y(t)$, a variável de controle $u(t)$ e a referência $w(t)$. A implementação da equação RST com o operador em atraso q^{-1} esta definida pela Equação (3.39) (CASEMIRO, 2005).

$$s(q^{-1})\Delta(q^{-1})u(t) = -R(q^{-1})u(t) + T(q^{-1})w(t) \quad (3.39)$$

Na Figura 3.12 esta a representação da lei de controle RST.

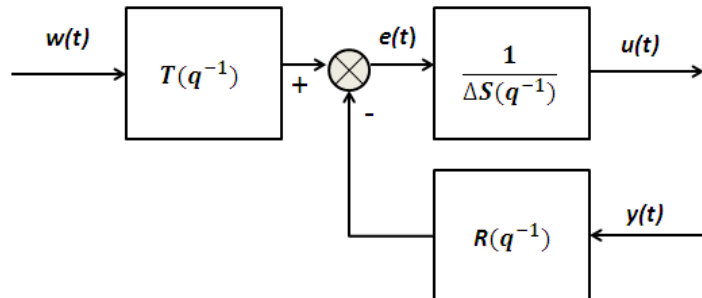


Figura 3.12: Estrutura de polinômios RST.

A estrutura em cascata aplicada para a regulação de posição e velocidade para a máquina CNC com os controladores RST é apresentada na Figura 3.13. O modelo da máquina CNC já possui internamente o controle de corrente.

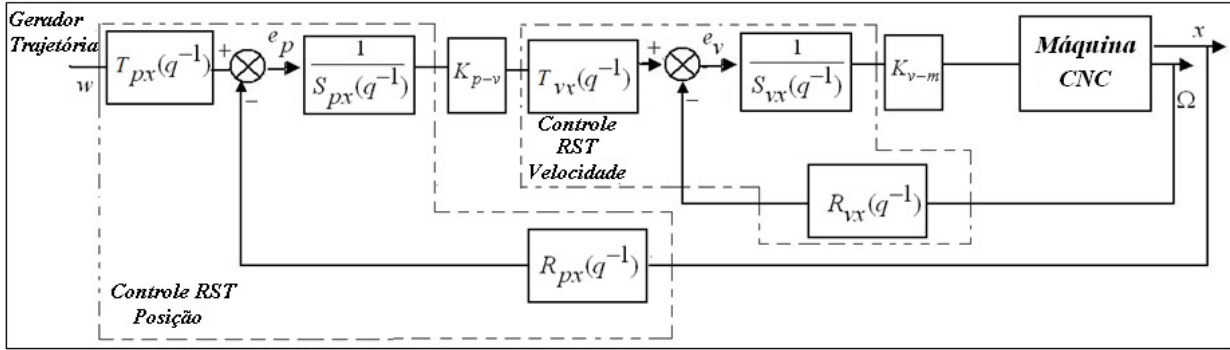


Figura 3.13: Estrutura em cascata com a síntese dos controladores RST.

3.5.4 Síntese do controle PID em polinômios RST

Para aplicar o PID nos sistemas de controle da máquina CNC, é necessário projetar o controlador em tempo discreto ($C(q^{-1})$) e sintetizar o controlador nos polinômios RST. Para o PID discreto pode-se utilizar diferentes métodos de digitalização dos controladores analógicos, como são a representação em atraso, em avanço (aproximação de Euler) e Tustin (Bilinear). A representação em atraso e em avanço utiliza uma aproximação numérica da derivada de um sinal, enquanto o método de Tustin utiliza uma aproximação numérica de uma integral.

O PID para digitalização nestas máquinas geralmente aplica a aproximação em avanço para gerar controladores de tipo estável. Esse tipo de transformação possui a vantagem de representar o problema de instabilidade no caso de ser inconsistente a digitalização. O tempo de amostragem é um fator importante no momento de digitalizar o controlador. Para isso, é escolhido o parâmetro como é apresentado no Capítulo 4 de identificação de parâmetros, visando aproximar o sistema digital ao modelo analógico. A Equação (3.40) apresenta a relação do

controlador PID digital, com K_p como o ganho proporcional, T_i o tempo integral, T_d o tempo derivativo, e T_a o tempo de amostragem (CASSEMIRO, 2006).

$$C(s) = K_p \left[1 + \frac{1}{T_i s} + T_d s \right] \Rightarrow C(q^{-1}) = K_p \left[1 + \frac{T_a / T_i}{1 - q^{-1}} + \frac{T_d}{T_a} (1 - q^{-1}) \right] \quad (3.40)$$

O controlador PID discreto da Equação (3.40) é sintetizado em polinômios RST assim:

$$\begin{aligned} R(q^{-1}) = T(q^{-1}) &= K_p \left[\left(1 + \frac{T_a}{T_i} + \frac{T_d}{T_a} \right) - \left(1 + 2 \frac{T_d}{T_a} \right) q^{-1} + \frac{T_d}{T_a} q^{-2} \right] \\ S(q^{-1}) \Delta(q^{-1}) &= 1 - q^{-1} \end{aligned} \quad (3.41)$$

3.5.5 Discussão do projeto de controladores PID

No projeto dos controladores PID por técnicas analíticas, mesmo que se tivessem os requerimentos desejados do sistema, é importante delimitar as restrições para o cálculo dos parâmetros. Os valores finais do PID podem satisfazer os requerimentos de estabilidade analítica e procedimento matemático. Entretanto, é possível que esses não satisfaçam o comportamento dinâmico real implícito no sistema dinâmico próprio da máquina. Assim, é importante a escolha dos requerimentos desejados ligados com as restrições da máquina em termos do tempo de resposta e erro estacionário. Pode-se precisar um erro em ultra precisão segundo o sistema, e o método de cálculo para os valores finais podem fornecer respostas válidas no cálculo do algoritmo matemático. No entanto, na aplicação real, esses parâmetros saturam o sistema e não respondem devidamente, para isto é fundamental testar o controlador no simulador para melhorar os parâmetros antes de utilizá-los na máquina real.

Embora, o método do PID possa conseguir uma porcentagem de erro de contorno e de seguimento no sistema, não é possível atingir um erro em níveis altos de precisão, em termos de antecipar por se mesmo respondendo com maior velocidade. Assim estes controladores apresentam um grau de liberdade onde o seguimento da dinâmica se iguala ao seguimento da

dinâmica de referência. Nesse sentido, é considerado o controle preditivo para incluir o efeito antecipativo, melhorando o erro de seguimento em cada eixo de movimentação e uma diminuição do erro de contorno, aumentando a velocidade no sistema.

Como resposta a isso, é configurado o controlador PID utilizando uma estrutura de tipo *feedforward*. As técnicas utilizadas anteriormente são projetadas para o modelo dinâmico linear, conforme aos requerimentos da máquina. Contudo, a robustez é altamente afetada pelas mudanças no modelo, perturbações externas ou restrições. Os parâmetros calculados com modelos linearizados ou reduzidos são avaliados com a modelagem dinâmica completa no simulador. Estes controladores são explicados a continuação.

3.6 Controladores *feedforward*

O controle *feedforward* é utilizado para compensar os efeitos de atritos e perturbações em sistemas de movimentação (EKORMAKZ; ALTINTAS, 2001), incrementando a velocidade de resposta e diminuindo erro no seguimento das trajetórias, além de proporcionar o efeito de antecipação nos controladores. Existem diferentes configurações deste tipo de controladores dependendo dos modelos utilizados para projetar seus parâmetros como é apresentado nos trabalhos de Seraji (1987) e Elliott e Sutton (1996). No caso de máquinas CNC, os controladores *feedforward* são configurados baseados no modelo dinâmico do sistema e das fontes de perturbação. Para projetar esse tipo de controladores são utilizadas três configurações assim: o modelo dinâmico de cada eixo de movimentação, os modelos dos atritos, e a dinâmica dos atritos com a variação do momento de inércia.

A vantagem desses controladores é seu efeito antecipado para a regulação, que possibilita a correção do erro e incremento de velocidade. No entanto, o projeto dos controladores em *feedforward* é baseado no conhecimento do modelo das perturbações. Além disso, muitas vezes, sua sintonia requer de maior ajuste em relação aos modelos da máquina (SUSANU; DUMUR, 2004). Contudo, o controlador em *feedforward* ajuda ao PID de posição anteriormente discutido neste capítulo, fornecendo o efeito antecipativo, conseguindo minimizar os erros de contorno.

Assim, serão discutidos no texto a seguir os controladores de *feedforward* e posteriormente os controladores GPC, a fim de melhorar o desempenho em precisão e velocidade das máquinas CNC.

3.6.1 Controlador baseado no modelo dinâmico

O primeiro controlador em *feedforward* proposto é configurado baseado no modelo inverso da dinâmica da máquina CNC (KOREN; LO, 1992). Este modelo é gerado a partir do modelo dinâmico completo não linear reduzido em uma velocidade nominal de operação $\omega_0(t)$, explicado com detalhe no Capítulo 5, na Equação (5.15). A entrada para esse controlador é a trajetória de referência em velocidade, e a saída é a lei de controle $u_\omega(t)$. Esta lei de controle é adicionada com a lei de controle de posição para fornecer a referência de controle de velocidade da máquina. Este sistema é representado na Figura 3.14.

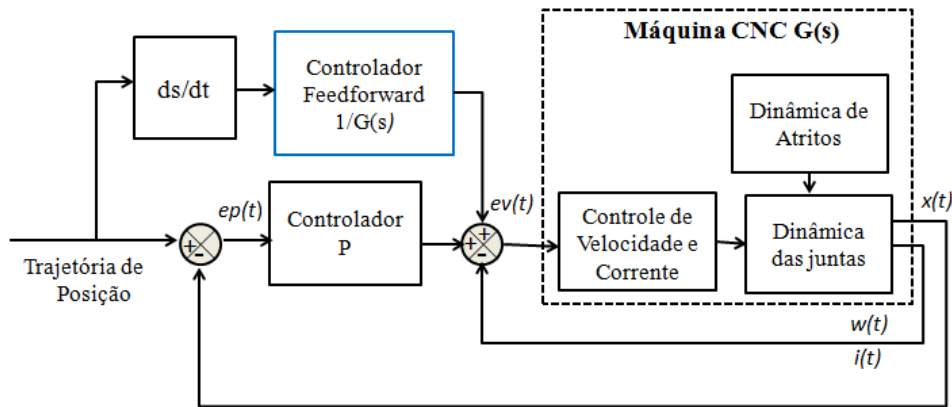


Figura 3.14: Controle *feedforward* utilizando o modelo dinâmico inverso do sistema.

O controlador *feedforward* K_{ffx} é de segunda ordem. Os polinômios $A(s)=a_n s^n + a_{n-1} s^{n-1} + \dots + a_1 s^1 + a_0$ e $B(s)=b_n s^n + b_{n-1} s^{n-1} + \dots + b_1 s^1 + a_0$, são os polinômios do modelo da função reduzida da máquina, sendo n a ordem do modelo, a_i e b_i seus coeficientes. O $D(s)$ e $E(s)$ são os polinômios obtidos do processo de inverter a função de transferência do modelo dinâmico. A constante α_x é utilizada para ajustar o controlador. A expressão do controlador está na Equação (3.42).

$$Tf_{posição-x} = \frac{A(s)}{B(s)s^2 + C(s)s} \quad (3.42)$$

$$K_{ffx} = D(s)s^2 + \alpha_x(E(s))$$

Esse controle aplica a antecipação em velocidade conseguindo melhorar o efeito de regulação do seguimento. Enquanto, o outro controlador P ou PID na malha de realimentação, regula a dinâmica do sistema. No entanto, este controle *feedforward* baseado no modelo reduzido do sistema, não considera a dinâmica completa, perdendo precisão na resposta final. Outro controlador em *feedforward* que leva em conta a maior parte da dinâmica, considerando os atritos com um modelo linear é desenvolvido a continuação.

3.6.2 Controlador baseado na dinâmica dos atritos

Para melhorar o desempenho da máquina com relação à influência dos atritos, é utilizado o modelo de atrito Equação (3.17) (ERKORKMAZ; ALTINTAS, 2001), linearizado ao redor do ponto de operação de velocidade nominal ω_0 da máquina, por expansões de Taylor (GARCIA, 2005). O sinal de comando desse controlador em *feedforward* é a entrada de referência na malha de velocidade. O controle é apresentado na Figura 3.15. A linearização não considera a descontinuidade que acontece em velocidade zero na mudança de movimento dos atuadores.

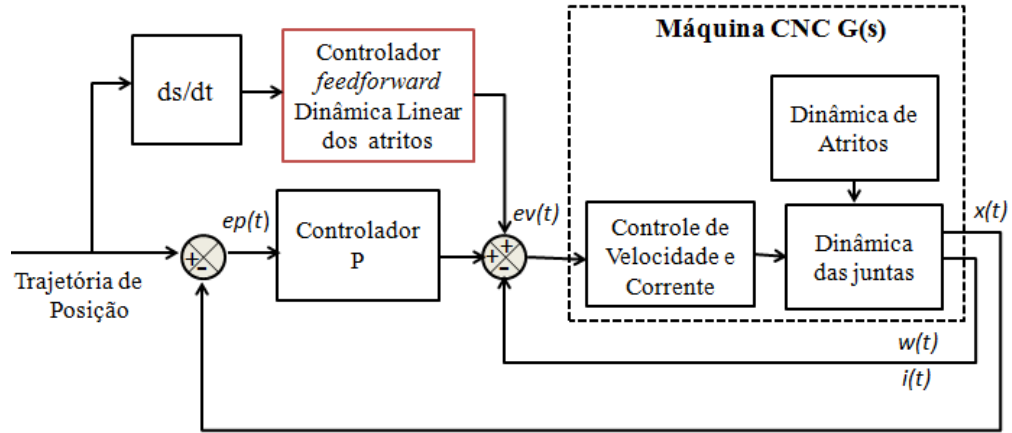


Figura 3.15: Controle *feedforward* através da dinâmica linear dos atritos.

A Equação de atritos apresentada na Equação (3.43) é linearizada através do método de Euler-Taylor no ponto de operação de (X_0, ω_0) , e é aplicada para obter as funções de transferência apresentadas na Equação (3.44):

$$T_{friction} = T_{stat} e^{-\frac{\omega}{\omega_1}} + T_{coul} (1 - e^{-\frac{\omega}{\omega_2}}) + T_{visc} \omega \quad (3.43)$$

$$P = \left[T_{stat} \left(\frac{-e^{-\frac{\omega_0}{\omega_1}}}{\omega_1} \right) + T_{coul} \left(\frac{e^{-\frac{\omega_0}{\omega_2}}}{\omega_2} \right) + T_{visc} \right] \omega \quad (3.44)$$

$$C = -T_{stat} \left(\frac{-e^{-\frac{\omega_0}{\omega_1}}}{\omega_1} \right) \omega_0 + T_{coul} - T_{coul} \left(\frac{e^{-\frac{\omega_0}{\omega_2}}}{\omega_2} \right) \omega_0$$

O controle K_{ff} calculado para um sentido de movimento no ponto de operação ω_0 esta definido na Equação (3.45)

$$K_{ff} = P \omega(t) + C \quad (3.45)$$

$$K_{ff+}(t) = P\omega(t) + C = P\dot{\theta} + C$$

$$K_{ff+}(t) = C1\dot{\theta} + C2$$

É essencial que o controle seja desenvolvido para os dois sentidos de movimento, porém, esse controle possui maior sensibilidade nas mudanças próximas de velocidade zero, onde a descontinuidade do sistema não é projetada nos controladores. Este controlador não melhora o desempenho em baixas velocidades, além da falta de considerar o impacto que possui as mudanças devidas aos momentos de inércia. Por isso, é considerado outro controlador *feedforward* que inclui o modelo completo de atrito não linear e o momento de inércia como efeito na aceleração do sistema, este controle é descrito a continuação.

3.6.3 Controlador utilizando o modelo de atrito e momento de inércia

É utilizado o controlador baseado no modelo do atrito como está na Figura 3.16, acrescentando um controle para efeito de antecipação na aceleração do sistema com o parâmetro de momento de inércia (TJAHJOWIDODO et al., 2005). Nesse sentido, a regulação de seguimento afeta na dinâmica da malha de controle de corrente. A referência da malha de corrente é acrescentada pelo sinal do controle de *feedforward*. Esse controle afeta a dinâmica de aceleração do sistema, porém, aumenta o nível de corrente com o objetivo de fornecer o torque necessário para incrementar a velocidade dos eixos e responder conforme o perfil de aceleração.

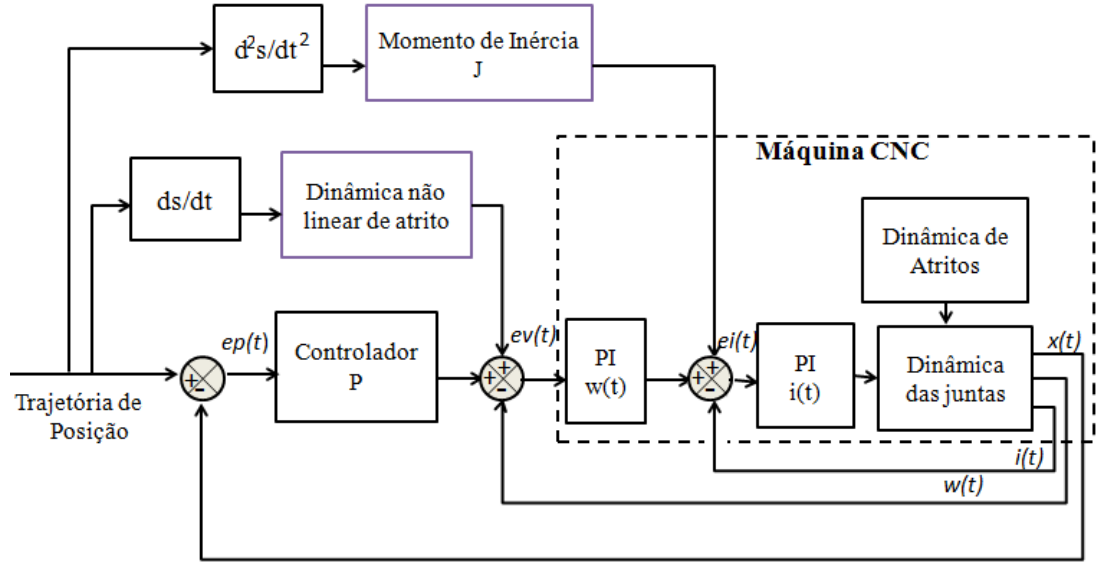


Figura 3.16: Controle em *feedforward* utilizando o modelo do atrito não linear e do momento de inércia do sistema.

O controlador K_{ff} utiliza a função de atrito não linear mediante a Equação (3.46)

$$K_{ff} = \left\{ \begin{array}{l} \frac{\alpha}{k_t} \left[T_{stat} e^{-\frac{\omega_r}{\omega_{1+}}} + T_{coul}^+ (1 - e^{-\frac{\omega_r}{\omega_{2+}}}) + T_{visc} \omega \right], \omega > 0 \\ 0, \omega = 0 \\ \frac{\beta}{k_t} \left[T_{stat} e^{-\frac{\omega_r}{\omega_{1-}}} + T_{coul}^- (1 - e^{-\frac{\omega_r}{\omega_{2-}}}) + T_{visc} \omega \right], \omega < 0 \end{array} \right\} \quad (3.46)$$

A lei de controle final é calculada com o momento de inércia e um efeito derivativo na função de controle K_{ff} , a qual é sintonizada através dos parâmetros α e β para obter os sinais de regulação desejada. Na Equação (3.47) é definida a lei de controle.

$$u_{ff} = J_{ex} \cdot \frac{d^2 x}{dt^2} + K_{ff} \cdot \frac{dx}{dt} \quad (3.47)$$

O controle de *feedforward* na aceleração permite melhorar o erro de seguimento e da dinâmica do sistema, devido a seu efeito antecipativo e da dinâmica, mediante o controle com referência na malha interna em cascata que possui a maior velocidade de resposta que os outros

controladores. A referência desse controlador é acrescentada pela lei de controle em *feedforward* modificando o seguimento para este controlador. Contudo, estes controladores são ajustados com o modelo da máquina e dos atritos, e às vezes, não é rapidamente sintonizado, além de que sua robustez depende da escolha dos modelos para a lei de controle. Considerando o anterior e os efeitos dinâmicos produzidos pela ação de *feedforward* como incremento de oscilações ou picos de corrente, é necessário projetar outro tipo de controladores que possam robustecer às incertezas de modelo e outras perturbações, com um efeito antecipativo e preditivo na lei de controle. Nesse sentido, o controlador GPC é desenvolvido na seguinte parte do capítulo.

3.7 Controle Preditivo Generalizado (GPC)

O Controle Preditivo Generalizado (GPC) é um controlador que pertence à família de controladores que utilizam o modelo dinâmico do sistema para projetar as leis de controle. O GPC é um controle baseado no conceito de criar um efeito antecipado do sistema, o qual é projetado em função das características do modelo dinâmico para prever a saída no futuro. O cálculo da sequência de comandos de controle é projetado com o objetivo de minimizar um critério de horizonte finito de predição, com o limite de operação entre a saída predita e a saída futura desejada. Esse controle é projetado com a análise de comandos em tempo discreto calculados em cada período de amostragem, levando em consideração a ideia principal de horizonte finito (RODRIGUEZ, 2003).

Para determinar a sequência de comandos de controle futuros, o sistema GPC utiliza a trajetória de referência já previamente conhecida e o cálculo da saída predita, que é obtida pela resposta do modelo de referência. As saídas preditas desde o modelo e a trajetória de referência são comparadas para calcular o erro do sistema. A função de custo baseada no erro é minimizada para projetar as leis de controle, que serão sintetizadas em polinômios RST. O conceito está representado pela Figura 3.17.

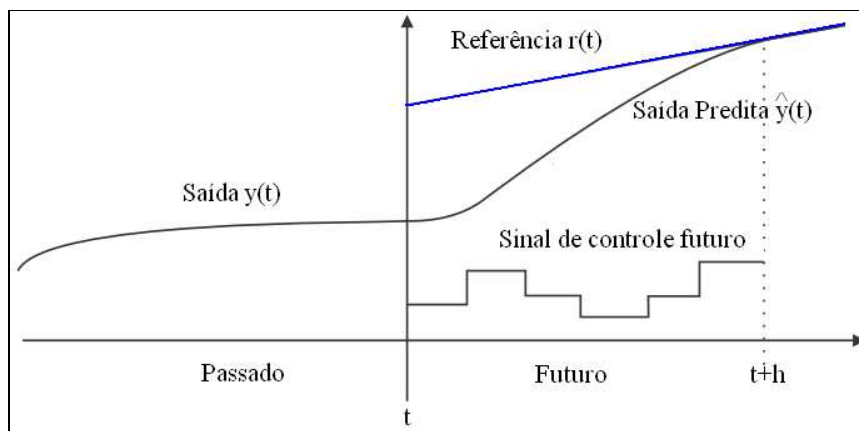


Figura 3.17: Princípio do controle preditivo (RODRIGUEZ, 2003; FREZZATTO, 2011).

O Controle Preditivo está baseado sobre as seguintes ideias (DUMUR, 2010):

O controle preditivo projeta a lei de controle baseado no efeito antecipativo, utilizando os conhecimentos da evolução da trajetória, com os conhecimentos prévios e futuros da referência para ajustar os comandos. Assim, é possível que este controle aplicado em máquinas-ferramenta CNC responda adequadamente, devido a que elas precisam de trajetórias previamente definidas em termos da criação de perfis de movimento.

O Controle Preditivo é um controle de tipo MBC (*Model Based Control*), ou seja, um controle que precisa de um modelo numérico para desenvolver o comportamento das leis de controle do sistema. Devido a isso, a modelagem dinâmica e a identificação de parâmetros são relevantes no momento de desenvolver as leis de controle preditivo. Entretanto, a robustez a mudanças nos parâmetros do modelo deve ser verificada com o controle e a máquina real.

A lei de controle GPC minimiza um critério quadrático em um horizonte finito, sobre os erros de predição futuros. A diferença entre a saída predita do sistema e a consigna futura ou trajetória de referência é calculada para planejar os comandos de controle futuros. O controle realiza uma sequência de comandos futuros em malha aberta, os quais são otimizados utilizando os critérios de otimização precedente, onde o primeiro valor deste procedimento é aplicado sobre a máquina CNC.

O procedimento de cálculo de comandos é feito em cada tempo de amostragem seguinte, segundo o princípio do horizonte de predição. O controle preditivo é um dos tipos de controlador desenvolvido nas bases de controle digital, devido a isso, o tempo de amostragem é um fator importante no momento de calcular as leis de controle. Assim, o princípio de funcionamento desse controlador é apresentado na Figura 3.18.

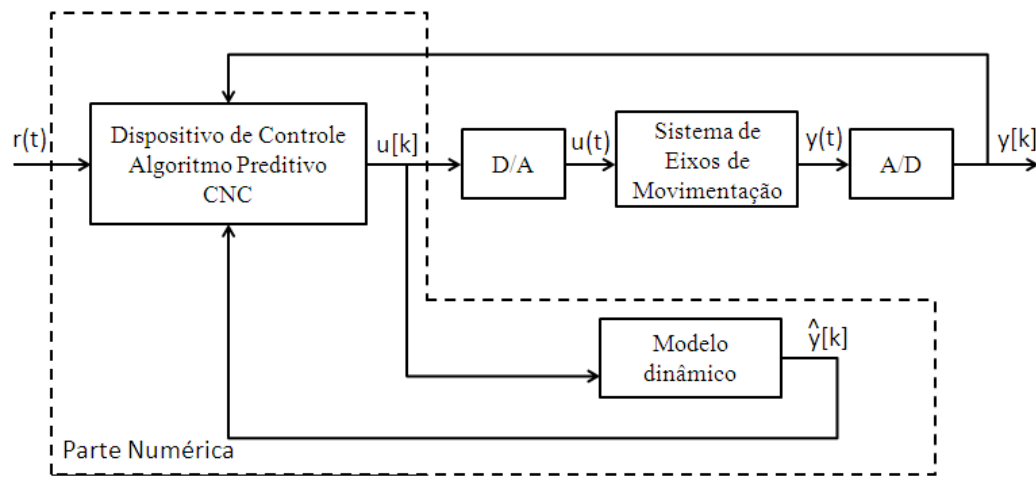


Figura 3.18: Princípio do funcionamento do Controle Preditivo.

O controle preditivo foi utilizado em máquinas-ferramenta como é apresentado em trabalhos por Susanu (2008) e Dumur (2005), melhorando o desempenho no seguimento de trajetórias. A efetividade desses controladores nas máquinas CNC é obtida devido a suas características discutidas anteriormente, como o cálculo das leis de controle baseadas em uma trajetória conhecida, a qual é um requisito destes sistemas.

3.7.1 Modelo para a Lei de Controle Preditivo

O modelo dinâmico da máquina CNC obtido no começo deste Capítulo 3, é utilizado para o cálculo do comando preditivo. Para este controlador, é utilizado um modelo generalizado CARIMA (Controlled AutoRegressive Integrated Moving Average) para os cálculos das leis de controle. Esse modelo considera a entrada $u(t)$, a saída $y(t)$ o sinal de perturbação $\xi(t)$ o qual é considerado aleatoriamente com média zero, ruído do sistema $C(q^{-1})$, o efeito integral $\Delta(q^{-1}) = 1 -$

q^{-1} que garante um erro estático de velocidade para uma entrada de referência ou de perturbação de tipo degrau. Os polinômios $A(q^{-1})$ e $B(q^{-1})$ definem os modelos dinâmicos do sistema. Esse modelo é representado pela Equação (3.48). O modelo CARIMA inclui a modelagem das perturbações como o efeito destas na dinâmica do controlador (RODRIGUEZ, 2003).

$$A(q^{-1})y(t) = B(q^{-1})u(t-1) + \frac{C(q^{-1})}{\Delta(q^{-1})}\xi(t) \quad (3.48)$$

O diagrama de blocos representativo para o modelo CARIMA esta na Figura 3.19.

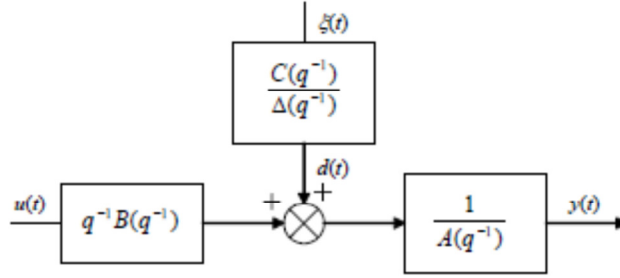


Figura 3.19: Estrutura do Modelo CARIMA (CASSEMIRO, 2006).

Os polinômios do sistema, $A(q^{-1})$, $B(q^{-1})$ e $C(q^{-1})$ são representados como polinômios com o operador de retardo q^{-1} , até o grau dos polinômios na , nb e nc .

$$\begin{aligned} A(q^{-1}) &= 1 + a_1q^{-1} + \dots + a_{na}q^{-n_a} \\ B(q^{-1}) &= b_0 + b_1q^{-1} + \dots + b_{nb}q^{-n_b} \\ C(q^{-1}) &= 1 + c_1q^{-1} + \dots + c_{nc}q^{-n_c} \end{aligned} \quad (3.49)$$

3.7.2 Estrutura do preditor ótimo

O preditor ótimo está definido como a saída no futuro constituída pela resposta livre e uma resposta forçada. O valor da saída do sistema no instante $t+j$ esta na Equação (3.50) (DUMUR, 2010).

$$y(t+j|t) = \underbrace{\frac{F_j(q^{-1})}{C(q^{-1})} y(t) + \frac{H_j(q^{-1})}{C(q^{-1})} \Delta u(t-1)}_{\text{Resposta Livre}} + \underbrace{G_j(q^{-1}) \Delta(t+j-1) + J_j(q^{-1}) \xi(t+j)}_{\text{Resposta Forzada}} \quad (3.50)$$

Os polinômios desconhecidos F_j, G_j, H_j e J_j são soluções únicas das equações diofantina. O polinômio G_j representa o futuro, F_j o presente e H_j o passado e J_j é um termo associado às perturbações. A solução é realizada por iterações recursivas como é apresentado por DUMUR (2010).

Os graus dos polinômios são definidos pela Equação (3.51)

$$\begin{aligned} \text{Grau}[J_j(q^{-1})] &= j-1, \text{Grau}[F_j(q^{-1})] = \max(\text{Grau}[A(q^{-1})], \text{Grau}[C(q^{-1})] - j) \\ \text{Grau}[G_j(q^{-1})] &= j-1, \text{Grau}[H_j(q^{-1})] = \max(\text{Grau}[B(q^{-1})] - 1, \text{Grau}[C(q^{-1})] - 1) \end{aligned} \quad (3.51)$$

3.7.3 Critério de Função de Custo

A lei de controle GPC é resultado da minimização de um critério quadrático, onde os erros futuros utilizam um termo de ponderação sobre os incrementos do comando, expressado na Equação de Custo (3.52).

$$J = \sum_{j=N_1}^{N_2} [\hat{y}(t+j) - w(t+j)]^2 + \lambda \sum_{j=1}^{N_u} \Delta u^2(t+j-1) \quad (3.52)$$

$$\text{com } \Delta u(t+j) = 0 \text{ para } j \geq N_u$$

- $N1$ é o horizonte inicial de previsão,
- $N2$ é o horizonte final de previsão sobre a saída,
- Nu é o horizonte de controle de predição,

- λ é um coeficiente de ponderação sobre o controle,
- W é a trajetória de referência,
- $\hat{y}(t+j)$ é a saída prevista no instante “t+j” obtida a partir do preditor ótimal,
- $w(t+j)$ é a referência no instante “t+j” ,
- $\Delta u(t+j) = u(t+j) - u(t+j-1)$. É o incremento de controle definido como a variação.

O processo de minimização do critério utiliza a forma matricial da Equação de Predição e a Equação de Função de Custo (3.52) assim

$$\hat{\mathbf{y}} = \mathbf{G}\tilde{\mathbf{u}} + \underbrace{\frac{1}{C(q^{-1})}\mathbf{if}y(t) + \frac{1}{C(q^{-1})}\mathbf{ih}\Delta u(t-1)}_{\text{Reposta Livre}} \quad (3.53)$$

As seguintes equações são utilizadas para o cálculo da lei de controle:

$$\begin{aligned} \mathbf{f} &= [F_{N_1}(q^{-1}) \dots F_{N_2}(q^{-1})]^T \\ \mathbf{h} &= [H_{N_1}(q^{-1}) \dots H_{N_2}(q^{-1})]^T \\ \tilde{\mathbf{u}} &= [\Delta u(t) \dots \Delta u(t+N_u-1)]^T \\ \mathbf{w}_c &= [w(t+N_1) \dots w(t+N_2)]^T \\ \hat{\mathbf{y}} &= [\hat{y}(t+N_2) \dots \hat{y}(t+N_2)]^T \end{aligned} \quad (3.56)$$

$$\mathbf{G} = \begin{bmatrix} g_{N_1}^{N_1} & g_{N_1-1}^{N_1} & \dots & \dots \\ g_{N_1+1}^{N_1+1} & g_{N_1}^{N_1+1} & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ g_{N_2}^{N_2} & g_{N_2-1}^{N_2} & \dots & g_{N_2-N_u+1}^{N_2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} g_{N_1} & g_{N_1-1} & \dots & \dots \\ g_{N_1+1} & g_{N_1} & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ g_{N_2} & g_{N_2-1} & \dots & g_{N_2-N_u+1} \end{bmatrix}$$

Da minimização do critério é obtido a sequencia de controle como

$$\tilde{u}_{opt} = -\mathbf{N} \left[\frac{1}{C(q^{-1})}\mathbf{if}y(t) + \frac{1}{C(q^{-1})}\mathbf{ih}\Delta u(t-1) - w \right] \quad (3.57)$$

Com as seguintes expressões:

$$\mathbf{N} = \left[\mathbf{G}^T \mathbf{G} + \lambda \mathbf{I}_N \right]^{-1} \mathbf{G}^T = \begin{bmatrix} \mathbf{n}_1^T \\ \cdot \\ \cdot \\ \mathbf{n}_u^T \end{bmatrix} \quad (3.58)$$

$$\tilde{\mathbf{u}}_{opt} = \left[\Delta u(t)_{opt} \dots \Delta u(t + N_u - 1)_{opt} \right]^T$$

Finalmente, o valor da primeira sequencia do comando de controle preditivo é aplicado no sistema, baseado no principio de *Receding Horizon*.

$$u_{opt} = u_{opt}(t-1) - \mathbf{n}_1^T \left[\frac{1}{C(q^{-1})} \mathbf{i} \mathbf{f} y(t) + \frac{1}{C(q^{-1})} \mathbf{i} \mathbf{h} \Delta u(t-1) - \mathbf{w} \right] \quad (3.59)$$

3.7.4 Corretor polinomial tipo RST para o controlador GPC

Do modelo CARIMA e as leis de controle GPC, é possível sintetizar esses em polinômios RST, que seriam os reguladores implementados no dispositivo de controle aberto para as máquinas CNC como é mostrado na Figura 3.20.

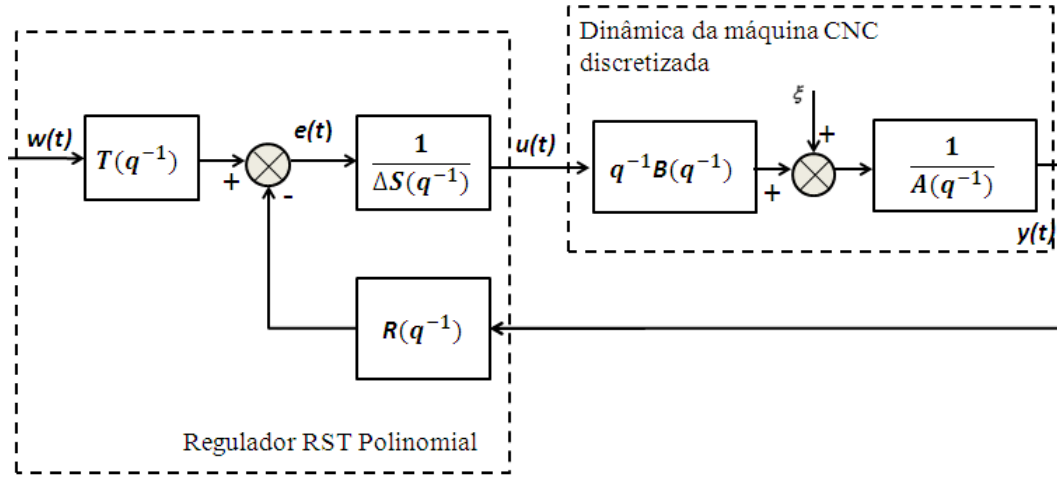


Figura 3.20: Regulador RST do controle GPC.

Utilizando a relação da Equação (3.60)

$$S(q^{-1})\Delta u(t) = -R(q^{-1})y(t) + T(q)w(t + N_2) \quad (3.60)$$

e aplicando a equação de comando preditivo, é obtido a Equação (3.61)

$$\Delta u(t)(C(q^{-1}) + \mathbf{n}_1^T \mathbf{i} h q^{-1}) = -\mathbf{n}_1^T \mathbf{i} f y(t) + C(q^{-1})\mathbf{n}_1^T \mathbf{w} \quad (3.61)$$

Pela análise das Equações (3.60) e (3.61) são obtidos os polinômios R, S e T os quais são representados como na Equação (3.62) com $C(q^{-1})=1$.

$$\begin{aligned} S(q^{-1}) &= C(q^{-1}) + \mathbf{n}_1^T \mathbf{i} h q^{-1} & \text{grau de } S(q^{-1}) &= \max(n_c, n_b) \\ R(q^{-1}) &= \mathbf{n}_1^T \mathbf{i} f & \text{grau de } R(q^{-1}) &= \max(n_a, n_c - N_1) \\ T(q) &= C(q^{-1})\mathbf{n}_1^T \begin{bmatrix} q^{-N_u+N_1} & q^{-N_u+N_1+1} & \dots & 1 \end{bmatrix}^T & \text{grau de } T(q) &= n_c + N_2 - N_1 \end{aligned} \quad (3.62)$$

Os polinômios RST para implementação são:

$$\begin{aligned}
R(q^{-1}) &= r_0 + r_1 q^{-1} + r_2 q^{-2} + \dots + r_{na-1} q^{-(na-1)} + r_{na} q^{-na} \\
S(q^{-1}) &= 1 + s_1 q^{-1} + s_2 q^{-2} + \dots + s_{nb-1} q^{-(nb-1)} + s_{nb} q^{-nb} \\
T(q) &= t_{N_1} q^{N_1} + t_{N_i+1} q^{-N_i+1} + \dots + t_{N_2} q^{N_2}
\end{aligned} \tag{3.63}$$

O cálculo deste controlador GPC é configurado para cada eixo de movimentação da máquina CNC, utilizando valores de sintonia dos parâmetros N1, N2, Nu e λ considerando as características dinâmicas de cada eixo. No caso do eixo X e Y, é importante manter um horizonte N2 não muito alto, pois este diminuiria a velocidade dos eixos de movimentação, colocando mais lento o sistema, por outro lado, um N2 muito pequeno, eleva a velocidade dos eixos, incrementando os picos de corrente e oscilações causadas pelos efeitos de atritos. Para isso é considerado um valor de N2 como $N2_{\max} = T_{\text{Assentamento}} / T_{\text{Amostragem}}$.

3.7.5 Função de transferência de malha fechada

É utilizada a função de transferência em malha fechada do sistema de controle GPC na máquina para análise do comportamento do sistema, esta é definida como:

$$\begin{aligned}
A(q^{-1})\Delta(q^{-1})y(t) &= B(q^{-1})\Delta u(t-1) + C(q^{-1})\xi(t) \\
S(q^{-1})\Delta u(t-1) &= T(q^{-1})w(t + N_2 - 1) - R(q^{-1})y(t-1)
\end{aligned} \tag{3.64}$$

O polinômio característico é

$$P(q^{-1}) = A(q^{-1})S(q^{-1})\Delta(q^{-1}) + B(q^{-1})R(q^{-1})q^{-1} \tag{3.65}$$

O polinômio Ac está influenciado pelos parâmetros de controle N1, N2, Nu e λ . Em malha fechada a função de transferência do sistema esta definida por:

$$y(t) = \frac{B(q^{-1})T_1(q^{-1})}{A_c(q^{-1})}w(t + N_2 - 1) + \frac{S(q^{-1})}{A_c(q^{-1})}\xi(t) \quad (3.66)$$

A Equação (3.66) da função de transferência entre a saída do sistema e entrada expressa a característica que o polinômio $C(q^{-1})$ não afeta diretamente a dinâmica do sistema. No entanto, afeta a função de transferência relacionada com a saída e entrada de perturbação.

$$y(t) = \frac{B(q^{-1})T_1(q^{-1})}{A_c(q^{-1})}w(t + N_2 - 1) + \frac{\Delta(q^{-1})S(q^{-1})}{C(q^{-1})A_c(q^{-1})}d(t) \quad (3.67)$$

O polinômio $C(q^{-1})$ modifica a dinâmica do sistema pela influência na função de transferência da saída com relação à entrada de perturbação, e não afeta a função de transferência da saída com relação à entrada de referência. Isso é verificado se o modelo do sistema é perfeito. O polinômio $C(q^{-1})$ modela o ruído no sistema, porém, também pode ser visto como um observador sobre a lei de controle (DUMUR, 2010). Assim, os efeitos de atrito ou funções da força de corte da máquina-ferramenta CNC podem incluir-se como modelos lineares no polinômio $C(q^{-1})$, para projetar as leis de controle preditivo que sejam mais próximos com a dinâmica real do sistema.

3.7.6 Parâmetros de sintonia para o controlador GPC

Para projetar as leis de controle GPC, são utilizados alguns critérios, que a função de custo exige para sua minimização. Este tipo de controle não possui equações que permitam associar os parâmetros físicos com os parâmetros de projeto. Devido a isso, é requerido maior conhecimento do projetista para associar os parâmetros da máquina-ferramenta a controlar com a técnica de controle GPC. Algumas das regras utilizadas para definir os parâmetros utilizando o tempo de amostragem T_a são (DUMUR, 2010):

- **N1**, valor inferior de predição: o produto de **N1.T_a** é escolhido menor a o atraso puro do sistema.
- **N2**, o valor máximo de predição, o produto de **N2.T_a** é escolhido como máximo para o valor do tempo de resposta. Se escolher o N2 maior o sistema responderá mais lentamente.
- **Nu**, o valor de horizonte de predição sobre o controle, se é escolhido o valor de 1, os cálculos das leis de controle são simplificados e mantem o margem de estabilidade, valores maiores tende a degradar a margem do sistema.
- **λ** é o coeficiente de ponderação de controle é relacionado ao ganho do sistema G que é a matriz de coeficientes de resposta referente ao modelo, através da relação.

$$\lambda_{opt} = tr(\mathbf{G}^T \mathbf{G}) \quad (3.68)$$

Para os objetivos de estabilidade é utilizada a função de transferência do sistema em malha aberta corrigida com o controlador analisando as margens de fase e de ganho, através do diagrama de Bode, Black ou de Nyquist o controle como

$$H_{bo}(q^{-1}) = \frac{q^{-1}B(q^{-1})R(q^{-1})}{A(q^{-1})S(q^{-1})\Delta(q^{-1})} \quad (3.69)$$

Os objetivos de robustez são analisados mediante o cálculo da sensibilidade direta e pela sensibilidade complementar. A sensibilidade direta esta definida pela Equação (3.70)

$$\sigma_d = \frac{A(q^{-1})S(q^{-1})\Delta(q^{-1})}{A(q^{-1})S(q^{-1})\Delta(q^{-1}) + q^{-1}B(q^{-1})R(q^{-1})} \quad (3.70)$$

A sensibilidade complementar esta definida na Equação (3.71)

$$\sigma_c = \frac{q^{-1}B(q^{-1})R(q^{-1})}{A(q^{-1})S(q^{-1})\Delta(q^{-1}) + q^{-1}B(q^{-1})R(q^{-1})} \quad (3.71)$$

A sensibilidade direta exprime a influência da perturbação da força de corte ou de atritos sobre a saída do sistema. Enquanto, a sensibilidade complementar representa a influência de ruído da medição sobre a posição da máquina. Para definir bons parâmetros de projeto do controlador, pode ser analisada a resposta do sistema em termos das sensibilidades, com uma sensibilidade direta de módulo inferior a 6dB e uma sensibilidade complementar de módulo inferior a 3dB.

3.8 Controle GPC Robusto

A robustez do sistema a perturbações e mudanças nos parâmetros do modelo, deve ser garantida. A existência de problemas com ruído e outras perturbações afetam o desempenho da máquina. No entanto, os problemas com a robustez dos controladores da máquina implica robustificar independentemente a dinâmica de seguimento e de regulação. Nesse caso, o controlador preditivo pode ser robustificado através de solução de um problema de otimização convexa, por meio do parâmetro de Youla.

A robustificação mediante o parâmetro de Youla utiliza a lei de controle com os parâmetros de correção estabilizantes, para obter um comportamento de entrada e saída desejada. Essa robustificação é feita sem modificar o comportamento de entrada e saída do controlador, já que o problema de robustificação é realizado através de um corretor de dois graus de liberdade o qual permite separar a dinâmica de seguimento e regulação, conseguindo assim, realizar a síntese de cada dinâmica independentemente. As características de robustez obtidas não dependem do corretor inicial (RODRIGUEZ, 2003).

3.8.1 Definições e propriedades do Parâmetro de Youla

A parametrização de Youla é utilizada para construir um conjunto de corretores estabilizantes e funções de transferência estáveis do sistema, com uma função bilineal. Isso significa, que a cada corretor estabilizante pode corresponder uma função de transferência estável

e ao contrario. A transferência estável é associada a cada corretor estável e é representada por uma matriz a qual é chamada o Parâmetro de Youla \mathbf{Q} . (RODRIGUEZ, 2003).

Partindo desde uma família de corretores estabilizantes para um sistema determinado, considera-se a malha fechada positiva como na Figura 3.21.

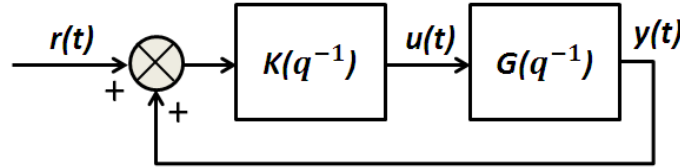


Figura 3.21: Malha fechada com realimentação positiva (RODRIGUEZ, 2003).

Nesse caso, o sistema G é estável para a lei de controle $u(t)$ e observável para a saída $y(t)$, e G é um sistema estritamente próprio. A família de corretores é definida como:

$$K = K_0 + \tilde{V}_0^{-1} Q (I + V_0^{-1} N Q)^{-1} V_0^{-1} \quad (3.72)$$

O parâmetro de Youla possui múltiplas possibilidades, em função do corretor estabilizante inicial \mathbf{K}_0 escolhido e o sistema \mathbf{G} . Os comandos obtidos do GPC são sintetizados em polinômios RST a dois graus de liberdade. Esses polinômios podem ser utilizados para sintetizar a robustificação pelo parâmetro de Youla \mathbf{Q} . O processo é feito por síntese de técnicas de tipo H_∞ .

A parametrização de Youla de um corretor de dois graus de liberdade é feita utilizando os parâmetros obtidos do GPC com os polinômios RST com síntese de $C(q^{-1})=I$ e os parâmetros de ajuste N_1 , N_2 , N_u e λ . A estrutura inicial da Figura 3.20 é utilizada para desenvolver a parametrização de Youla com a nova estrutura dos corretores iniciais $\mathbf{R}'\mathbf{S}'\mathbf{T}'$ apresentada na Figura 3.22.

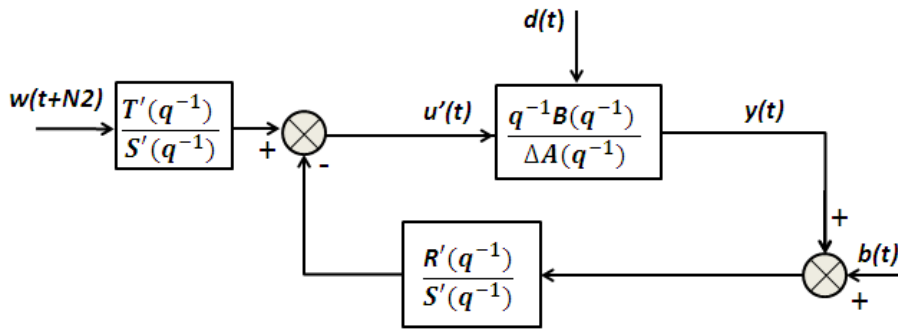


Figura 3.22: Estrutura modificada com o corretor inicial.

A nova estrutura em função do corretor estabilizante inicial \mathbf{K}_0 e o sistema \mathbf{G} (Figura 3.23) são projetados através da estrutura representada na Figura 3.23.

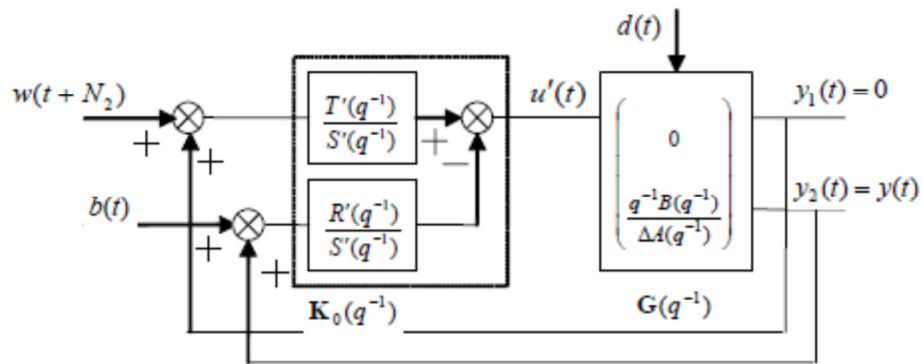


Figura 3.23: Corretor inicial com a estrutura da malha básica. (RODRIGUEZ, 2003).

Com a transformação do sistema mediante a Figura 3.23 e a relação de parâmetros da Equação (3.73) são calculadas as funções de robustificação de Youla.

$$G(q-1) = \begin{pmatrix} 0 \\ \frac{q^{-1}B}{\Delta A} \end{pmatrix}, K_0(q^{-1}) = \begin{pmatrix} \frac{T'}{S} & -\frac{R'}{S'} \end{pmatrix} \text{ com } r = \begin{pmatrix} w \\ b \end{pmatrix}, y = \begin{pmatrix} 0 \\ y \end{pmatrix} \quad (3.73)$$

Com o procedimento de fatorização e utilizando os teoremas de parâmetro de Youla (RODRIGUEZ, 2003) é obtido o corretor estabilizante com $\mathbf{Q}=[Q_1 \ Q_2]$ como:

$$K(q^{-1}) = \left(\frac{T' - A_0 Q_2}{S' - q^{-1} B Q_1} - \frac{R' + \Delta A Q_1}{S' - q^{-1} B Q_1} \right) \quad (3.74)$$

Os polinômios RST incluindo os corretores são definidos como:

$$\begin{aligned} T(q^{-1}) &= T'(q^{-1}) - A_0(q^{-1})Q_2(q^{-1}) \\ R(q^{-1}) &= R'(q^{-1}) + \Delta(q^{-1})A(q^{-1})Q_1(q^{-1}) \\ S(q^{-1}) &= S'(q^{-1}) - q^{-1}B(q^{-1})Q_1(q^{-1}) \end{aligned} \quad (3.75)$$

Com $Q_1(q^{-1})$ e $Q_2(q^{-1})$ que são funções de transferência estáveis. A função de transferência $Q_2(q^{-1})$ modifica o comportamento de entrada/saída e o parâmetro Q_1 modifica a dinâmica de malha fechada ou de regulação, sem mudanças na função de transferência de entrada/ saída. As características do Parâmetro de Youla garante que o parâmetro $\mathbf{Q}=[Q_1 \ Q_2]$ é estável e que é possível encontrar um corretor ótimo que atinge as especificações requeridas.

A aplicação do parâmetro de Youla ao corretor inicial é representado na Figura 3.24, com Q_2 que modifica a dinâmica de seguimento e Q_1 modifica a dinâmica da malha fechada.

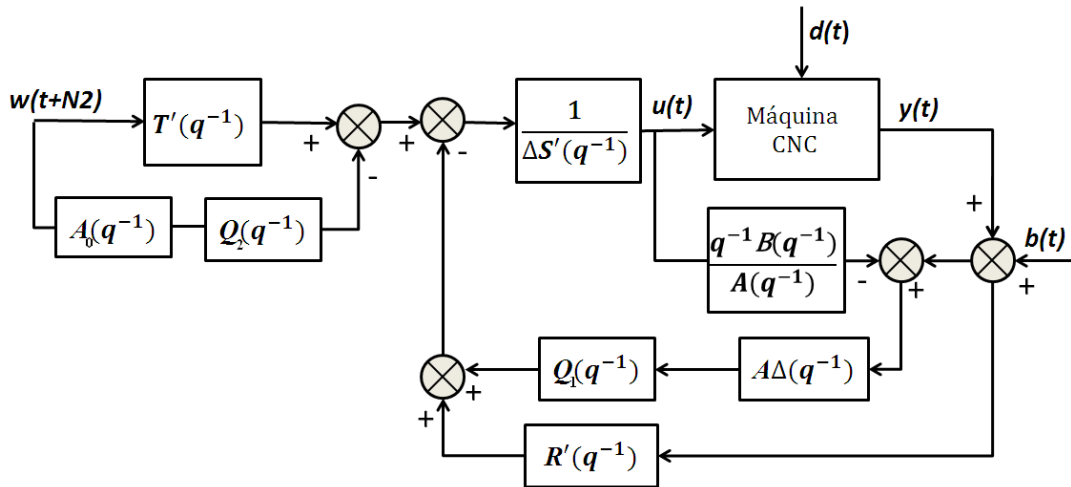


Figura 3.24: Regulador GPC com dois Graus de liberdade e a parametrização de Youla.

3.8.2 Especificações em Frequência

Existem diferentes tipos de incertezas como: aditiva direta, aditiva inversa, multiplicativa direta e multiplicativa inversa, as quais podem ser configuradas segundo as características do sistema. O $\mathbf{P}(\mathbf{q}^{-1})$ é a função de transferência conectada ao tipo de incerteza não estruturada. Segundo a modelagem dinâmica da máquina deve ser escolhido o tipo de incertezas com a que pode ser robustificado a lei de controle. Se forem consideradas as incertezas no sistema como sinais não estruturados aditivos diretos, o sistema é alterado como é apresentado na Figura 3.25.

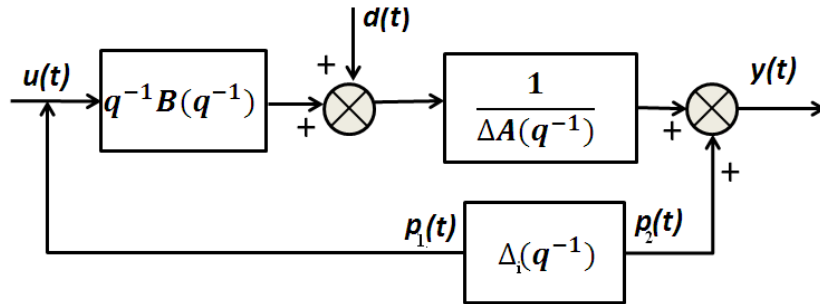


Figura 3.25: Sistema com incerteza aditiva direta.

O sistema com a função de incerteza direta está na Figura 3.26:

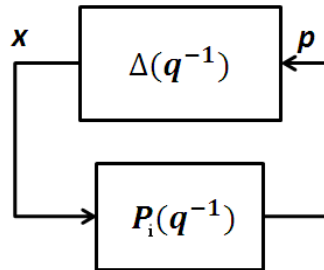


Figura 3.26: Incerteza direta.

E a função de transferência com a incerteza está apresentada pela Equação (3.76):

$$P = -\frac{R' A}{A_0 A_c} - \frac{A^2 \Delta}{A_0 A_c} Q_1 \quad (3.76)$$

Para análise de controle desse novo sistema incluindo a incerteza aditiva direta, é utilizada a análise de estabilidade através do teorema do Pequeno Ganho que é enunciado assim (RODRIGUEZ, 2003):

Considerando que a Figura 3.26 possui uma função de transferência $\Delta_i(q^{-1})$ que é própria e assintoticamente estável, definida por:

$$\left| \Delta_i(e^{-j\omega}) \right| < \gamma \text{ para todo } \omega \in [-\pi, \pi] \quad (3.77)$$

Então, a malha fechada é assintoticamente estável se a função $P(q^{-1})$ é própria, assintoticamente estável, definida como:

$$\left| P(e^{-j\omega}) \right| < \frac{1}{\gamma} \text{ para todo } \omega \in [-\pi, \pi] \quad (3.78)$$

A robustificação de uma incerteza aditiva direta não estruturada esta dada pela minimização da norma H_∞ como é definido na seguinte expressão:

$$\min_{Q_1 \in RH_\infty} \left\| P(q^{-1})W(q^{-1}) \right\|_\infty \quad (3.79)$$

A função de transferência W é uma ponderação da banda de frequências do sistema, na qual as incertezas têm maior influência.

3.8.3 Especificações Temporais

As especificações temporais correspondem a um gabarito temporal com as funções de transferência do sistema \mathbf{H} (RODRIGUEZ, 2003), que permite obter as especificações convexas para manter os requerimentos do gabarito temporal. O termo S_{ij} é a resposta do sistema \mathbf{H}_{ij} a uma entrada específica. Os requerimentos temporais estão definidos segundo o gabarito como:

$$C_{env} = \{Q / \forall t \geq 0; s_{\min} \leq s_{ij}(t) \leq s_{\max}(t)\} \quad (3.80)$$

$$C_{env} = \{Q / \Phi_{env}(Q) \leq 0\}$$

Com o termo:

$$\Phi_{env} = \max \left(\max_{t \geq 0} (s_{ij}(t) - s_{\max}(t), s_{\min}(t) - s_{ij}(t)) \right) \quad (3.81)$$

Utilizando as restrições em frequência e temporal, é possível definir o problema de robustificação de um corretor inicial RST, definido como um problema de minimização com restrições.

3.8.4 Robustez do GPC para rejeição de ruído na medição

Para encontrar um parâmetro de robustificação que permita rejeitar o ruído na medição é procurado o parâmetro de Youla, que maximiza a margem de robustez Br correspondente a uma incertidumbre aditiva direta, ponderada para uma função de transferência W , com relação a um gabarito para rejeitar a perturbação. O efeito de aumentar a margem de robustez da como resultado uma diminuição do ruído de medição sobre o controlador, conseguindo manter a robustez a dinâmicas de parâmetros desconhecidos. Em consequência, o sistema poderia responder com menor velocidade.

Para realizar essa robustificação, é colocado um limite para rejeitar a perturbação mediante um gabarito e encontrar um parâmetro de Youla que maximize a margem de robustez Br com relação ao gabarito. Os parâmetros utilizados são a ponderação W o qual pode ser escolhido como um filtro para altas frequências, no caso de dinâmicas que são rejeitadas nessas frequências.

3.9 Conclusões

Neste capítulo foi realizado o estudo da modelagem dinâmica para máquinas-ferramenta CNC, analisando as características do sistema mecânico, elétrico, eletrônico, de medição e controle. O modelo foi baseado no estudo dos torques estático, dinâmico e de perturbações. Para isso, foi desenvolvida uma análise da dinâmica dos eixos de movimentação e suas interligações. Como fator importante na dinâmica são estudados os efeitos da variação inercial, os torques dinâmicos e estáticos, além da análise dos atritos que são produzidos nos mecanismos internos da máquina.

Também foi apresentada uma proposta do Sistema de Controle para regulação da dinâmica de máquinas-ferramenta CNC. O sistema possui o nível de gerador de movimentos, controle, compensação, diagnóstico e otimização. O nível de controle é proposto com uma estrutura de tipo cascata, que regula os parâmetros básicos da operação da máquina utilizando estratégias de controle clássico (PID), preditivo (GPC) e robusto (GPCR) sintetizados em polinômios de controle tipo RST.

As estratégias de controle são projetadas utilizando o modelo dinâmico reduzido da máquina. Os controladores obtidos são implementados no simulador virtual com o modelo não linear completo para finalizar o ajuste dos controladores. Esta etapa final é muito importante, já que o modelo dinâmico não linear possui maior proximidade com a dinâmica real da máquina, e é possível visualizar os efeitos dos controladores projetados em termos dos erros das variáveis dinâmicas, saturações, oscilações e outros efeitos que reduzem o desempenho da máquina.

Os controladores foram projetados inicialmente com o controle (P), sintonizado pelo lugar das raízes, com o objetivo de projetar os pólos obedecendo aos requisitos do sistema. Contudo, esse tipo de controle permite uma regulação de um grau de liberdade. Isso é fazendo uma regulação da dinâmica igual à regulação de seguimento. O erro obtido com este tipo de controle para máquinas CNC é um erro que deve ser considerado em termos de aumentar a precisão e velocidade, já que a dinâmica do sistema pode alterar esse erro final. Ou seja, em baixas

velocidades ou próximas de zero, com efeitos da variação inercial, o controle não responde com alto desempenho.

Em relação ao Controlador Preditivo GPC nas máquinas CNC, este ajuda a corrigir o erro de seguimento e de contorno da máquina com melhor desempenho em tempos de resposta e velocidade em relação ao PID. O GPC possui a vantagem do efeito antecipativo em dois graus de liberdade com regulação no seguimento de referência e na dinâmica do sistema. No entanto, o modelo reduzido para o projeto deste controle afeta a robustez do controlador em relação às variações inerciais, atritos e ruído na medição. Devido a isso, o controle é robustificado utilizando o parâmetro de Youla. Esse método incrementa o nível de robustez dos controladores para rejeição de perturbações e incertezas de parâmetros e ruído de medição.

Utilizando os controladores em *feedforward* é possível melhorar as respostas para precisão das máquinas, devido aos efeitos na lei de controle de aceleração e velocidade nas malhas internas. Contudo, as sintonias desses controladores dependem da precisão dos modelos do sistema e sua robustez pode ser afetada pelas variações da dinâmica.

A modelagem dinâmica de uma máquina CNC é fundamental para o projeto do Sistema de Controle. No entanto, o modelo deve ser complementado com os valores dos parâmetros da máquina CNC real, para isso, é imprescindível desenvolver mecanismos de estimação e identificação de parâmetros que permitirão o diagnóstico completo e a simulação da máquina, além da possibilidade de detecção de algumas falhas, conseguindo assim o planejamento mais adequado do sistema de controle.

4 IDENTIFICAÇÃO E ESTIMAÇÃO DE PARAMETROS

Este capítulo apresenta uma proposta da estratégia para identificação e estimação de parâmetros em máquinas-ferramenta CNC. A proposta é desenvolvida em três níveis. O primeiro nível corresponde a uma identificação para cada eixo independente, sem efeitos de realimentação do sistema de controle, que é realizado em malha aberta. O segundo nível aplica a identificação, incluindo a dinâmica de controle de posição dos eixos de movimentação. As entradas nesse nível são as referências de trajetória pelos perfis de movimento. Finalmente, um terceiro nível, em que se realiza a validação dos modelos e dos parâmetros estimados. Nesse nível, a validação é realizada mediante o erro de contorno e seguimento. O método para estimação dos parâmetros é baseado em técnicas de otimização não linear para problemas com restrições e valores limite dos parâmetros.

Inicialmente, é definida a proposta da estratégia para identificação com as características de cada nível. Logo após, é explicada a metodologia para aplicar a estratégia, descrevendo a configuração das entradas para a identificação por cada nível, modelos de referência, técnicas de pré-processamento de dados e métodos de otimização para estimação e validação dos modelos. Finalmente, é explicado o método para estimação dos atritos não lineares do sistema.

4.1 Características do processo de identificação

A teoria da identificação facilita uma abordagem sistemática para ajustar modelos matemáticos mais próximos à parte determinística do sistema, eliminando efeitos de ruído em sua resposta final (PINTELON; SCHOUKENS, 2001). A construção de modelos por identificação inclui três componentes básicos que são: os dados do sistema, o grupo de possíveis modelos de referência, e as regras para os quais os modelos serão validados (LJUNG, 1987). Os processos de identificação são classificados em função dos modelos obtidos, existindo assim a identificação de tipo paramétrica ou não paramétrica. A primeira é relacionada a modelos previamente

estabelecidos e seu resultado é um modelo com parâmetros ajustados ao modelo de referência, a segunda:

[...] são métodos que não resultam em um modelo matemático tal como uma função de transferência, mas sim através de uma representação gráfica que caracteriza a dinâmica do sistema em estudo. Exemplos típicos de tais representações são a resposta ao impulso e a resposta em frequência (AGUIRRE, 2007).

Os processos de identificação podem ser realizados *online* cuja estimação é concorrente com a coleta de amostras do processo, ou *offline* a qual realiza a estimação uma vez obtida todos os dados para o processamento. Estes processos se diferenciam das características em tempos de processamento, técnicas de análise de dados, e tecnologias para o processo de identificação. A Figura 4.1 representa o esquema geral de identificação para uma máquina-ferramenta CNC, que são as entradas, saídas e o modelo do sistema utilizado, para obter os parâmetros e modelos ajustados do sistema dinâmico.

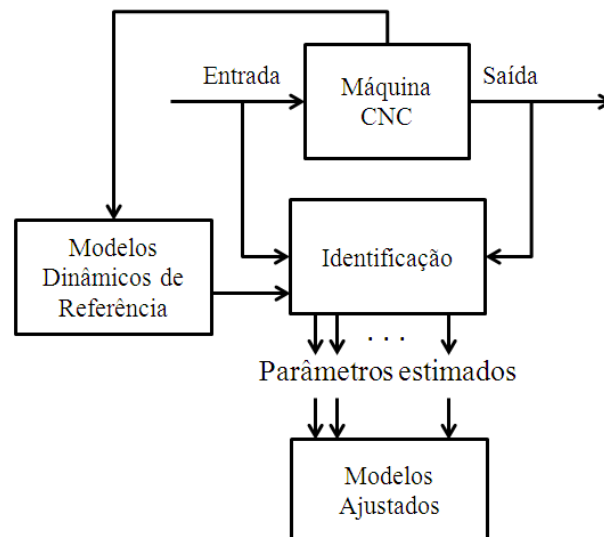


Figura 4.1: Identificação para máquinas-ferramenta CNC.

A **Estimação de Parâmetros** é realizada através de um grupo de modelos de referência, conjunto de parâmetros, dados do sistema e critério de função de custo, a fim de encontrar o modelo e parâmetros mais próximos do sistema real. Nesse sentido, a estimação segundo Ljung (1987) utiliza estruturas de modelos $\mathbf{M}(\theta)$, com um vetor de parâmetros $\theta \in D_M$, com D_M o conjunto de valores que possuem os limites dos parâmetros a estimar. Os modelos são definidos como

$$\mathbf{M}^* = \{M(\theta) | \theta \in D_M\} \quad (4.1)$$

Cada modelo representa um conjunto de possíveis saídas futuras. O preditor poderia ser um filtro linear $W_y(q, \theta)$ com relação a saída $y(t)$ e entrada $u(t)$

$$\mathbf{M}(\theta) : \hat{y}(t|\theta) = W_y(q, \theta)y(t) + W_u(q, \theta)u(t) \quad (4.2)$$

Este modelo corresponde a um modelo representado através de suas funções $G(q, \theta)$ e $H(q, \theta)$, e valor de perturbação $e(t)$ assim

$$y(t) = G(q, \theta)u(t) + H(q, \theta)e(t) \quad (4.3)$$

A Equação (4.4) define os valores dos filtros em termos das funções do modelo.

$$\begin{aligned} W_y(q, \theta) &= [1 - H^{-1}(q, \theta)] \\ W_u(q, \theta) &= H^{-1}(q, \theta)G(q, \theta) \end{aligned} \quad (4.4)$$

Se o filtro é não linear, utiliza-se uma função como a Equação (4.4), a qual pode ser modificada dependendo do sistema em estudo. O modelo estimado em termos das saídas estimadas é definido na Equação (4.5).

$$M(\theta) : \hat{y}(t|\theta) = g(t, Z^{t-1}; \theta) \quad (4.5)$$

A estimação de parâmetros utiliza os dados do sistema definidos por

$$\mathbf{Z}^N = [y(1), u(1), y(2), u(2), \dots, y(N), u(N)] \quad (4.6)$$

Com isto o problema de estimação focaliza em como analisar a informação do vetor \mathbf{Z}^N , para escolher os valores apropriados do vetor de parâmetros $\hat{\boldsymbol{\theta}}_N$, e, portanto, um modelo adequado $\mathbf{M}(\hat{\boldsymbol{\theta}}_N)$ do grupo de modelos de referência \mathbf{M}^* , é dizer realizar um mapeamento desde o grupo de dados \mathbf{Z}^N ao grupo de modelos D_M .

$$\mathbf{Z}^N \rightarrow \hat{\boldsymbol{\theta}}_N \in D_M \quad (4.7)$$

A validação dos modelos corresponde aos testes a serem realizados com os diferentes modelos, para escolher o modelo que descreve com proximidade ao sistema, mediante a minimização do erro de trajetória como

$$\mathcal{E}(t, \boldsymbol{\theta}^*) = y(t) - \hat{y}(t | \boldsymbol{\theta}^*) \quad (4.8)$$

A Figura 4.2 apresenta os componentes para a identificação e estimação de parâmetros nas máquinas-ferramenta CNC.



Figura 4.2: Componentes para identificação de máquinas-ferramenta CNC.

4.2 Proposta da Estratégia utilizada para Estimação de Parâmetros

As máquinas-ferramenta CNC possuem uma dinâmica complexa, que dificulta o processo de modelagem e de identificação, por causa das limitações mecânicas, elétricas e eletrônicas. Os valores de velocidade e corrente da máquina são medidos, e configuradas as entradas de posição, para realizar o processo de estimação. A modelagem obtida do sistema leva a problemas de estimação paramétrica de tipo não linear, invariante no tempo. O método de estimação aplica a otimização minimizando a função objetivo do erro de seguimento na trajetória por cada eixo de movimentação.

A estratégia proposta de identificação é apresentada na Figura 4.3. Esta estima os parâmetros principais da modelagem como são os momentos de inércia do sistema de acionamento e dos eixos de movimentação, o torque estático de cada eixo, os valores de atritos de Coulomb e Viscoso, e do torque de perturbação. Esta estratégia é também utilizada para a identificação dos parâmetros de cada atuador e ganhos do sistema de medição e sistema de potência.

Nível 1: Neste nível de identificação, é realizada a estimação de parâmetros sem controle de realimentação para cada eixo independentemente. A malha aberta possui a vantagem de estimular a máquina sem intervenção da dinâmica de controle, requerendo maior cuidado nos limites dos parâmetros e da operação da máquina. Neste nível é obtida a informação básica do sistema de acionamento e suas interligações. O diagnóstico inicial é realizado neste nível, e seu principal objetivo é determinar os parâmetros e modelos de base, caracterizando os valores limite e as restrições do sistema, que permitem delimitar o problema de otimização.

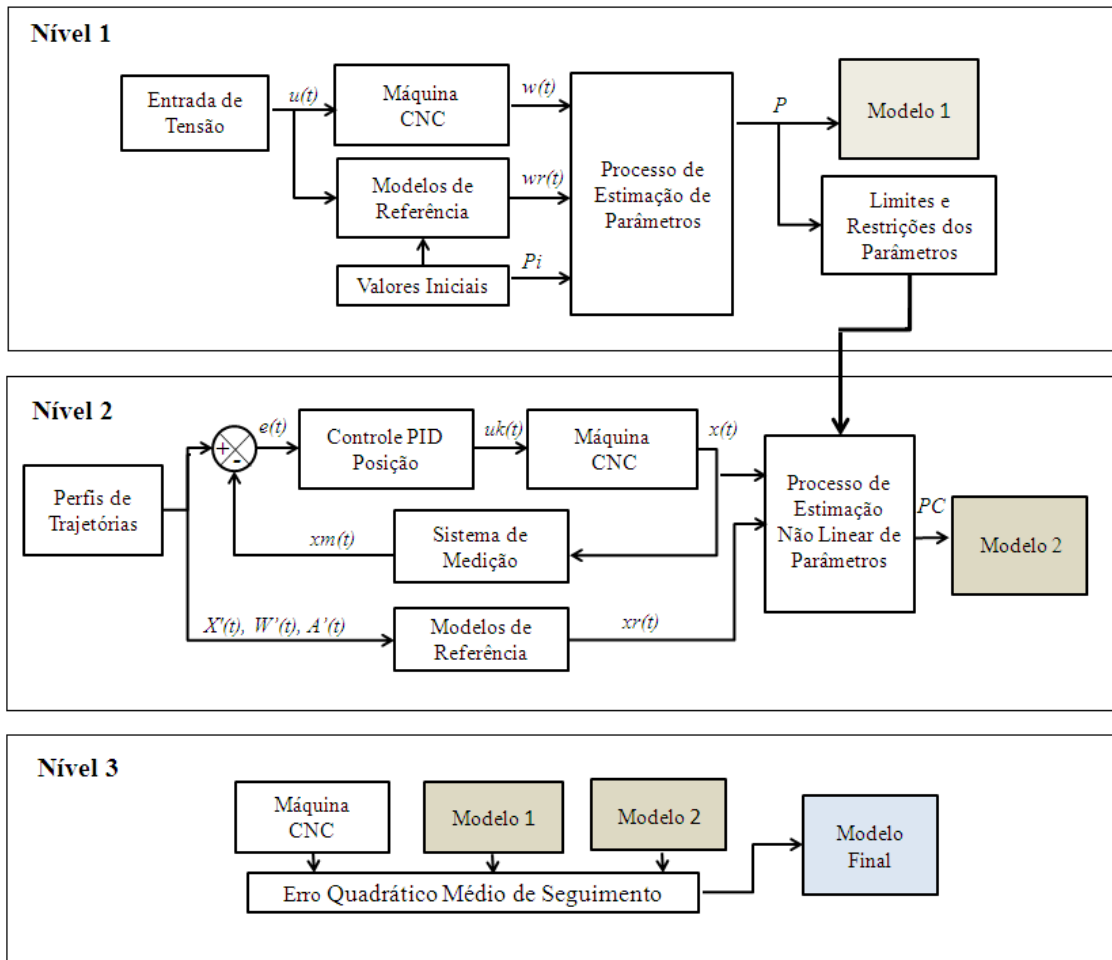


Figura 4.3: Estratégia para identificação e estimação de parâmetros em máquinas CNC.

Nível 2: O segundo nível consiste em estimar os parâmetros do sistema em malha fechada com o controle de posição PID e os sistemas de regulação em corrente e velocidade. Neste nível, as entradas são configuradas diretamente desde o gerador de trajetórias com as referências dos perfis de posição, velocidade e aceleração segundo a trajetória. Os controladores PID de posição são incluídos nos modelos de referência. Contudo, este nível precisa dos valores limite e das restrições do primeiro nível, além dos parâmetros de ajuste do controlador. Os valores iniciais dos parâmetros estabelecem os limites do espaço de procura do algoritmo de otimização, restringindo a região e evitando possíveis valores fora da área, assim é possível obter uma minimização da função de custo que converge ao valor mínimo de erro. Uma característica relevante na estimação do nível 2, é a possibilidade de analisar interações dos eixos em movimento no mesmo instante de tempo, o que isso conduz à análise de possíveis relações de

interligação do comportamento e à influência de um eixo com relação aos outros que possui a máquina.

Nível 3: O terceiro nível realiza a validação dos modelos, aplicando os parâmetros estimados nos níveis anteriores. Para isso, é feito à análise do erro de seguimento em trajetórias básicas, por meio dos modelos de referência e parâmetros obtidos. Com a medição do erro quadrático médio são calculados os modelos mais próximos, e os valores limite dos parâmetros.

4.3 Nível 1: Estimação em malha aberta

Em algumas máquinas-ferramenta CNC, que possuem a possibilidade de desacoplar os eixos de movimentação do sistema de controle, podem-se estimar os parâmetros por cada eixo independentemente. As vantagens dessa estratégia no nível 1, são proporcionar as informações básicas dos eixos e analisar as restrições e limites de operação da máquina. Contudo, a estimação requer uma maior precisão nos comandos de entrada uma vez que não possui nenhum efeito das leis de controle. Apesar de permitir a liberdade de movimento, podem-se ocasionar movimentos e alterações em corrente que prejudicam ao sistema. O nível 1 é complementado com o nível 2 para estimar os efeitos da dinâmica completa, com o funcionamento interligado dos eixos de movimentação.

Para uma identificação mais consistente em termos de restringir as regiões de procura dos valores dos parâmetros, é proposto o nível 1, que realiza uma estimação do sistema de acionamento, identificando os parâmetros dos atuadores isolados. A seguir, é realizada uma estimação dos atuadores com os acoplamentos, desligando os outros mecanismos que conectam à mesa de trabalho e ao fuso de movimento. Finalmente, uma estimação do eixo de movimentação completo.

4.3.1 Entrada de Identificação e Tempo de Amostragem

A entrada de referência para a identificação no nível 1, é baseada nos limites de tensão $v(t)$ e corrente $i(t)$ dos atuadores, das velocidades $\omega(t)$ de operação e dos limites de posição $x_{max}(t)$, $x_{min}(t)$, $y_{max}(t)$, $y_{min}(t)$, $z_{max}(t)$ e $z_{min}(t)$. Dependendo destas características, a entrada de tensão é definida para cada sistema de acionamento.

O sinal de entrada terá efeitos sobre os torques produzidos pelos atritos do sistema que sejam dependentes das velocidades limite e da velocidade atual do sistema. Um dos pontos importantes na identificação é a direção de movimento, quando muda o sentido de giro dos motores e dos eixos. É possível obter informações sobre as não linearidades perto da velocidade zero, além das mudanças nos torques de atrito. Nesse sentido, quando os eixos variam sua direção, é incrementada a corrente no sistema de acionamento. Entretanto, acontece saturação nos elementos de potência. Este efeito da mudança também é mais representativo entre os atritos presentes nas guias de movimentação, devido à natureza com que é representada a não linearidade do atrito especificamente o atrito de Coulomb como está definida na Equação (3.17).

Outro efeito relevante na máquina com relação às velocidades em que se deve identificar é a mudança do sinal da entrada entre os valores de velocidade máxima e mínima. Estas velocidades devem atravessar pelo ponto de velocidade zero. A Equação (4.8) define o sinal de entrada.

$$u_{ident} = \begin{cases} u_{min+} & t_1 \leq t \leq t_2 \\ u_{min-} & t_2 < t \leq t_3 \\ u_{max+} & t_4 < t \leq t_5 \\ u_{max-} & t_6 < t \leq t_7 \end{cases} \quad (4.9)$$

A entrada de tensão na máquina u_{ident} , é determinada pelos valores de tensão máxima u_{max} e mínima u_{min} , identificando a direção de movimento. Os tempos estabelecidos (t_1 , t_2 , t_3 , t_4 , t_5 , t_6 ,

$t_7...t_n$) são calculados segundo a duração de tempo de resposta t_r , tempo de amostragem t_s e o numero de amostras N . Estes valores de tensão são colocados em sequências de entrada para alimentar cada eixo de movimentação.

Se a identificação for feita em termos da quantidade de potência através do PWM(*Pulse Width Modulation*), é necessário realizar a conversão nos cálculos de porcentagem de ciclo útil, para entregar ao sistema e os tempos deste sinal, com relação além da frequência de operação do sistema de potência.

A entrada é configurada em relação aos tempos de resposta que apresenta o eixo da máquina, e para isso, é necessário os experimentos de movimentos básicos dos eixos, para medir o tempo de resposta que possui o sistema, em diferentes velocidades. Tomando como base o tempo de resposta para diferentes velocidades e uma velocidade de operação nominal, é aproximado o tempo de amostragem como na Equação (4.10), através da teoria de Nyquist-Shanon. A Equação (4.10) representa uma aproximação para a escolha do **tempo de amostragem** e quantidade de amostras.

$$\begin{aligned} T_{amostragem} &\approx \frac{T_{estacionario}}{10} \\ F_{amostragem} &\geq 2F_{max} \end{aligned} \tag{4.10}$$

4.3.2 Modelos de referência e parâmetros de estimação

Os modelos de referência no nível 1 da identificação em malha aberta são definidos segundo os subsistemas em que pode ser dividido o estudo de cada eixo da máquina. Os subsistemas principais dos eixos são: 1) Estimação dos parâmetros dos atuadores do sistema de acionamento, 2) Estimação dos atuadores com acoplamento, desligado da mesa e fuso de movimento e 3) Estimação do eixo de movimentação completo. Os modelos utilizados para estimação nos subprocessos estão representados na Tabela 4.1.

Tabela 4.1: Modelos de referência para estimação do Nível 1.

<i>Sistema</i>	<i>Sistema identificado</i>	<i>Modelo</i>	<i>Equações Referidas ao Capítulo (3) de Modelagem Dinâmica</i>
1	Motor CC	Motor CC	Equação (3.13)
2	Motor + Acoplamentos	Motor CC + Acoplamentos	Equação(3.1) com $T_{static_dis}=0$, Equações. (3.3,3.5,3.6) com $J_{twy}, J_{twx}, J_{ly}, J_{lx}=0$ Equações (3.12) com T_{fhl}, T_{ct} e $T_p=0$
3	Motor + Acoplamentos com função de Atritos	Motor CC + Acoplamentos+ Efeito de Atritos	Equação (3.1) com $T_{static_dis}=0$, Equações. (3.3,3.5,3.6) com $J_{twy}, J_{twx}, J_{ly}, J_{lx}=0$ Equações (3.12) com T_{ct} e $T_p=0$ Equação (3.15)
4	Eixo Completo	Motor CC + Acoplamentos+ Mecanismos do Eixo + Perturbação	Equações (3.1-3.26)

O modelo de referência 1, corresponde ao atuador, e é definido na Equação (3.13). A entrada é a tensão direta do motor, e as saídas são obtidas em velocidade linear e corrente. Os parâmetros a serem identificados estão representados pela matriz de parâmetros P_{pxn} representada na Equação (3.4), p é o número de parâmetros para estimar nos atuadores por cada eixo e n é a quantidade de eixos que possui a máquina, com J_{mj} como o momento de inércia do motor, B_{mj} é o atrito viscoso, R_j a resistência elétrica, L_j a indutância, ke_j a constante elétrica, kt_j constante de torque.

$$P_{pxn} = \begin{Bmatrix} J_{mx} & J_{my} & J_{mz} & \dots J_{mn} \\ B_{mx} & B_{my} & B_{mz} & \dots B_{mn} \\ R_x & R_y & R_z & \dots R_n \\ L_x & L_y & L_z & \dots L_n \\ ke_x & ke_y & ke_z & \dots ke_n \\ kt_x & kt_y & kt_z & \dots kt_n \end{Bmatrix} \Rightarrow \begin{Bmatrix} J_{mj}, |J_{m \min} \leq J_{mj} \leq J_{m \max}; j = 1, \dots n \\ B_{mj}, |B_{m \min} \leq B_{mj} \leq B_{m \max}; j = 1, \dots n \\ R_j, |R_{e \min} \leq R_j \leq R_{\max}; j = 1, \dots n \\ L_j, |L_{\min} \leq L_j \leq L_{\max}; j = 1, \dots n \\ ke_j, |ke_{\min} \leq ke_j \leq ke_{\max}; j = 1, \dots n \\ kt_j, |kt_{\min} \leq kt_j \leq kt_{\max}; j = 1, \dots n \end{Bmatrix} \quad (4.11)$$

O modelo de referência 2, refere-se ao modelo do atuador e os acoplamentos de cada eixo da máquina definido nas Equações (3.1, 3.3, 3.5, 3.6, 3.12), com as restrições expressas na Tabela 4.1. Esse modelo de referência inclui o parâmetro de momento de inércia dos acoplamentos J_{cj} . A Equação (4.12) define a matriz de parâmetros para esta estimação.

$$\mathbf{PC}_{pcxn} = \begin{Bmatrix} J_{mx} & J_{my} & J_{mz} & \dots J_{mn} \\ B_{mx} & B_{my} & B_{mz} & \dots B_{mn} \\ J_{cx} & J_{cy} & J_{cz} & \dots J_{cn} \end{Bmatrix} \Rightarrow \begin{Bmatrix} J_{mj}, |J_{m\min} \leq J_{mj} \leq J_{m\max}; j = 1, \dots, n \\ B_{mj}, |B_{m\min} \leq B_{mj} \leq B_{m\max}; j = 1, \dots, n \\ J_{cj}, |J_{c\min} \leq J_{cj} \leq J_{c\max}; j = 1, \dots, n \end{Bmatrix} \quad (4.12)$$

O modelo de referência 3, corresponde ao modelo do atuador, acoplamentos e efeitos dos atritos presentes no eixo do motor. Nesta estimação, o grupo de parâmetros está representado pelos modelos das Equações (3.1, 3.3, 3.5, 3.6, 3.12, 3.15) e definido pela matriz \mathbf{PA}_{paxn} de parâmetros da Equação (4.13), onde a estimação é baseada nos parâmetros de momento de inércia do motor e os acoplamentos $J_{(m+c)j}$, o atrito viscoso B_j , Torque de Atrito de Coulomb T_{coul_j} , Torque de Atrito Viscoso T_{visc_j} , Torque de perturbações T_{pert_j} , Torque estático T_{stat_j} , e as velocidades limite do sistema de acionamento w_{1_j} e w_{2_j} .

$$\mathbf{PA}_{paxn} = \begin{Bmatrix} J_{(m+c)x} & J_{(m+c)y} & J_{(m+c)z} & \dots J_{(m+c)n} \\ B_x & B_y & B_z & \dots B_n \\ T_{Coul_x} & T_{Coul_y} & T_{Coul_z} & \dots T_{Coul_n} \\ T_{visc_x} & T_{visc_y} & T_{visc_z} & \dots T_{visc_n} \\ T_{pert_x} & T_{pert_y} & T_{pert_z} & \dots T_{pert_n} \\ T_{stat_x} & T_{stat_y} & T_{stat_z} & \dots T_{stat_n} \\ \omega_{1x}^{\pm} & \omega_{1y}^{\pm} & \omega_{1z}^{\pm} & \dots \omega_{1n}^{\pm} \\ \omega_{2x}^{\pm} & \omega_{2y}^{\pm} & \omega_{2z}^{\pm} & \dots \omega_{2n}^{\pm} \end{Bmatrix} \Rightarrow \begin{Bmatrix} J_{(m+c)j}, |J_{(m+c)\min} \leq J_{(m+c)j} \leq J_{(m+c)\max}; j = 1, \dots, n \\ B_j, |B_{\min} \leq B_{mj} \leq B_{m\max}; j = 1, \dots, n \\ T_{coul_j}, |T_{coul\min} \leq T_{coul_j} \leq T_{coul\max}; j = 1, \dots, n \\ T_{visc_j}, |T_{visc\min} \leq T_{visc_j} \leq T_{visc\max}; j = 1, \dots, n \\ T_{pert_j}, |T_{pert\min} \leq T_{pert_j} \leq T_{pert\max}; j = 1, \dots, n \\ T_{stat_j}, |T_{stat\min} \leq T_{stat_j} \leq T_{stat\max}; j = 1, \dots, n \\ \omega_{1j}, |\omega_{1\min} \leq \omega_{1j} \leq \omega_{1\max}; j = 1, \dots, n \\ \omega_{2j}, |\omega_{2\min} \leq \omega_{2j} \leq \omega_{2\max}; j = 1, \dots, n \end{Bmatrix} \quad (4.13)$$

O modelo de referência 4 adequa-se para os eixos completos e utiliza as Equações (3.1)-(3.26). Esta estimação aplica a mesma matriz de parâmetros \mathbf{PA} definida na Equação (4.13), incluindo o termo de momento de inércia como a variação inercial total do eixo, assim, o

momento de inércia J_{ej} é referido nas Equações (3.3), (3.5), (3.6). A Tabela 4.2 define os parâmetros completos a estimar no nível 1 da estratégia de identificação.

Tabela 4.2: Parâmetros estimados no Nível 1.

<i>Parâmetros</i>	<i>Característica</i>
$R_{mj}, L_{mj}, K_{ej}, K_{ij}$	Parâmetros internos dos motores
$J_{motor_x}, J_{motor_y}, J_{motor_z}, \dots, J_{motor_n}$	Momentos de inércia dos motores
$B_x, B_y, B_z, \dots, B_n$	Coefficientes de atrito dos motores
$J_{mc-x}, J_{mc-y}, J_{mc-z}, \dots, J_{mc-n}$	Momentos de inércia dos acoplamentos motor+acoplamentos
$T_{coul_x1}^+, T_{coul_y1}^+, T_{coul_z1}^+, \dots, T_{coul_n1}^+$	Coefficientes de Atrito de Coulomb movimento sentido horário, para motor + acoplamentos
$T_{coul_x1}, T_{coul_y1}, T_{coul_z1}, \dots, T_{coul_n1}$	Coefficientes de Atrito de Coulomb movimento sentido anti-horário motor + acoplamentos
$B_{eixo-x}, B_{eixo-y}, B_{eixo-z}, \dots, B_{eixo-n}$	Coefficientes de Atrito dos eixos
$T_{stat_x2}^+, T_{stat_y2}^+, T_{stat_z2}^+, \dots, T_{stat_n2}^+$	Torque estático dos eixos
$T_{coul_x2}^+, T_{coul_y2}^+, T_{coul_z2}^+, \dots, T_{coul_n2}^+$	Coefficientes de Atrito de Coulomb movimento sentido horário do eixo
$T_{coul_x2}, T_{coul_y2}, T_{coul_z2}, \dots, T_{coul_n2}$	Coefficientes de Atrito de Coulomb movimento sentido anti-horário dos eixos
$T_{visc_x2}, T_{visc_y2}, T_{visc_z2}, \dots, T_{visc_n2}$	Coefficientes de Atrito Viscoso dos eixos
$T_{pert_x2}, T_{pert_y2}, T_{pert_z2}, \dots, T_{pert_n2}$	Torque de Perturbações dos eixos

4.3.3 Método de Otimização e Critério a minimizar

Devido às características de não linearidades produzidas pelos atritos é necessário solucionar a problemática de estimação de parâmetros utilizando algoritmos de estimação não linear. O método aplicado nos diferentes níveis da estratégia de identificação visa minimizar o critério da função de erro de seguimento nas trajetórias de referência, como é expresso na Equação (4.14).

$$\min_{X_l \leq x \leq X_u} f(x) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^m r_i^2(x) = \frac{1}{2} \|r(x)\|_2^2 \quad (4.14)$$

Essa função de custo é constituída pelo conjunto de funções não lineares, que corresponde ao erro entre a saída atual de velocidade ou de posição do sistema e as saídas dos modelos de referência. Segundo o nível da identificação as entradas e saídas analisadas correspondem as variáveis de posição ou de velocidade angular. Os parâmetros X_l e X_u são os limites baixo e alto dos parâmetros, com $X_l < X_u$. Este problema se projeta para todos os eixos da máquina como é definido na Equação (4.15). A otimização utilizada é baseada nos algoritmos de mínimos quadrados não lineares através de modelos de média escala. Esses métodos utilizam cálculos com álgebra e matrizes completas ao contrário de métodos de larga escala, que utilizam funções matemáticas de menor complexidade. O problema apresentado na Equação (4.14) é constituído pelo vetor de funções não lineares reais definidos como (SHAN, 2006):

$$r(x) = \begin{bmatrix} r_1(x) \\ r_2(x) \\ \vdots \\ r_m(x) \end{bmatrix} \quad (4.15)$$

A máquina CNC apresenta funções não lineares, definidos por $\varphi(P, t_i)$, o qual depende dos parâmetros das matrizes **P**, **PA** e **PC** definidos nos vetores de parâmetros das Equações (4.11), (4.12) e (4.13). Na estimação de parâmetros, são necessários os dados de medição atual y_i no tempo t_i , para estimar os parâmetros das matrizes **P**, **PA** e **PC**, minimizando a diferença entre as medições observadas e as obtidas pela predição, como

$$r_i(x) = \varphi(P, t_i) - y_i \quad (4.16)$$

Os parâmetros das matrizes **P**, **PA** e **PC** são estimados pela resolução do problema não linear da Equação (4.14). O método de otimização por mínimos quadrados não lineares aplica o algoritmo de regiões de confiança para limitar os espaços de procura.

A resolução do algoritmo começa no valor inicial dos parâmetros e encontra o mínimo da soma de quadrados das funções. Sempre a solução do valor do parâmetro estará baseada na função objetivo, o ponto inicial e os valores máximos e mínimos de cada parâmetro. Para a solução do algoritmo é importante conhecer os termos de gradiente de Hessian para resolver o problema de minimização. O gradiente $\nabla f(x)$ é definido como

$$g(x) = \nabla f(x) = \begin{bmatrix} \frac{\partial f(x)}{\partial x_1} \\ \frac{\partial f(x)}{\partial x_2} \\ \vdots \\ \frac{\partial f(x)}{\partial x_n} \end{bmatrix} \quad (4.17)$$

e o Hessian $\nabla^2 f(x)$ é definido na Equação (4.18).

$$g(x) = \nabla^2 f(x) = \begin{bmatrix} \frac{\partial^2 f(x)}{\partial x_1^2} & \frac{\partial^2 f(x)}{\partial x_1 \partial x_2} & \dots & \frac{\partial^2 f(x)}{\partial x_1 \partial x_n} \\ \frac{\partial^2 f(x)}{\partial x_2 \partial x_1} & \frac{\partial^2 f(x)}{\partial x_2^2} & \dots & \frac{\partial^2 f(x)}{\partial x_2 \partial x_n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial^2 f(x)}{\partial x_n \partial x_1} & \frac{\partial^2 f(x)}{\partial x_n \partial x_2} & \dots & \frac{\partial^2 f(x)}{\partial x_n^2} \end{bmatrix} \quad (4.18)$$

As derivadas da função $f(x)$ da Equação (4.18) são definidas em termos do Jacobiano de r , o qual é uma matriz de $m \times n$ das primeiras derivadas parciais definidas na Equação (4.19).

$$J(x) = \nabla r(x)^T = \begin{bmatrix} \nabla r_1(x)^T \\ \nabla r_2(x)^T \\ \vdots \\ \nabla r_m(x)^T \end{bmatrix} \quad (4.19)$$

A partir da matriz Jacobiana associada é calculada o gradiente $\nabla f(x)$, e com este é possível calcular o Hessian $\nabla^2 f(x)$, como é definido na Equação (4.20).

$$\begin{aligned} g = \nabla f(x) &= \sum_{j=1}^m r_j(x) \nabla r_j(x) = J(x)^T r(x), \\ H = \nabla^2 f(x) &= \sum_{j=1}^m \nabla r_j(x) \nabla r_j(x)^T + \sum_{j=1}^m r_j(x) \nabla^2 r_j(x) \\ H = \nabla^2 f(x) &= J(x)^T J(x) + \sum_{j=1}^m r_j(x) \nabla^2 r_j(x) \end{aligned} \quad (4.20)$$

Para problemas de mínimos quadrados não lineares a função objetivo apresenta a forma da Equação (4.21).

$$f(x) = \frac{1}{2} r(x)^T r(x) \quad (4.21)$$

Nesse sentido, é utilizada a representação de $g = \nabla f(x)$ e $H = \nabla^2 f(x)$ da Equação (4.20).

O algoritmo de minimização está baseado em regiões de confiança e usa o método de Gauss-Newton. Este algoritmo utiliza as estruturas de Gradiente $\nabla f(x)$ e Hessian $\nabla^2 f(x)$ definidos na Equação (4.19) e (4.20). O método de Gauss-Newton possui a modificação do método de Newton para a procura linear, este em vez de gerar um vetor de busca em direção p_k pode resolver as equações de Newton $\nabla^2 f(x_k) p = -\nabla f(x_k)$ Para isto é possível excluir o termo de segundo ordem desde $\nabla^2 f(x_k)$ e obter o vetor p_k^{GN} resolvendo a Equação (4.22).

$$J_k^T J_k p_k^{GN} = -J_k^T r_k \quad (4.22)$$

A modificação possui vantagens sobre o método de Newton utilizando aproximação da Equação (4.23).

$$\nabla^2 f_k \approx J_k^T J_k \quad (4.23)$$

Esta aproximação ajuda aos cálculos da Hessiana $\nabla^2 r_i(x), i=1,2,\dots,m$ individuais dos resíduos. Uma característica importante do cálculo do método de Gauss-Newton é que em várias aplicações o primeiro termo de $J^T J$ é muito mais significativo que o segundo termo $\sum_{j=1}^m r_j(x) \nabla^2 r_j(x)$, uma condição suficiente para isto é que o tamanho deste termo $\|r_j(x) \nabla^2 r_j(x)\|$, é significativamente menor que os autovalores de $J^T J$. Isto acontece quando os resíduos r_j são pequenos, ou quando r_j é aproximadamente uma função linear é dizer que $\|\nabla^2 r_j(x)\|$ é pequeno.

O método de regiões de confiança consiste em definir uma região de raio Δ_k para cada subproblema. A cada iteração é procurada uma solução d_k baseado no modelo quadrático da Equação (4.24):

$$m_k(d) = f_k + g_k^T d + \frac{1}{2} d^T H_k d \quad (4.24)$$

O qual possui a região de confiança como

$$\begin{aligned} & \underset{d \in \mathcal{R}^n}{\text{minimizar}} \quad m_k(d) \\ & \text{subject to} \quad \|d\|_2 \leq \Delta_k \end{aligned} \quad (4.25)$$

Uma das características mais importantes nos algoritmos de regiões de confiança é a estratégia para fechar o raio Δ_k da região em cada iteração. Dado um d_k pode-se ter uma quantidade como é definido na Equação (4.26).

$$\rho_k = \frac{f(x_k) - f(x_k + d_k)}{m_k(0) - m_k(d_k)} \quad (4.26)$$

A Equação (4.26) define o raio entre a redução atual e a redução predita. A redução atual representa a diminuição na função objetivo para cada passo, e a redução predita está apresentada no denominador da Equação (4.26) do modelo m_k . A escolha de raio Δ_k é determinado pelo raio ρ_k das anteriores iterações. Esse processo de iterações deve comparar os valores do raio ρ_k e deve ser positiva. Se for negativo, o novo valor objetivo $f(x+d)$ é maior que o valor atual de fk , então o passo dessa iteração deve ser eliminado. Se o raio ρ_k obtém o valor de 1, é um indicador de que o modelo do sistema, e a função nessa iteração está se aproximando. Nesse sentido, é seguro expandir a região de confiança para a próxima iteração. Se o raio ρ_k é menor que 1, não é alterada a região de confiança. Se o raio ρ_k for negativo o zero, se deve reduzir o raio da região Δ_k para a próxima iteração.

4.3.4 Parâmetros de saída e restrições de delimitação do problema de otimização

Os parâmetros obtidos nas iterações da estimação no nível 1 são avaliados para determinar a faixa de valores em que deve ser aplicado o problema de otimização, além de ajustar o valor inicial de procura para o nível 2. Os parâmetros são escolhidos através do valor médio, desvio padrão, erro típico, erro relativo e porcentagem do erro das estimações para cada parâmetro. A partir destas informações obtém-se uma estimativa do possível valor estimado, e valores limites em que pode-se encontrar o valor final.

4.4 Nível 2: Estimação com o Sistema de Controle de Posição

Nas máquinas-ferramenta CNC, muitas vezes os eixos de movimentação e o sistema de controle não podem ser separados para funcionar independentemente. Devido a isto uma identificação em malha fechada incluindo o sistema de controle é proposta. Este nível tem como

objetivo identificar os parâmetros do sistema com a influência da dinâmica de controle de posição, as etapas são explicadas a continuação.

4.4.1 Entrada de Identificação

A entrada para estimação de parâmetros no nível 2, são trajetórias lineares simples, a fim de analisar os pontos críticos na dinâmica. Estes pontos críticos são os extremos de posição de cada eixo, cuja variação inercial incrementa substancialmente, mudanças nas trajetórias, como as bordas e cantos em velocidades altas, onde surgem problemas de oscilação e precisão. Estas trajetórias são geradas para valores fixos em aceleração e desaceleração operativa da máquina.

As velocidades são estabelecidas entre baixa, média e alta, dentro dos limites dos atuadores. A posição igualmente é referida para a trajetória linear em comprimento mínimo, médio e máximo, dependendo dos limites de posição que possui cada eixo de movimentação. A trajetória linear contém ida e retorno de cada eixo, para garantir seguimento nos dois sentidos de movimento, passando pela velocidade zero, a fim de excitar a dinâmica próxima desta velocidade e conseguir informações sobre os atritos neste ponto. Na

Figura 4.4 são apresentadas as trajetórias para identificação no nível 2.

O gerador de trajetórias da máquina aplica as informações de coordenadas de posição dos eixos para a trajetória linear (Figura 4.4). Os perfis finais são enviados ao sistema de potência para acionamento dos atuadores nos eixos da máquina.

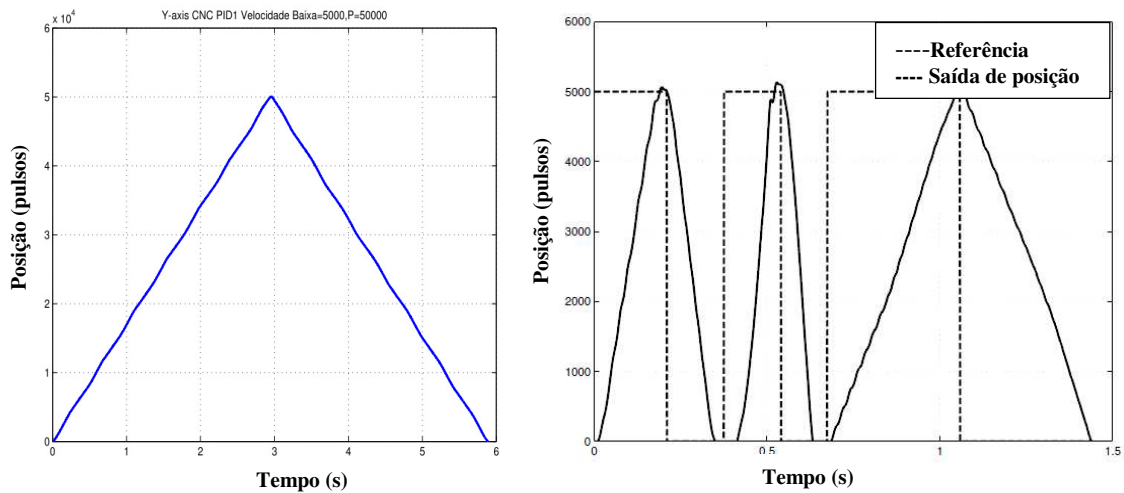
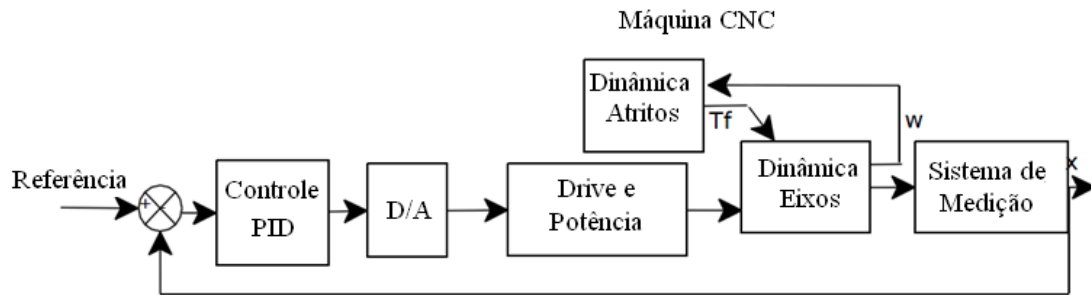


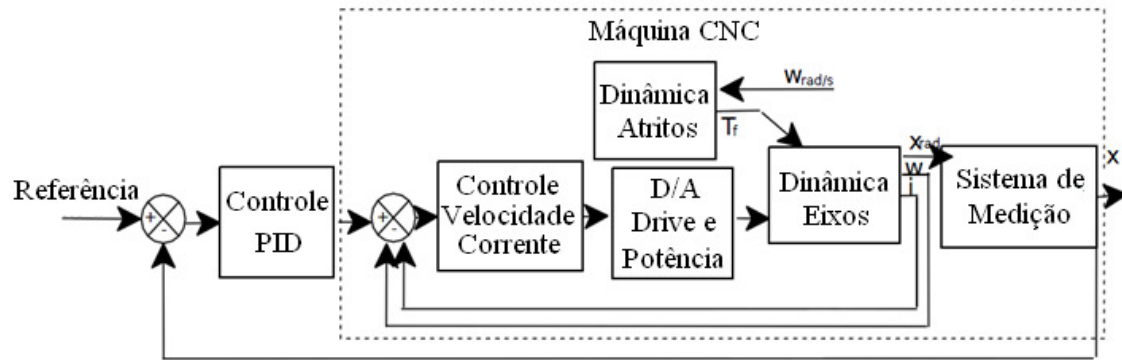
Figura 4.4: Entradas de identificação no nível 2.

4.4.2 Modelos de referência

O conjunto de modelos de referência para o nível 2 são: 1) Modelo do eixo completo com os sistemas de quantização, medição e potência, incluindo as funções de atritos não linear e de perturbações; 2) modelo que inclui os efeitos de regulação de corrente e velocidade, com controladores básicos PI ou com elementos de saturação para corrente (Figura 4.5). Na Tabela 4.3 são apresentados os modelos e equações dinâmicas utilizadas no nível 2.



a) Sem controladores internos



b) Com controladores de velocidade e corrente

Figura 4.5: Modelos de referência para o Nível 2.

Tabela 4.3: Modelos de referência para estimação do Nível 2.

<i>Sistema</i>	<i>Sistema identificado</i>	<i>Modelo</i>	<i>Equação Referida ao Capítulo (3) de Modelagem Dinâmica</i>
1	Eixo completo com sistema de medição, quantização e potência.	Eixo+ Quantização + Medição+ Potência	Equações (3.1)-(3.26)
2	Eixo completo com controle de velocidade e corrente	Eixo + Quantização + Medição + Potência + Controle PI Corrente e Velocidade	Equações (3.1)-(3.28)

4.4.3 Caracterização do problema de otimização

O processo de estimação no nível 2 aplica os modelos de referência especificados na Tabela 4.3, e utiliza o mesmo método de otimização não linear, explicado anteriormente para o nível 1. A diferença neste nível em relação ao nível 1 é a estimação do sistema incluindo a dinâmica do controle PID de posição. Assim, a estimação é feita em malha fechada. Para o problema de otimização do nível 2 são empregados os valores obtidos iniciais dos parâmetros com os limites inferior e superior, a fim de reduzir o campo de procura do algoritmo de otimização.

4.5 Nível 3: Validação dos Modelos e Parâmetros

No nível 3 é realizada a validação dos modelos e parâmetros dos eixos de movimentação do sistema completo. Os parâmetros são avaliados em cada nível, escolhendo os valores mais próximos aos valores reais. Os modelos do nível 1 e 2 são avaliados para determinar qual modelo representa melhor o comportamento da máquina, utilizando o estudo do erro médio quadrático de seguimento e contorno.

Os erros são calculados mediante o erro quadrático médio entre o valor real e o valor estimado do modelo, avaliando as saídas em posição de seguimento de cada eixo e de contorno, mediante a Equação (4.27).

$$MSE = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (x_i - y_i)^2} \quad (4.27)$$

Os erros de seguimento são visualizados em sinais de posição com relação ao tempo para cada eixo de movimento. O erro de contorno é visualizado em gráficos de posição de coordenadas polares para cada dois eixos. As características do processo de identificação e estimação de parâmetros são resumidas na Tabela 4.4. O *software* utilizado para estimação de parâmetros é *Simulink Design Optimization* de MATLAB®, que foi configurado segundo os parâmetros da Tabela 4.4, através do algoritmo de otimização não linear e método de regiões de confiança. A metodologia para implementação é explicado com detalhe no Capítulo 6.

Tabela 4.4: Resumo das características do processo de Identificação e Estimação de Parâmetros para Máquinas-Ferramenta CNC.

Requerimentos	Parâmetro	Descrição	Características
Dados para identificação	Entrada do sistema	Sinal de Tensão entre o nível máximo e mínimo para os dois sentidos de movimento. (Nível 1).	Tempos de amostragem
		Trajectoria linear e circular (Nível 2)	Tamanho dos vetores de dados.
	Saída do sistema	Dados de Velocidade dos motores entre os valores limite (Nível 1).	Tempos de amostragem
		Resposta de posição dos motores entre máxima e mínima posição segundo a trajetória (Nível 2).	Tamanho dos vetores de dados
Modelos de Referência	Modelos Dinâmicos	Os modelos de referência são obtidos pela modelagem dinâmica da máquina. Tabela 4.1 para o Nível 1. Tabela 4.3 para o Nível 2.	O modelo é definido em termos de suas entradas, saídas, variáveis e equações de modelagem. Capítulo 3 de modelagem dinâmica.
Variáveis	Parâmetros a serem estimados	Parâmetros para ser estimados que seja representativo no modelo de referência. Tabela 4.2 de parâmetros.	Os parâmetros são as variáveis que se encontram no modelo de referência, cujo valor ainda é desconhecido.
	Valor Inicial	Valor inicial do parâmetro para o processo de otimização	Estes valores são definidos para cada parâmetro com os limites mais próximos da realidade da máquina. Utilizar Nível 1 para definir os limites dos parâmetros.
	Valor Mínimo	Valor mínimo possível dos parâmetros.	
	Valor Máximo	Valor máximo possível dos parâmetros.	
Estimação	Método de Estimação	Este é o método utilizado para o problema de otimização	Mínimos Quadrados não lineares
	Algoritmos de solução	Algoritmo para a solução da minimização da função de custo	Região de confiança
	Numero de iterações	Intervalos de operação do algoritmo	Quantidade de iterações para resolução do problema em termos de minimizar a função de custo e encontrar o mínimo local.
	Tipo de Gradiente	Tipo de gradiente para a solução de otimização	Básico
Validação de parâmetros e modelos	MSE de Simulação e Medição	Erro obtido da saída em simulação e da saída real	
	Medição e Simulação	Gráfico de simulação da saída com relação aos dados de medição	
	Resíduos	Erro residual da estimação	
	MSE de contorno	Erro Quadrático Médio para o contorno em uma trajetória	
	MSE de seguimento	Erro Quadrático Médio para seguimento de trajetória	

4.6 Conclusões

Neste capítulo foi desenvolvido uma proposta para identificação e estimação de parâmetros para máquinas CNC. A proposta é realizada por níveis, o primeiro nível é uma identificação em malha aberta, que delimita as restrições básicas para o problema de otimização e define os limites para a estimação dos parâmetros. O nível 2 estima os parâmetros do sistema incluindo a dinâmica de controle em realimentação, baseado nas informações do primeiro nível, com os controladores de posição e sistema de regulação de velocidade e corrente. O nível 3 é relacionado com a validação dos modelos e parâmetros estimados nos níveis superiores, utilizando o erro de seguimento e contorno das trajetórias.

A diferença desta proposta em relação a outras revisadas na literatura é que a maioria dos trabalhos pesquisados aplica uma estimação linear dos parâmetros, assim, estaríamos desconsiderando as não linearidades presentes nos atritos, e as mudanças de direção de movimento, junto com as possíveis fontes de perturbação do sistema. Por isso, é utilizado o método não linear de estimação no processo de otimização. Adicionalmente, é proposta uma estratégia por níveis, a qual permite obter limites dos parâmetros de operação e informações para aplicar na otimização.

A configuração das entradas deve excitar a dinâmica completa da máquina, em diferentes situações de operação de trabalho. Nesse caso, o nível 1 utiliza a estimação dos eixos independentes e o nível 2 visa estimar a dinâmica com interação simultânea dos eixos em movimentação.

As restrições e limites dos parâmetros iniciais no problema de otimização são importantes na resposta final dos valores do modelo, uma vez que eles limitam a região de procura para o algoritmo, a fim de obter valores mais próximos ao valor real da máquina. Mesmo assim, podem ser considerados alguns inconvenientes na estimação do processo o qual pode convergir em valores de mínimos locais com respostas não muito próximas aos valores do sistema. Nesse caso, a importância de desenvolver o nível 1, com varias estimativas e uma escolha adequada da entrada e processamento de dados para minimizar os erros no problema de otimização.

5 IMPLEMENTAÇÃO EM SIMULAÇÃO PARA O ESTUDO DO COMPORTAMENTO DINÂMICO E PROJETO DO SISTEMA DE CONTROLE

Neste capítulo é apresentada a implementação em simulação do estudo do comportamento dinâmico e projeto dos controladores das máquinas-fermenta CNC. Este estudo é baseado na modelagem, estratégia de identificação e experimentos de estimação de parâmetros, apresentados respectivamente nos Capítulos 3, 4 e 6. O objetivo do estudo é analisar o comportamento da máquina frente à variação do atrito não linear, forças de corte, torque estático, variação inercial e efeitos de perturbações. O sistema de controle foi desenvolvido através das estratégias de controle PID, *feedforward*, GPC e GPCR explicadas no Capítulo 3, utilizando os modelos dinâmicos e parâmetros estimados dos capítulos 3 e 4.

Primeiro é descrito o simulador desenvolvido através da modelagem dinâmica do Capítulo 3. Em seguida, é realizada a análise com influência dos diferentes parâmetros. Finalmente, é desenvolvido o projeto dos controladores. O Sistema de Controle é projetado considerando os critérios de estabilidade e robustez. Para validação das estratégias de controle são analisados os erros de seguimento e contorno, o nível de sensibilidade e robustez a ruído na medição e parâmetros incertos.

Na parte dos controladores é desenvolvida a estrutura de controle em cascata para velocidade e corrente. A seguir, são projetados os controladores P, PID e *feedforward* para o controle da posição. Logo após são projetados os controladores GPC e GPCR por meio do parâmetro de Youla. Finalmente, é avaliado o desempenho dos controladores através do erro quadrático médio de seguimento e contorno.

5.1 Máquina-Ferramenta CNC para implementação em simulação

A máquina-ferramenta CNC utilizada para a validação dos modelos dinâmicos e do sistema de controle é apresentada na Figura 5.1. Esta máquina é um sistema mecânico cartesiano de movimento linear, constituído por três eixos de movimentação X, Y, Z. A máquina é formada pela estrutura mecânica de cada eixo de movimentação constituídos assim: motores CC, sensores de posição e de velocidade (encoder incremental) instalados em cada eixo do motor, fusos esféricos, acoplamentos entre os eixos dos motores e os fusos, guias lineares e mesas de trabalho para os eixos X e Y. Para o eixo Z, é instalada uma porta-ferramenta, que permite utilizar diversos tipos de ferramentas, para desenho ou corte das peças de usinagem. A máquina possui sensores de posição de fim de curso para evitar colisão dos eixos com a estrutura física da máquina.

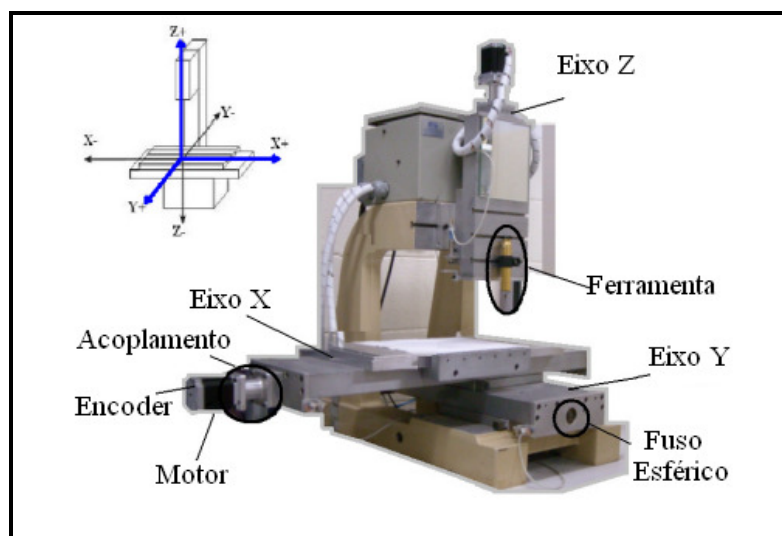


Figura 5.1: Dispositivo máquina-ferramenta CNC para teste. (LAIR, UNICAMP).

O sistema eletroeletrônico da máquina é configurado pela interface de potência e de controle. A parte de potência controla a corrente e tensão do sistema de acionamento (Figura 5.2) de cada eixo de movimentação, por meio de dispositivos que regulam os picos de corrente e giros dos motores. A interface eletrônica utiliza microcontroladores para gerar o sinal de PWM, para os elementos de potência. Esse dispositivo recebe os sinais de controle calculados pelo computador,

a fim de comandar o PWM. Os microcontroladores também recebem os sinais de cada encoder instalados nos três eixos independentemente, e envia os dados através da interface de aquisição de dados. A energia é subministrada por uma fonte de alimentação CC de 50 V e 5 A, para controle dos três eixos de movimentação.

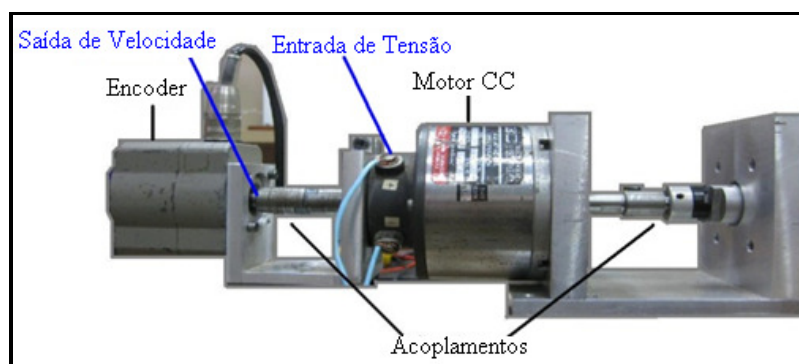


Figura 5.2: Motor DC + Acoplamentos + Encoder.

O sistema de Supervisão e Centro de Comando do dispositivo CNC está constituído pela interface de *Motion* da *National Instruments* com programas de *software* realizados em *LABVIEW*. Os perfis de trajetória são gerados pelo sistema *Motion*, e são configurados os parâmetros de controle de posição. O *Motion* permite configurar o tipo de controlador PID. No entanto, este é restringido à programação de outras estratégias de controle. As características da máquina estão apresentadas na Tabela 5.1 e na Tabela 5.2.

Tabela 5.1: Parâmetros do Sistema de Acionamento: Motores CC. (ELECTROCRAFT CORPORATION, 1972).

Sistema de Acionamento		
Parâmetro	Valor	Descrição
VelsmaxC	6krpm	Máxima velocidade dos motores DC sem carga
Velmax	4krpm	Máxima velocidade do motores DC com carga
T	0.226Nm	Torque do motor nominal
P	70W	Saída de Potência
PrateC	7.3KW/s	Taxa da Potência em trabalho contínuo
PrateP	1570KW/s	Taxa de potência máxima no pico
AmaxTMC	43700rad/s ²	Aceleração sem carga com máximo

		torque contínuo
AmaxTMP	640000rad/s ²	Aceleração sem carga com máximo pulso de torque
Temp	65C	Máxima temperatura de armadura
TasMax	0.0177Nm	Máximo torque de Atrito Estático
V	34.4V	Tensão máxima de alimentação para os motores
Imax	60A	Máxima Corrente Pico para os motores
Vfontemin-max	0-30V	Tensão da Fonte de Alimentação
Ifontemin-max	0-5A	Corrente da Fonte de Alimentação

Os parâmetros para configuração do sistema de Medição, Supervisão e Controle em *Motion* são:

Tabela 5.2: Parâmetros do Sistema de Medição, Supervisão e Controle.

<i>Sistema de Medição, Supervisão e Controle</i>		
<i>Parâmetro</i>	<i>Valor</i>	<i>Descrição</i>
Interface	PCI-7344	Interface de NI-Motion
DAC	0-5V	Limites de Tensão de conversor digital-analógico
AEn	5V	Alimentação dos Encoder Tipo Incremental
REn	1024 pulsos/rev	Resolução dos encoders
FrEn	3.2MHz	Frequência dos encoders
PWM Fr	40KHz	Frequência do Controle de Potência PWM
Acc-Dec	100.000pulsos/s ²	Aceleração e Desaceleração
TCon	500μs	Período de atualização do controle

Os encoders são de tipo incremental. Os parâmetros dos modelos dinâmicos foram encontrados através do processo de identificação e estimação de parâmetros, utilizando a estratégia explicada no Capítulo 4 e a validação experimental 1 descrita no Capítulo 6. Para o simulador e projeto dos controladores foi necessário utilizar os resultados obtidos na estimação, resumidos na Tabela 5.3.

Tabela 5.3: Parâmetros da máquina-ferramenta CNC obtidos a partir do sistema experimental.

Parâmetros	Eixo X	Eixo Y	Eixo Z	Descrição	Referência
J_m	$4.645 \cdot 10^{-6} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	$4.645 \cdot 10^{-6} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	2.6834×10^{-5}	Momento de Inércia do Motor	(ELECTROCRAFT CORPORATION, 1972)
J_{c+b}	$9.5331 \cdot 10^{-5} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	$9.5331 \cdot 10^{-5} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	-	Momento de Inércia do Moto + Acoplamentos	Parâmetro Identificado
B_m	$6.333 \cdot 10^{-5}$	$6.333 \cdot 10^{-5}$	7.0615×10^{-4}	Atrito viscoso do Motor	(ELECTROCRAFT CORPORATION, 1972)
B_{m+c}	$3.3028 \cdot 10^{-5}$	$3.3028 \cdot 10^{-5}$	-	Atrito viscoso do motor e acoplamentos	Parâmetro Identificado
R_m	0.5051Ω	0.5051Ω	1.36	Resistencia Elétrica do motor	(ELECTROCRAFT CORPORATION, 1972)
L_m	0.089mH	0.089mH	3.63mH	Indutância do motor	(ELECTROCRAFT CORPORATION, 1972)
k_T	$0.011822 \text{ Nm} / \text{A}$	$0.011822 \text{ Nm} / \text{A}$	0.065	Constante de Torque do Motor	Parâmetro Identificado
k_e	$0.003540 \text{ V} / (\text{rad} / \text{s})$	$0.003540 \text{ V} / (\text{rad} / \text{s})$	0.065	Constante Eletromotriz	Parâmetro Identificado
J_{tw}	$340 \cdot 10^{-7} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	$340 \cdot 10^{-7} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	-	Momento de Inércia da mesa e da peça de trabalho	Parâmetro Identificado
J_l	$340 \cdot 10^{-7} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	$340 \cdot 10^{-7} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	-	Momento de Inércia do fuso	Parâmetro Identificado
B_{ex_t}	$2.075 \cdot 10^{-5}$	1.69207×10^{-5}	$1,607 \times 10^{-5}$	Atrito Viscoso do eixo completo	Parâmetro Identificado
J_{ex_t}	$1.4158 \cdot 10^{-4} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	1.62851×10^{-4}	$1,581 \times 10^{-5}$	Momento de Inércia do eixo Completo	Parâmetro Identificado
m_t	5.47kg	5.47kg	-	Massa da mesa	Calculado
m_w	20kg	20kg	20kg	Massa da peça de trabalho	Calculado
m_l	0.505kg	0.505kg	0.505kg	Massa do fuso	Calculado
h_p	$0.005 \text{ m} / \text{rev}$	$0.005 \text{ m} / \text{rev}$	$0.005 \text{ m} / \text{rev}$	Passo do fuso	Medido
d_p	0.0103m	0.0103m	0.0103m	Diâmetro do fuso	Medido
r_g	0.1	0.1	0.1	Relação de transmissão	Parâmetro Identificado
μ_{gf}	0.1	0.1	0.1	Coefficiente de atrito nas guias	(ALTINTAS, 2000)
μ_b	0.005	0.005	0.005	Coefficiente nos acoplamentos	(ALTINTAS, 2000)
T_{coul}^+	0.042211	0,0771869	0.076478	Torque de Atrito de Coulomb +	Parâmetro Identificado

T_{coul}^-	-0.042211	-0.0189008	-0.02022	Torque de Atrito de Coulomb -	Parâmetro Identificado
T_{visc}^+	0.0010768	0.00038273	0.000378	Torque de Atrito Viscoso	Parâmetro Identificado
T_{per}	0.019148	0.040911756	0.0442887	Torque de Perturbação	Parâmetro Identificado
T_{sta_max}	0.054774	0.0629493	0.069432	Torque Estático Máximo	Parâmetro Identificado
ω_1^+	5.01	1.126941	1.149	Velocidade limite 1 +	Parâmetro Identificado
ω_1^-	-5.01	-5.79736	-5.74643	Velocidade limite 1 -	Parâmetro Identificado
ω_2^+	10.21	13.7289	13.5243	Velocidade limite 2 +	Parâmetro Identificado
ω_2^-	-10.21	-6.75684	-7.8525	Velocidade limite 2 -	Parâmetro Identificado
Kmedição	1.0672	2.43257	1.825043	Ganho do sistema de Medição	Parâmetro Identificado
Gconv	1.0191	5.95448	4.54316	Ganho do sistema de conversão	Parâmetro Identificado

5.2 Características do simulador

O simulador para a máquina-ferramenta CNC é desenvolvido através do *software* MATLAB-SIMULINK®. Este ambiente permite a programação das funções que constituem o modelo dinâmico. O simulador utiliza os modelos descritos na Tabela 3.1.

O Simulador é representado pela configuração de cada eixo de movimentação, as entradas do gerador de trajetórias e as saídas de posição, corrente, velocidade e erro de trajetória dos eixos. A Figura 5.3 apresenta os módulos de programação para o eixo de movimentação X, o qual é repetido para os outros eixos Y e Z. No entanto, são configurados os módulos segundo a dinâmica e características de cada eixo, variando as equações dinâmicas e valores dos parâmetros internos, correspondentes ao modelo de cada eixo como é descrito no Capítulo 3. O eixo de movimentação é constituído pelo módulo de geração de trajetória, da dinâmica, do sistema de controle, de geração de perturbações, das saídas e do sistema de medição do erro de trajetória.

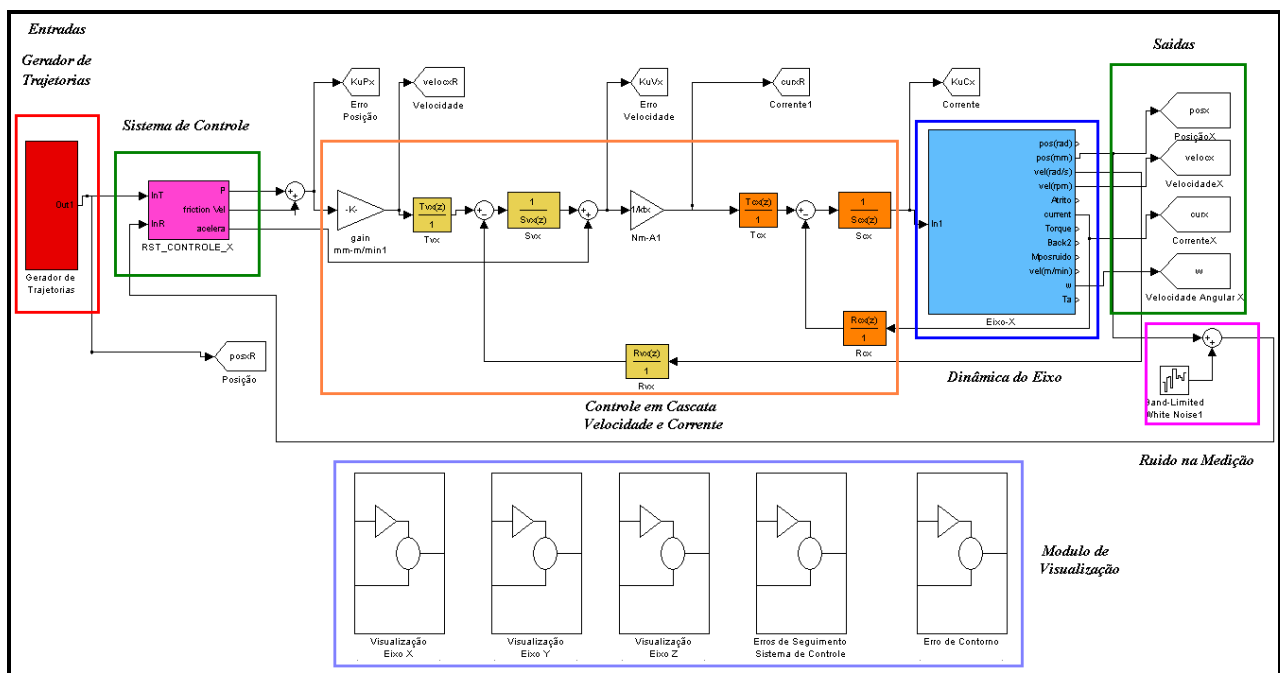


Figura 5.3:Módulo de Simulação para o eixo de movimentação X.

O módulo interno da dinâmica de cada eixo de movimentação é composto pelo modelo do atuador, função de atrito, função de perturbações, conversão de digital-análogo e sistema de medição, este ultimo é programado com o modelo e características do sensor e ganhos de conversão dos sinais , como é representado na Figura 5.4.

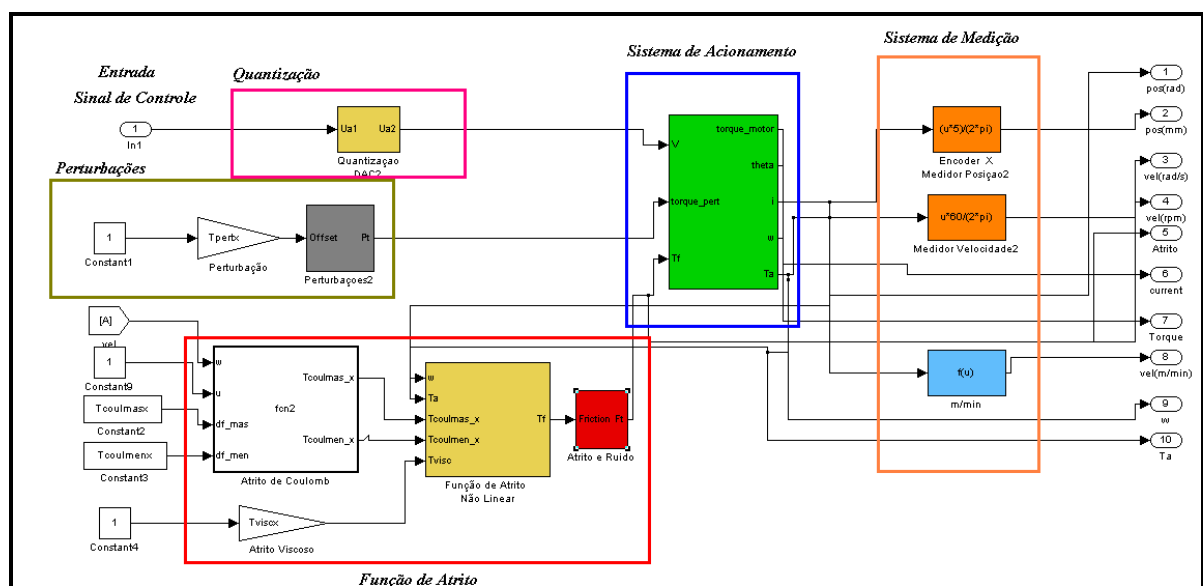


Figura 5.4:Módulo para a dinâmica de cada eixo de movimentação.

O módulo interno de controle de posição é configurado pelos controladores, sintetizados em polinômios RST ou funções de transferência para os controladores de *feedforward* apresentado na Figura 5.5. A entrada deste bloco utiliza os sinais de referência do gerador de trajetórias. A entrada são os sinais dos polinômios T, e a medição da posição para o polinômio R.

As saídas do simulador são representadas em posições lineares $x(t)$, $y(t)$, $z(t)$, velocidades angulares $\omega_x(t)$, $\omega_y(t)$ e $\omega_z(t)$, e correntes dos eixos $i_x(t)$, $i_y(t)$ e $i_z(t)$.

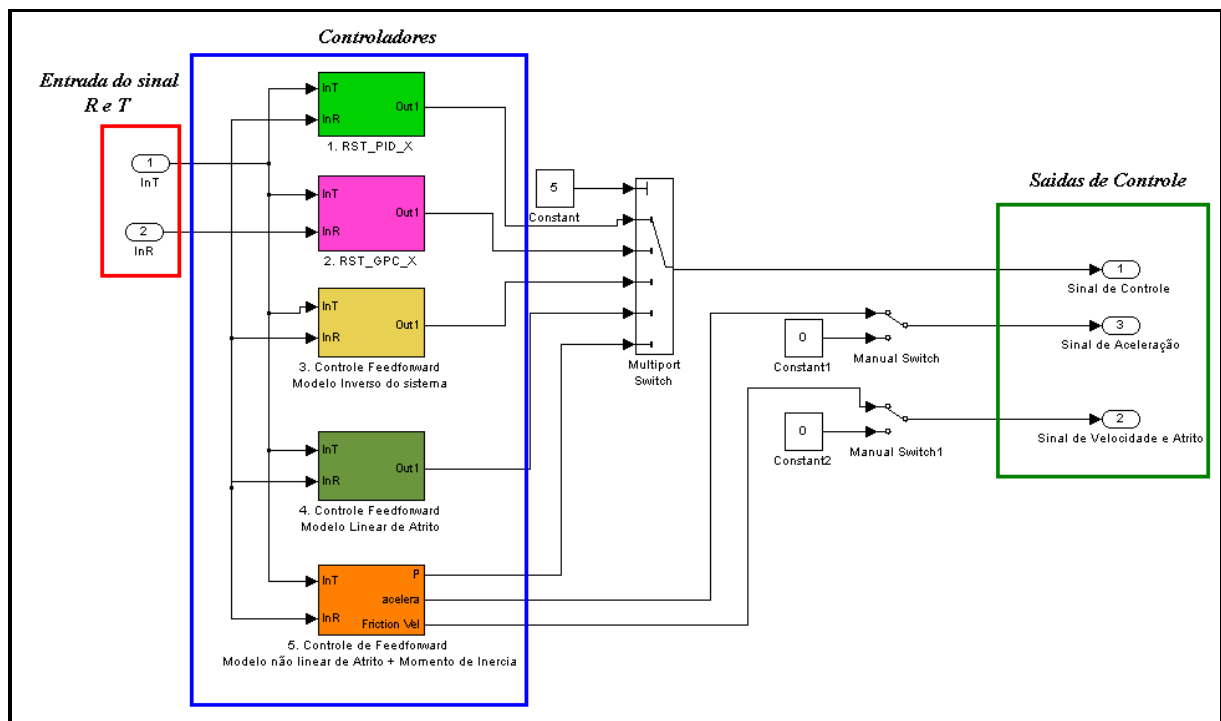


Figura 5.5: Módulo de Sistema de Controle para cada eixo de movimentação.

Para o estudo do comportamento dinâmico é utilizado o sistema em malha fechada com o controlador de PID para posição, PI para velocidade e corrente, o ganho de conversão digital-análogo D/A, o ganho de medição em cada eixo de movimentação, os modelos dos atritos e de perturbações.

5.3 Estudo do efeito do torque de atrito não linear

Para a análise do efeito dos atritos são variados o valor de torque de atrito de Coulomb e Viscoso, em valores máximo, médio e baixo atrito para cada eixo de movimentação. Os atritos são modificados em uma faixa de valores, levando em consideração os atritos obtidos pela estimação de parâmetros mencionados no Capítulo 6, no processo de estimação. Os valores de atrito de Coulomb no eixo Y estão entre [0.0077, 0.77] e para valores negativos entre [-0.00189, -0.189]. Para o eixo X são [0.0022, 0.22] e negativos [-0.0042, -0.42]. O sistema foi analisado em malha aberta sem controle de posição, para uma entrada de 12 e -12V sobre o motor. Os principais resultados do eixo X são apresentados na Figura 5.6, 5.7 e 5.8, os resultados dos outros eixos são definidos no APÊNDICE B.

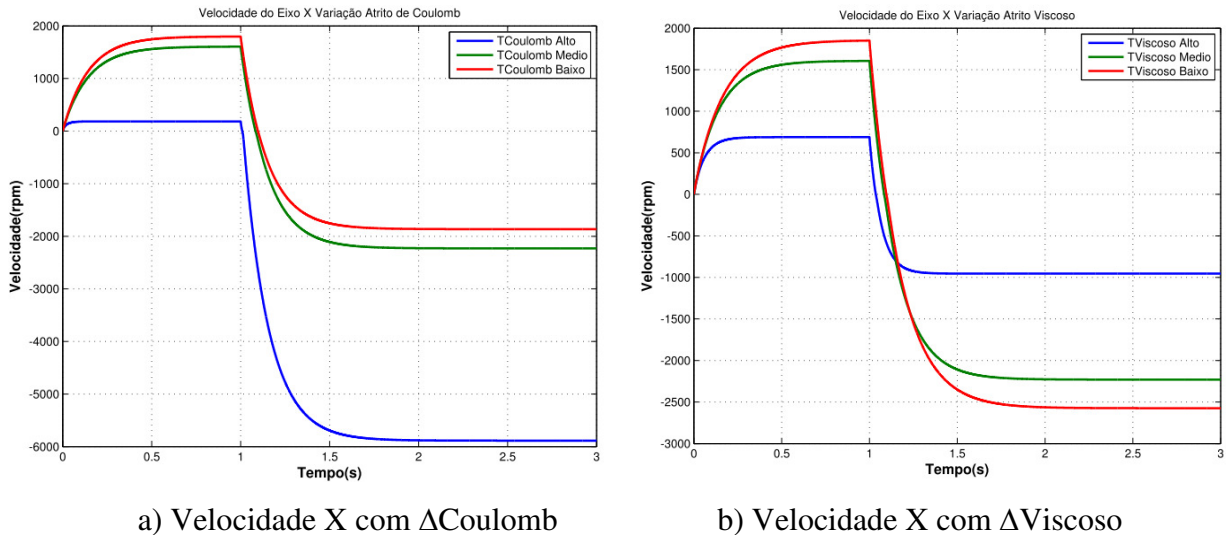
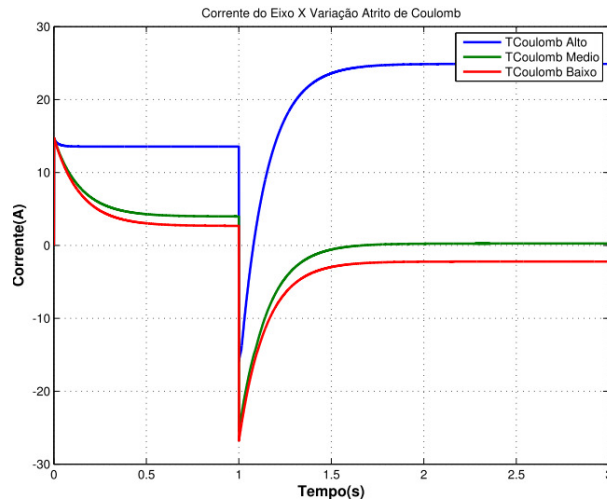


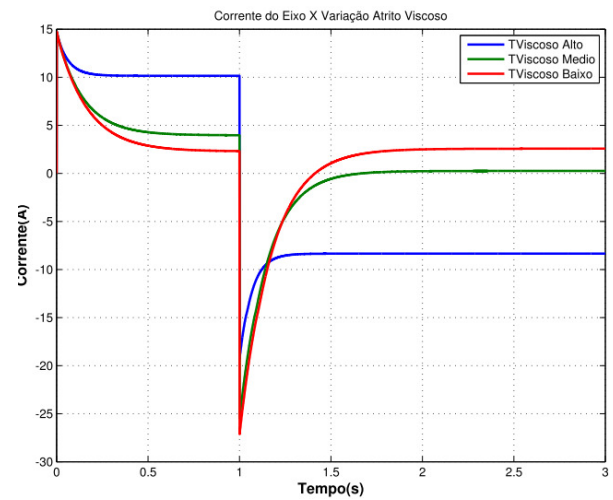
Figura 5.6: Velocidade do Eixo X com variação dos atritos.

A resposta da Figura 5.6 mostra um comportamento normal do sinal de velocidade, para qualquer variação de atrito, em baixo ou alto atrito, não são percebidas oscilações nesses limites de velocidade. Assim, com o incremento do atrito Viscoso a velocidade do eixo diminui. No entanto, esta é afetada muito mais pelo atrito de Coulomb em um sentido de movimento. Em relação ao outro sentido de movimento, a velocidade é menos afetada pelo atrito de Coulomb que Viscoso.

Na Figura 5.7, é percebido o aumento da corrente devido ao incremento do atrito viscoso, o qual apresenta maior influência no eixo, em relação ao aumento do Coulomb. Com isso, altos atritos, mantem um torque estático alto, deixando uma velocidade menor no eixo do motor, porém geração de altos torques, a fim de movimentar os eixos da máquina.



c) Corrente X com Δ Coulomb



d) Corrente X com Δ Viscoso

Figura 5.7: Saídas do Eixo X com variações do Atrito de Coulomb e Viscoso.

Na Figura 5.8 é apresentado o erro de velocidade para diferentes valores de tensão de entrada no atuador. É percebido um maior erro em velocidades baixas. Esse erro é devido à influência dos atritos em baixa velocidade, o qual acrescenta o efeito da não linearidade e causa maior erro de trajetória e de velocidade do eixo de movimentação.

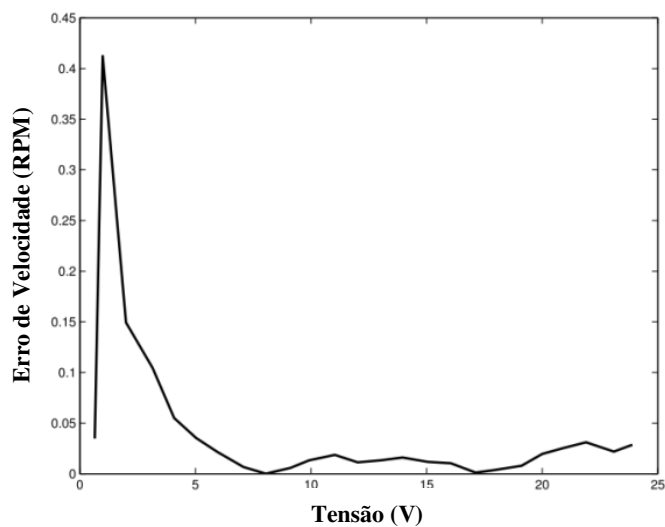
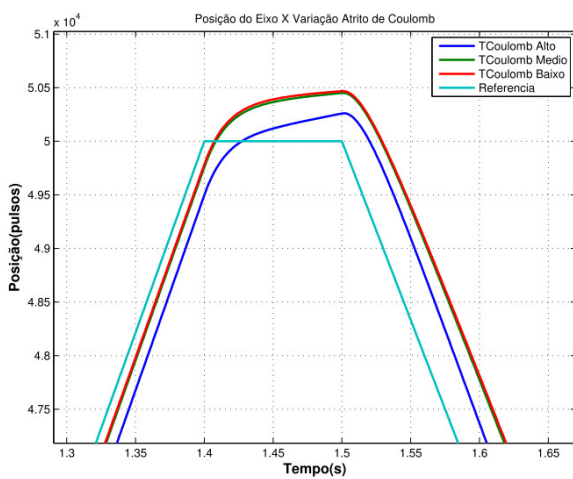
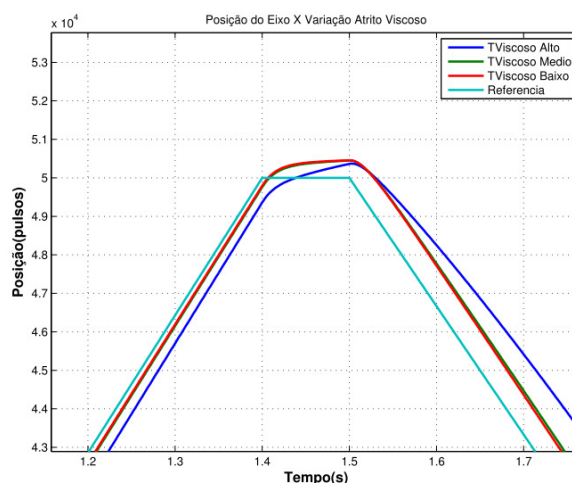


Figura 5.8: Erro de Velocidade no Eixo X com variações de entrada de tensão.

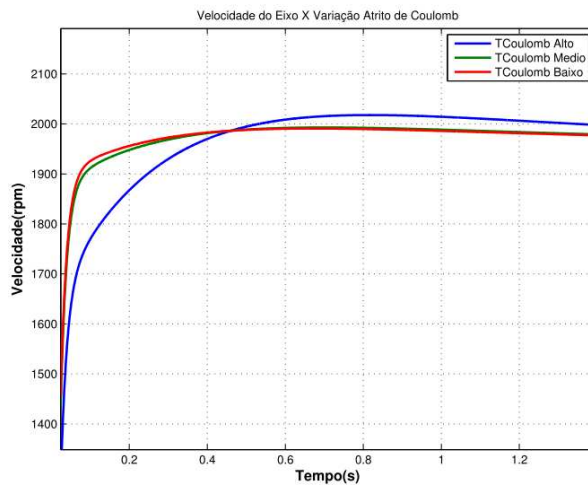
Nas seguintes simulações são testados os eixos de movimentação para variações dos atritos com o controle de realimentação PID para posição. Na Figura 5.9, Figura 5.10 e Figura 5.11 são apresentadas as respostas de posição $x(t)$, velocidade $\omega_x(t)$, corrente $i_x(t)$ e erro do eixo X.



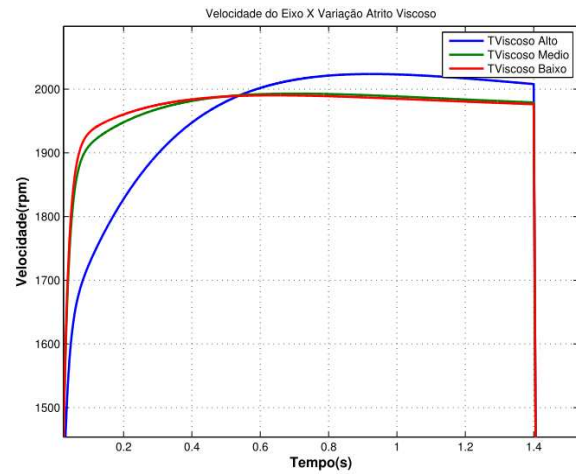
a) Posição X com Δ Coulomb



b) Posição X com Δ Viscoso



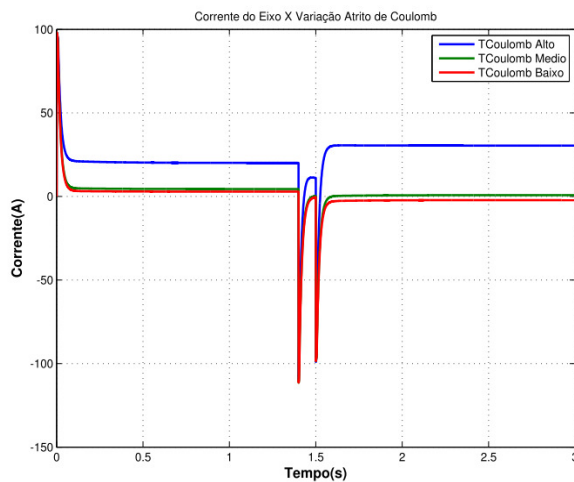
c) Velocidade X com Δ Coulomb



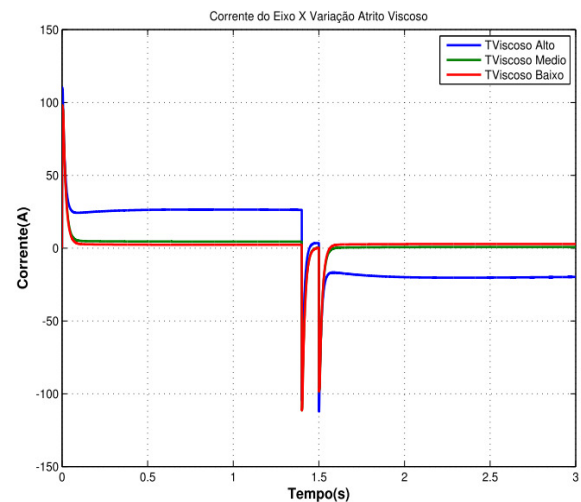
d) Velocidade X com Δ Viscoso

Figura 5.9: Saídas do Eixo X com variações do Atrito de Coulomb e Viscoso.

Na Figura 5.9 é apresentado o comportamento da posição. Com valores maiores de atrito Viscoso a posição da trajetória está mais afastada da referência que com aumentos do atrito de Coulomb. Em relação à velocidade, com atritos menores, o sistema responde com maior velocidade que com atritos elevados, assim a velocidade para maior valor de atrito Viscoso reduz o tempo de resposta do eixo. A corrente do eixo X é mostrada na Figura 5.10.



a) Δ Coulomb



b) Δ Viscoso

Figura 5.10: Corrente do Eixo X com variações do Atrito de Coulomb e Viscoso.

A corrente é constante e elevada com o atrito alto de Coulomb, ao contrário do atrito Viscoso que ele é mais elevado. Contudo, na mudança de movimento do eixo, a corrente diminui e cai para valores negativos com o alto atrito Viscoso, que diminui, quando aumenta o atrito de Coulomb.

O erro de seguimento de posição no eixo X apresentada na Figura 5.11; mostra um máximo erro de posição com valores altos de atrito Viscoso, em ambos os sentidos de movimento. Enquanto, o erro cresce com maior atrito de Coulomb no sentido positivo de movimento do eixo, e diminui substancialmente com movimentos positivos do eixo.

As respostas de posição, velocidade e corrente do sistema são influenciadas pela variação dos valores de atrito de Coulomb e Viscoso. Assim, para valores altos de atrito Viscoso o erro é maior na posição de trajetória, com altas correntes, e mantendo o valor da corrente na operação, ao contrario, o impacto de altos atritos de Coulomb é menor em relação ao Viscoso, e também sua influência varia dependendo do sentido de movimento.

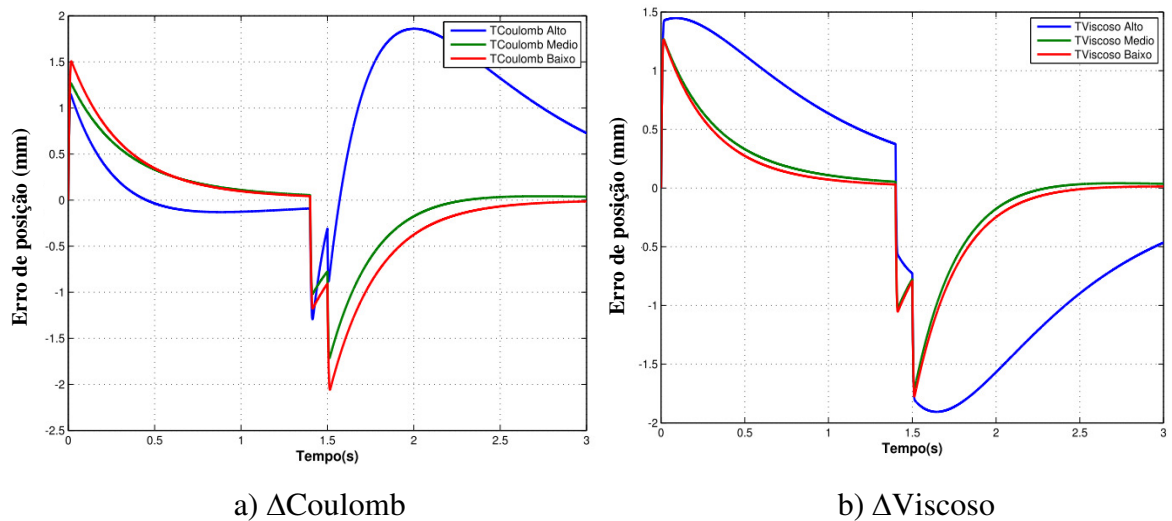


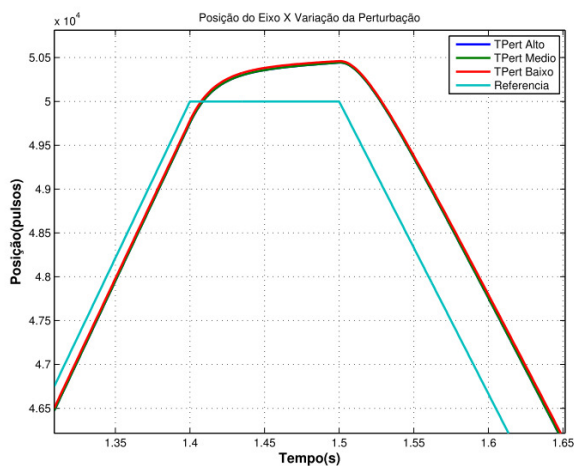
Figura 5.11: Erro de seguimento no Eixo X com variações do Atrito de Coulomb e Viscoso.

No entanto, outras perturbações como as forças de corte, também afetam a dinâmica da máquina e em maior ou menor grau, dependendo do eixo de movimentação. Quando o atrito de Coulomb está presente na função de atrito não linear é mínima a alteração da corrente e torque do

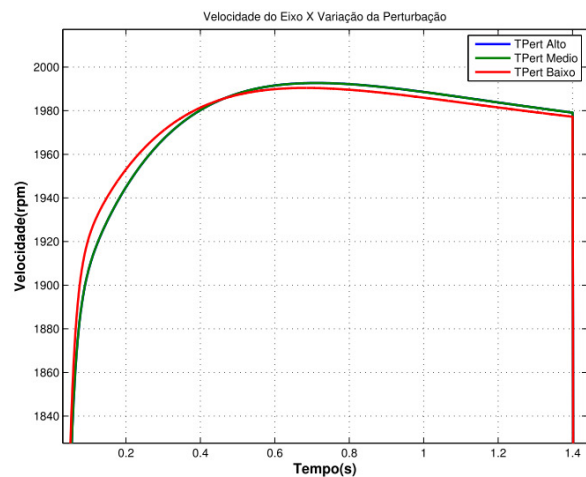
sistema, assim, para diferentes valores de torque de Coulomb as variações da corrente e torque não tem diferenciação. Contudo, o torque é alto, fazendo uma redução significativa na velocidade.

5.4 Efeito do torque de perturbações

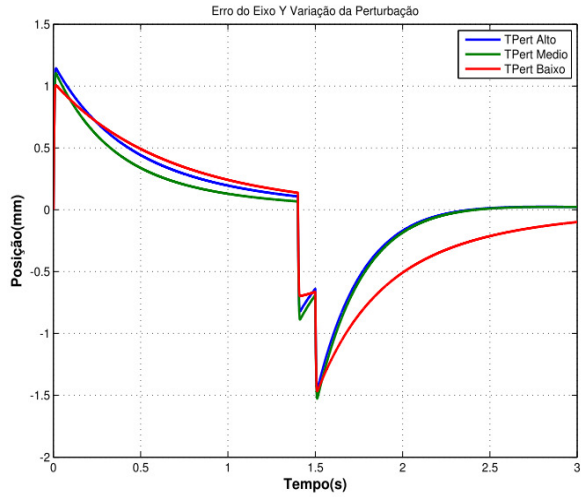
O efeito das perturbações é simulado com uma entrada constante para o eixo X e Y, as respostas de posição, velocidade, corrente e erro de posição do eixo X são apresentados na Figura 5.12. As respostas apresentam as variações de baixo, médio e alto torque de perturbação, o sistema apresenta um comportamento similar. No entanto, para valores altos do torque de perturbação existe um incremento no erro de posição e dos picos de corrente aproximadamente em 150A.



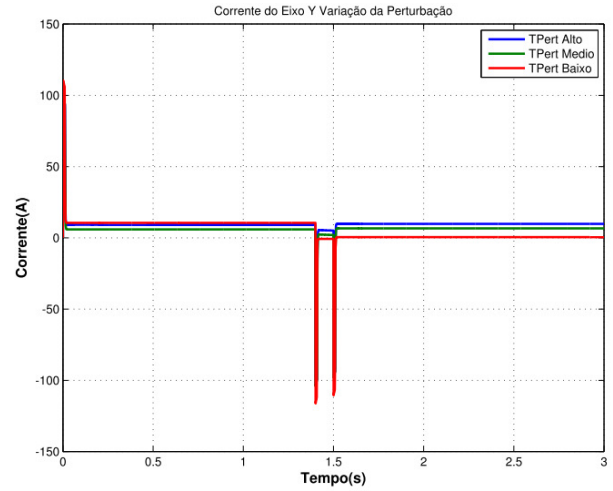
a) Posição X com Δ Perturbação



b) Velocidade X com Δ Perturbação



c) Erro de Posição X com Δ Perturbação



d) Corrente X com Δ Perturbação

Figura 5.12: Saídas do Eixo X com variações do torque de perturbação.

Outros testes com variação no torque estático e força de corte mostraram que para valores baixos de torque estático, o sistema não possui uma variação significativa nas variáveis de controle. Apesar da resposta com o torque estático ser maior, apresentam-se valores de corrente e torque mecânico alto, diminuindo a velocidade. A força de corte F_c , não apresenta um efeito maior no comportamento do sistema, em relação ao erro de seguimento produzido com os atritos, entretanto, é evidenciada a diminuição da velocidade, mantendo um torque alto exigido no motor.

5.5 Análise do erro de contorno com variação dos atritos

O torque de atrito de Coulomb é afetado pela velocidade dos eixos da máquina, como é mostrado na Equação (3.18). No entanto, esse atrito diminui seu efeito em altas velocidades devido à propriedade da função não linear de *Stribeck* como é mostrada na Equação (3.17). Na simulação da máquina CNC, o erro de posição em uma trajetória circular com efeitos do atrito viscoso é aproximadamente de $7.5705 \times 10^{-6} \text{m}$, e erro com o atrito de Coulomb é de $6.7956 \times 10^{-6} \text{m}$. Nesse sentido, o atrito de Coulomb apresenta a maior influência de erro no seguimento de

contorno em baixas velocidades. Na Figura 5.13 é apresentado o erro de contorno para cada grau da trajetória circular.

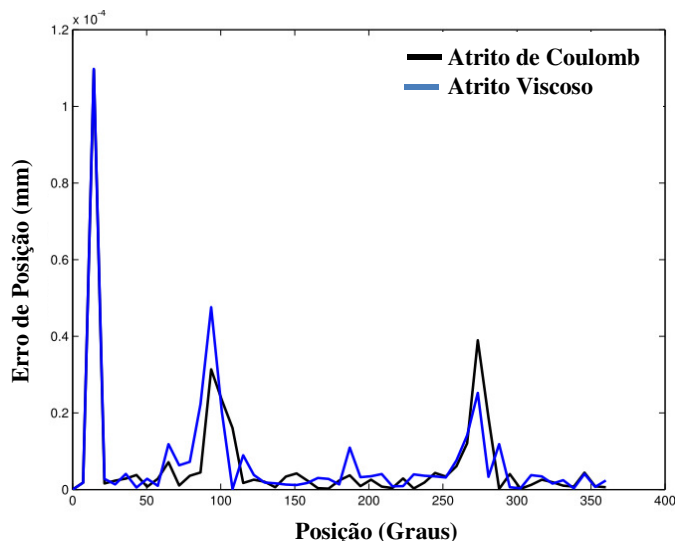
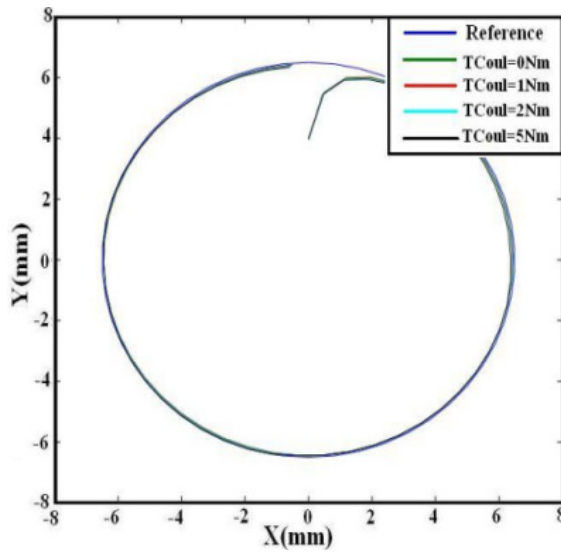


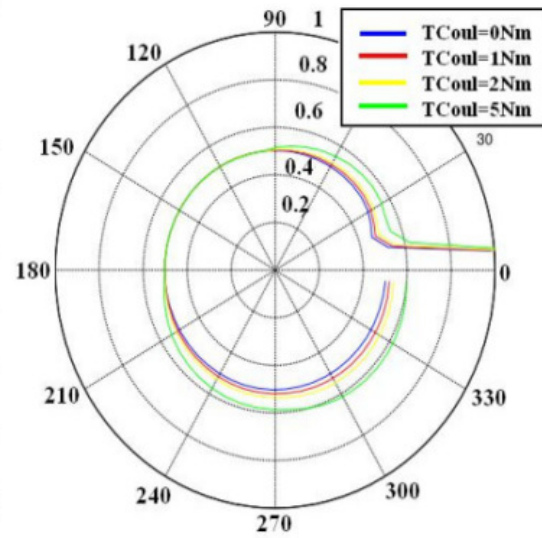
Figura 5.13: Erro de Contorno para cada grau da trajetória circular. Eixo Y-X.

Na Figura 5.13 são percebidos altos picos de erro de posição para variação de atrito Viscoso e de Coulomb, estes acontecem na mudança de giro de movimento, neste caso, os eixos cruzam pelas velocidades zero, incrementando o efeito de atrito de Coulomb e gerando maior oscilação que afeta o erro de posição.

Outro dos testes realizados no simulador foi à análise da influência dos atritos e efeitos de perturbação na máquina no seguimento de uma trajetória circular, onde existe movimento simultâneo de dois eixos de movimentação. Para esse teste, é aplicado à variação do atrito de Coulomb e dos parâmetros da força de corte, como torques entre 0-5 Nm, e atritos Viscosos entre 0-0.05Nm. A Figura 5.14 apresenta o seguimento de trajetória para variação do atrito de Coulomb. No começo da trajetória, a corrente e o torque do sistema são incrementados, mostrando dificuldade para o controle atingir à referência, devido à própria inércia do sistema e o alto torque estático que deve superar o sistema de acionamento para conseguir movimentar cada eixo.

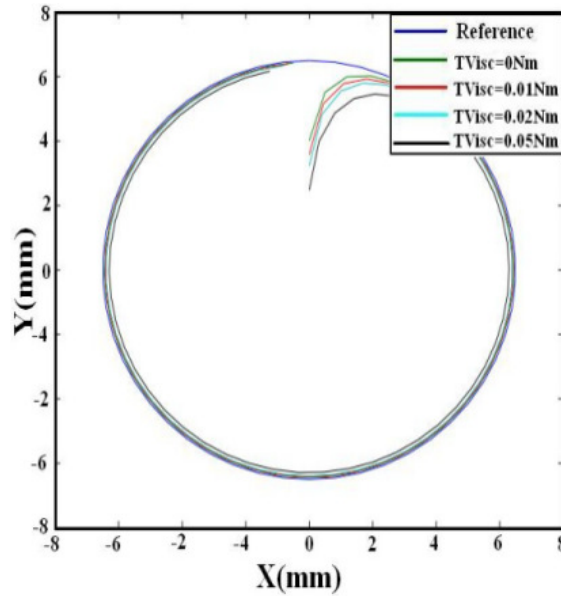


a) Trajetória Circular X-Y

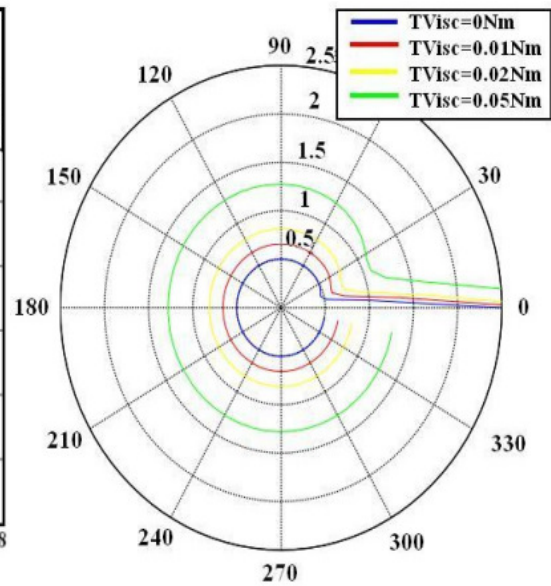


b) Erro de Contorno

Figura 5.14: Trajetória e Erro de Contorno com variação de atrito de Coulomb.



a) Trajetória Circular X-Y



b) Erro de Contorno

Figura 5.15: Trajetória e Erro de Contorno com variação de atrito Viscoso.

A Figura 5.14 apresenta o erro de contorno para variações de atrito de Coulomb. O erro cresce até 0.6mm aproximadamente para maior atrito. A Figura 5.15 apresenta o erro de contorno para variações de atrito Viscoso e o erro cresce até 1.25mm. O erro apresenta maior sensibilidade para variações pequenas do atrito Viscoso. A função de atrito não linear da Equação (3.17), é

influenciada com os incrementos do atrito Viscoso, com maior porcentagem de erro em relação ao atrito de Coulomb para trajetórias circulares.

O seguimento da trajetória circular apresenta maior erro no começo da trajetória e uma reposta mais lenta para altos valores de atrito Viscoso. Se o atrito Viscoso cresce, a máquina precisa de maior potência para se movimentar, exigindo maior corrente e diminuindo sua velocidade normal de operação. Em presença de alto atrito é produzido um erro maior no começo das trajetórias quando a máquina esta parada e começa seu movimento, exigindo maior torque.

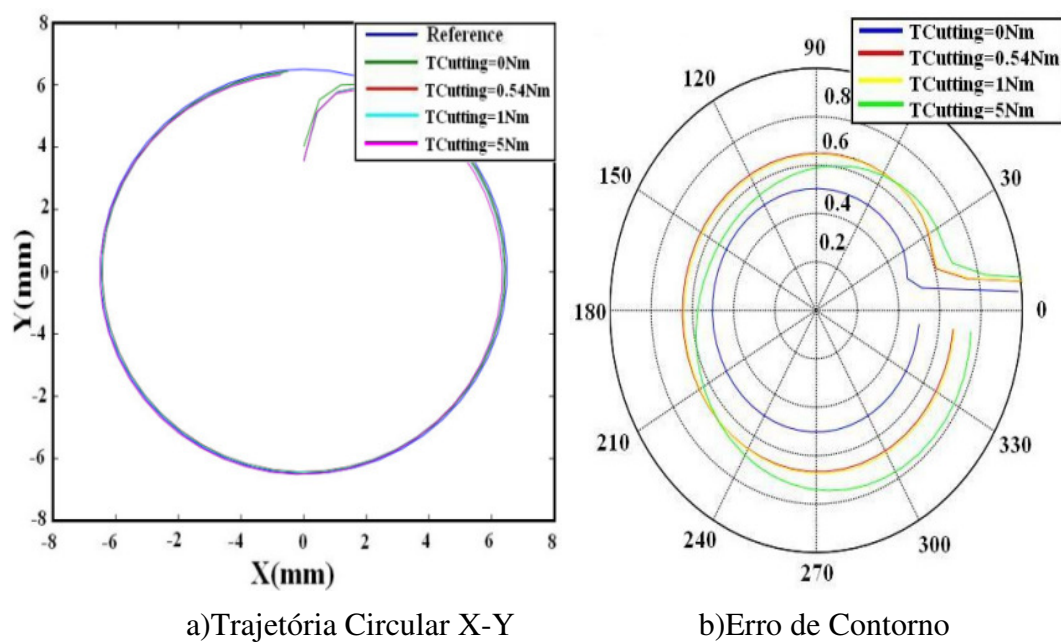


Figura 5.16: Trajetória e Erro de Contorno com variação de Força de Corte.

Na Figura 5.16 é mostrado o seguimento da trajetória para incrementos da força de corte, apresentando um erro de 0.8mm com um torque de força de corte de 0.54Nm. Na Tabela 5.4 são referidos os resultados de diferentes parâmetros com relação à influência dos atritos e a força de corte.

Tabela 5.4: Resultados da influência de atritos e força de corte.

<i>Parâmetros</i>	<i>Viscoso 0.05 N.m</i>	<i>Força de Corte 5 N.m</i>	<i>Atrito de Coulomb 5 N.m</i>
Máximo erro de contorno (mm)	1.25	0.8	0.6
Erro do controle de posição	0.5422	0.14	0.1314
Tempo de resposta para um 63% da posição	2.068s	1.072s	1.061s
Constante Kp critica para controle de posição	0.23	0.125	0.127
Kp critica para estabilidade marginal	$K_p < 36.6$	$K_p < 26.24$	$K_p < 23.9$

O efeito devido às forças de corte, perturbação de entrada e da dinâmica do atrito não linear mostra um incremento significativo na corrente dos eixos. Esse efeito mantém um torque alto e uma diminuição na velocidade do sistema. Com isso é percebido a importância de estimar os parâmetros de torque das funções não lineares, uma vez que essas influenciam de forma significativa na estabilidade e comportamento do sistema de controle, além da resposta de precisão do seguimento e contorno de trajetórias.

Com uma modelagem das funções da dinâmica do atrito, é possível projetar controladores direcionados a manter essas perturbações e efeitos de atrito em uma faixa de regulação, visando ter uma melhora na operação da máquina.

Na Tabela 5.5 são resumidas as principais características analisadas das respostas do sistema para variação de atritos e forças de corte.

Tabela 5.5: Resumo da análise da influência dos atritos e força de corte no sistema.

<i>Características</i>	<i>Atrito Viscoso</i>	<i>Atrito de Coulomb</i>	<i>Força de Corte</i>
Erro de Contorno	Maior erro	Mínimo Erro	Médio Erro
Erro de Seguimento	Maior erro para velocidades altas	Maior erro para baixas velocidades	Influência dependendo dos valores na força e na velocidade
Corrente	Picos nos limites de corrente	Maior pico de corrente na mudança de giro	Corrente normal
Velocidade	Afeta em velocidades altas	Afeta em velocidades baixas	Afeta diferentes velocidades
Tempo de resposta para posição	Maior	Menor	Médio
Margem de Estabilidade	Maior possibilidade de instabilidade	Media	Menor
Oscilações	Médio	Maior produção de oscilações	Menor

5.6 Análise da máquina para o projeto dos controladores

O controle do sistema mecatrônico CNC é desenvolvido mediante a análise das funções dos modelos explicados no Capítulo 3. A informação da dinâmica do sistema é revisada em malha aberta para os parâmetros de corrente, velocidade e posição. Mediante as funções de transferência, são projetados os primeiros controladores (PI) de corrente e velocidade, projetados pelo lugar das raízes, com o modelo linear, e finalmente os parâmetros de controle são ajustados com o modelo não linear completo em simulação.

A resposta das variáveis é muito mais rápida sem efeito dos atritos. A velocidade máxima esta em 1500 rpm com efeitos dos atritos, e consegui os 2000 rpm em ausência destes. A partir do modelo do atuador exprimido na Equação (3.13) são determinadas as funções de transferência em malha aberta com entrada de tensão e saídas de corrente, posição e velocidade apresentadas nas Equações (5.1)-(5.2)-(5.3). Os momentos de inércia J_{ej} são definidos pela Equação (3.3) para o eixo X, Equação (3.5) para o eixo Y e a Equação (3.6) para o eixo Z.

A função de transferência para a velocidade angular é definida na Equação 5.1, que foi obtida pela resolução das equações diferenciais propostas no modelo dinâmico do capítulo 3, sem influência das funções não lineares.

$$\frac{\omega(s)}{V(s)} = \frac{k_{mj} / L_j J_{ej}}{\left(s^2 + \left(\frac{L_j B_{ej} + R_j J_{ej}}{L_j J_{ej}} \right) s + \left(\frac{k_e k_{mj} + R_j B_{ej}}{L_j J_{ej}} \right) \right)} \quad (5.1)$$

A função de transferência para a posição angular é:

$$\frac{\theta(s)}{V(s)} = \frac{k_{mj} / L_j J_{ej}}{s \left(s^2 + \left(\frac{L_j B_{ej} + R_j J_{ej}}{L_j J_{ej}} \right) s + \left(\frac{k_e k_{mj} + R_j B_{ej}}{L_j J_{ej}} \right) \right)} \quad (5.2)$$

A função de transferência para a Corrente é:

$$\frac{I(s)}{V(s)} = \frac{(J_{ej}s + B_{ej}) / L_j J_{ej}}{\left(s^2 + \left(\frac{L_j B_{ej} + R_j J_{ej}}{L_j J_{ej}} \right) s + \left(\frac{k_e k_{mj} + R_j B_{ej}}{L_j J_{ej}} \right) \right)} \quad (5.3)$$

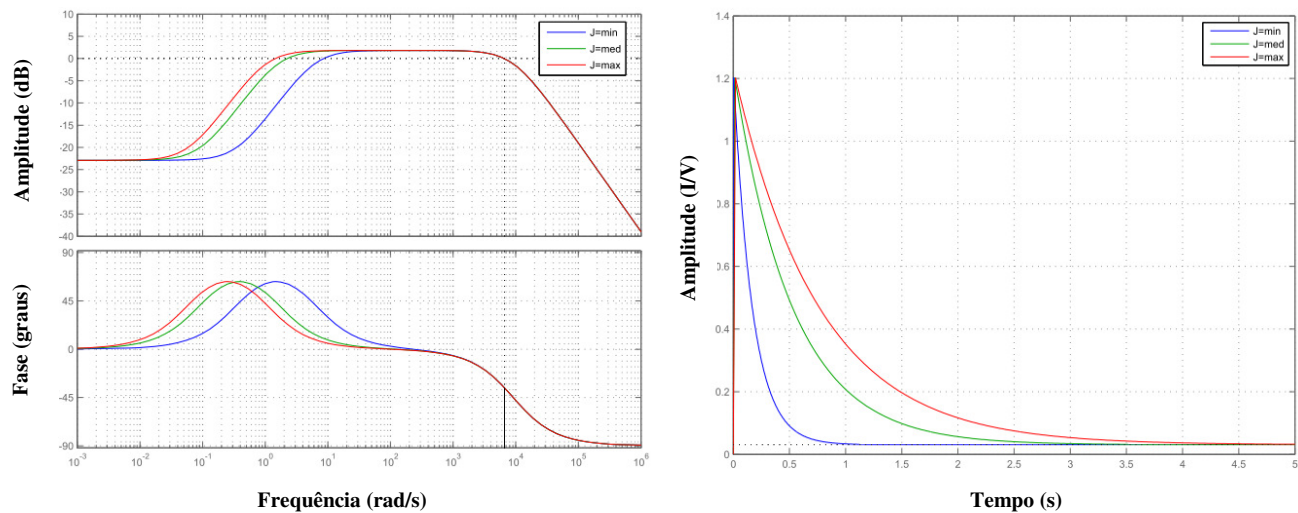
Segundo as respostas de Bode e do lugar das raízes, o sistema possui estabilidade absoluta em termos de velocidade e corrente. No entanto, a corrente pode facilmente cair na instabilidade, dependendo da sintonia dos controladores e da carga da peça de trabalho que será usinada. A saída de posição é instável e precisa da malha de controle para regular a trajetória de posição.

5.6.1 Função de Transferência de Corrente/Tensão

A função de transferência de I/V possui uma margem de fase de 144° na frequência de $6.57 \cdot 10^3$ rad/s, com um ganho estático de 0.0303. Esta função possui dois pólos e um zero no semiplano esquerdo, definindo o sistema com uma estabilidade absoluta. Assim, os pólos desta função dependem do valor do momento de inércia J_{ej} e do coeficiente viscoso B_{ej} no eixo do

motor, os quais vão definir a estabilidade do eixo. Os pólos possuem uma raiz real com pólo dominante em -0.0060×10^3 . Se os parâmetros de momento de inércia ou coeficiente viscoso são incrementados, os pólos desta função de transferência estariam movimentando-se para o semiplano direito, o que poderia levar à instabilidade do sistema.

Quando a peça de trabalho é usinada, o momento de inércia dos eixos de movimentação modifica-se, ou quando as posições das mesas de trabalho estão nos extremos da posição com relação ao centro de movimento, causando mudanças nos pólos do eixo. O pólo dominante se movimenta para o zero, aproximando-se ao semiplano direito. No entanto, o zero do sistema é localizado no semiplano esquerdo, e esses pólos se movimentam no próprio semiplano esquerdo. A mesma situação acontece quando o coeficiente viscoso B_{ej} aumenta. Neste caso, aumenta o pico de corrente. Na Figura 5.17 é apresentado o diagrama de Bode e a resposta ao degrau para variação do momento de inércia J_{ej} , no sistema de I/V.



a)Diagrama de Bode

b)Resposta ao Degrau in I/V.

Figura 5.17: Variação do Momento de Inércia J_{ej} .

A largura de banda BW do sistema decresce com o aumento do momento de inércia J_{ej} . Adicionalmente o sistema é mais lento devido ao comportamento dos pólos do sistema. A estabilidade do sistema é analisada mediante Nyquist, o qual mostra que o sistema não possui

pólos no semiplano direito e o número de envoltentes ao redor do ponto zero é igual ao número de zeros. Portanto, o sistema é estável.

5.6.2 Função de Transferência de Velocidade/Tensão

A função de transferência de velocidade com entrada de tensão é representada por um sistema de segunda ordem. Quando é incrementado o momento de inércia, a largura de banda e o tempo de resposta decrescem. Os pólos do sistema estão no semiplano esquerdo, e esse sistema possui uma resposta dinâmica similar à função da corrente, devido ao polinômio característico do sistema que é igual nas duas situações. A diferença está no zero do sistema, isso pode-se observar na Figura 5.18.

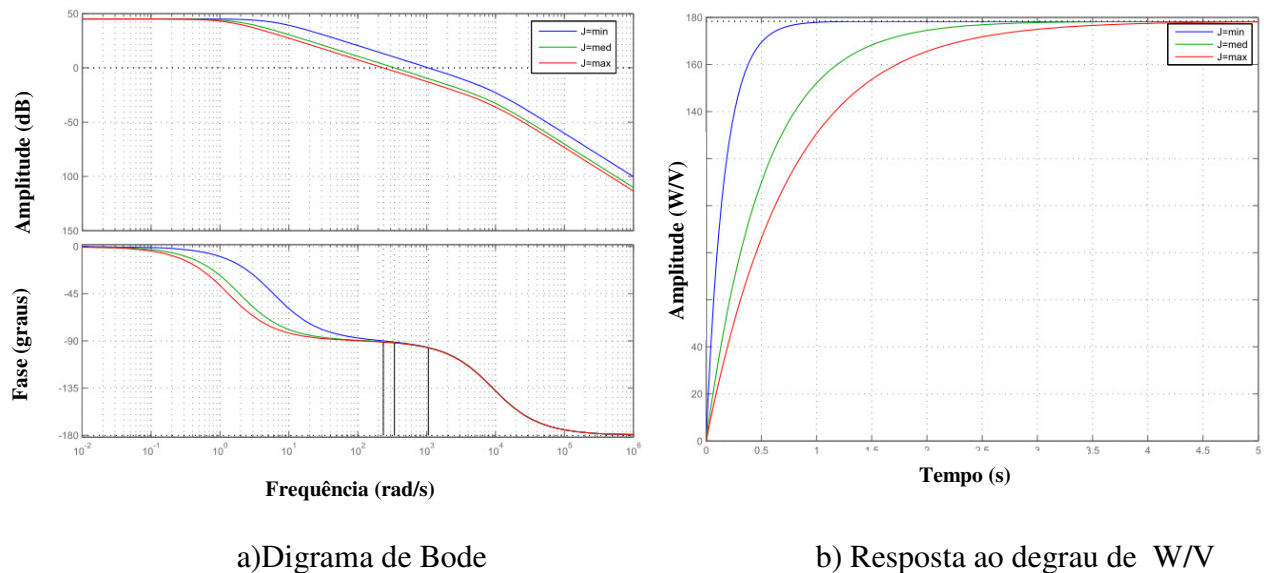


Figura 5.18: Respostas de velocidade com variação do momento de Inércia.

O tempo de resposta varia com o incremento do momento de inércia. Ou seja, a velocidade da máquina pode ser reduzida dependendo da peça de usinagem e dos torques que são gerados no eixo do motor. A resposta em Nyquist não possui pólos no semiplano direito e o número de envoltentes ao redor do ponto -1 é igual ao número de zeros no semiplano direito,

definindo um sistema estável. Uma vez conhecido como é o comportamento em funções simplificadas da dinâmica de corrente e velocidade, foi necessário projetar os controladores internos para regular estes parâmetros, que é descrito a continuação.

5.7 Projeto dos controladores PID em cascata

5.7.1 Projeto do Controlador de Corrente (PI)

Para desenvolver os controladores em cascata da máquina, é importante levar em consideração que a malha interna de controle deverá responder muito mais rápido que a malha externa. Assim, a malha de corrente deve ser mais rápida que a malha de velocidade. No entanto, gerar uma malha de corrente interna muito mais rápida, exige maior velocidade. Este fato incrementa consideravelmente o pico de corrente afetando os mecanismos.

Os parâmetros de desenho para o projeto de controle de corrente e de velocidade são escolhidos analisando os limites dos atuadores em tensão, corrente e velocidade máxima. O efeito dos atritos em relação aos parâmetros de corrente é alto, devido a que um valor alto de atritos aumenta o torque não linear no eixo dos atuadores, gerando maior corrente para movimentar-se. Devido a isso, é necessário compensar este efeito de atritos e de velocidade. Uma das condições em velocidade da malha fechada, é que o sistema com maior velocidade apresenta um efeito de atritos mais linear, porém, será afetado em velocidades baixas de movimentação.

Escolha dos parâmetros para o projeto

Para o desenho de controle foi considerado um fator de amortecimento entre $0.9 < \xi < 1$, a fim de obter um sistema com menos oscilações e um tempo de assentamento entre os limites de tempo de resposta da máquina. A resposta atual de corrente dos eixos esta entre 0.5-0.6 s. O tempo de estabelecimento para o controle pode ser escolhido analisando o tempo de retardo que

desestabiliza o sistema mediante a margem de fase PM como é apresentado na Equação (5.4). No caso do eixo X, o sistema é instável com um tempo de retardo de 0.38254 ms.

$$T_{delay_unstable} = \frac{PM * \pi / 180}{\omega_{cg}} \quad (5.4)$$

O tempo de assentamento do controle de corrente é escolhido analisando o tempo crítico do sistema com a frequência de Nyquist ω_{cg} . Nesse sentido, a frequência é de $6.57 \cdot 10^3$ rad/s, e o tempo de assentamento de 0.6 ms, utilizando esses valores, o tempo escolhido é de 0.8ms-5ms e uma sobre-elevação de 1% com relação ao valor máximo do sistema. Com esses parâmetros a frequência natural do sistema estaria em 5.1828×10^3 e um fator de amortecimento de 0.9647. Os limites de operação do projeto de controle são analisados mediante o critério de Ruth Hurwitz da Equação (5.5) (OGATA, 1997). Com esta equação é possível definir os limites para o ganho do controlador de corrente K_{ccx} , aplicando os parâmetros obtidos do controlador e parâmetros do eixo.

$$\begin{aligned} f &= L_x B_{ex}^2 T_{icx} + 2R_x J_{ex} B_{ex} T_{icx} + R_x J_{ex}^2 + J_{ex} T_{icx} k_e k_m \\ g &= L_x B_{ex}^2 T_{icx} R_x + L_x B_{ex} T_{icx} k_e k_m + R_x J_{ex}^2 + R_x J_{ex} B_{ex} T_{icx} + J_{ex} T_{icx} k_e k_m \\ K_{ccx} &> -\frac{(L_x B_{ex} + R_x J_{ex})}{J_{ex}} \\ K_{ccx} &> 0 \\ K_{ccx}^2 (J_{ex} B_{ex} T_{icx} + J_{ex}^2) + K_{ccx} f + g &> 0 \end{aligned} \quad (5.5)$$

Para o controlador de corrente PI foi importante a escolha de tempo integral T_{icx} . Esse tempo influência à velocidade de resposta do controlador. No entanto, é um parâmetro que pode incrementar os picos de corrente da máquina. Contudo, o ganho proporcional K_{ccx} apresenta a maior influência na estabilidade do sistema. Por meio da análise do lugar das raízes é revisado o efeito das constantes de controle. Com isso, no controle de corrente pode-se aumentar o parâmetro K_{ccx} e a saída de corrente é estável. Os zeros e pólos do sistema continuam no semiplano esquerdo. No entanto, quando é mudado o parâmetro T_{icx} , a velocidade de resposta é afetada, colocando em instabilidade o sistema.

O sistema possui um zero que depende do T_{icx} , entretanto, o valor do ganho K_{ccx} influencia às raízes do sistema com um ganho muito alto e o sistema pode mudar a um sistema instável, utilizando as anteriores considerações sobre os parâmetros e utilizando o tempo de assentamento de 0.8 ms desejado, o erro mínimo de sobre-elevação de 1%. Os parâmetros obtidos são $K_{ccx}=0.0787$ e tempo de $T_{icx}= 0.032981\text{ms}$. Quando K_{ccx} e T_{icx} são maiores, o sistema melhora sua resposta em termos de estabilidade. O valor adequado pode-se encontrar entre $0.0787 < K_{ccx} < 1.5$ e $0.032 \text{ ms} < T_{icx} < 1\text{ms}$.

Devido ao comportamento deste controlador, a dinâmica do sistema muda segundo os parâmetros calculados. Nesse sentido, é analisada a função de transferência de velocidade com o controle de corrente. A malha de corrente movimenta os pólos do eixo, mudando o comportamento dinâmico. Devido a isso é fundamental revisar a estabilidade do sistema em relação à saída de velocidade e entrada de corrente. Na Figura 5.19 está representada a saída de corrente e lugar das raízes com o controlador de corrente, utilizando os parâmetros de controle (PI) $K_{ccx}=0.0787$ e tempo $T_{icx}= 0.032981\text{ms}$.

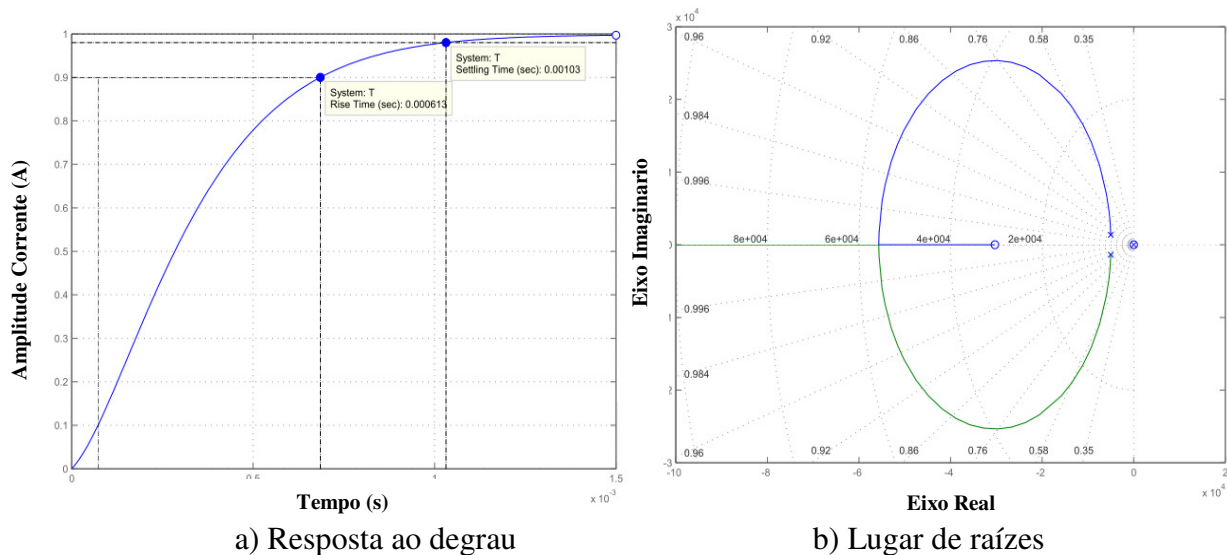


Figura 5.19: Sistema I/V com controle (PI) de corrente.

O sistema responde com um tempo de assentamento de 1 ms, sem oscilações, nem sobre picos. Os pólos e zeros estão no semiplano esquerdo garantindo estabilidade. O sistema apresenta uma margem de ganho de 6.52dB e uma margem de fase de 18.7° . O ganho que instabiliza o

sistema esta aproximadamente em $k=2.1184$, e um tempo de retardo para instabilidade de 0.075202ms. Assim, o diagrama de lugar de raízes da função W/I é mostrado na

Figura 5.20, apresentando regiões de instabilidade, porém, é necessário à sintonia do controle de corrente para regular e manter estabilidade de corrente e velocidade simultâneo no eixo de movimentação.

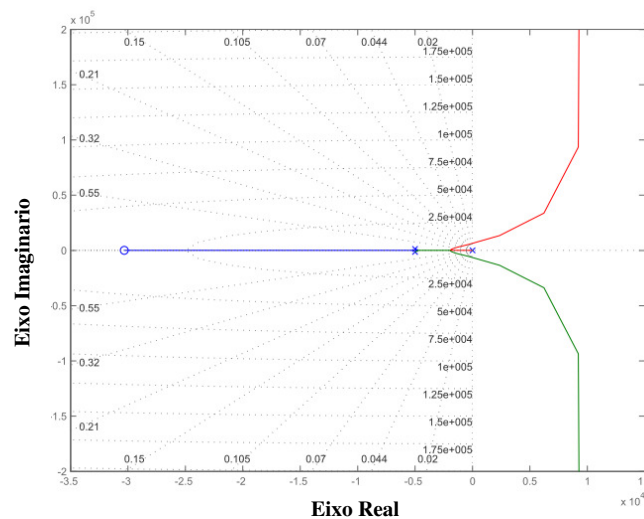


Figura 5.20: Lugar das Raízes para W/I com o controle de corrente com os primeiros parâmetros de sintonia do controle PI de corrente.

Com o calculo de novos parâmetros do controlador (PI) de corrente, é mostrado o lugar de raízes para o sistema de W/I, ajustando os parâmetros de controle de velocidade para um tempo de assentamento de 5ms, os parâmetros são de $K_{ccx}=1.5$ e $T_{icx}=1ms$. A resposta do lugar de raízes apresentada na Figura 5.21, acontece no semiplano esquerdo, diferenciándola da Figura 5.20, em que o lugar de raízes possui uma região de possível instabilidade.

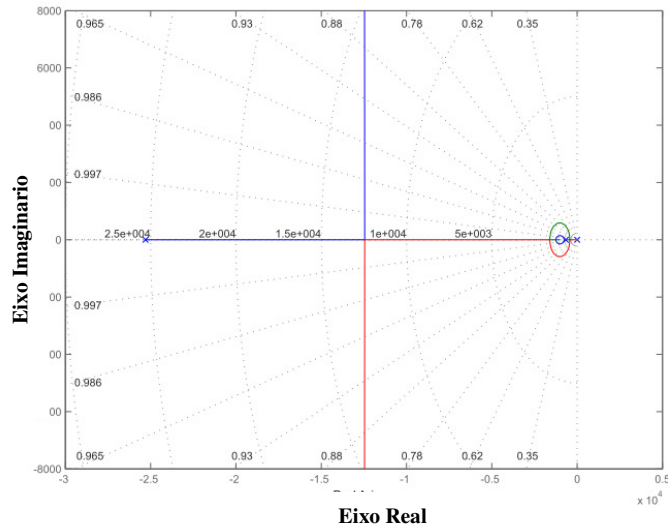


Figura 5.21: Sistema de W/I com controle de corrente com segundos parâmetros de sintonia no PI de corrente.

Com o primeiro ajuste dos parâmetros de controle de corrente $K_{ccx}=0.0787$ e tempo $T_{icx}=3.2981 \times 10^{-5}$, e o segundo ajuste $K_{ccx}=1.5$ e $T_{icx}=1\text{ms}$. A largura de banda BW decresce quando é utilizada a primeira sintonia de controle. As saídas de máxima e mínima corrente e velocidade do eixo de movimentação X estão na Figura 5.22.

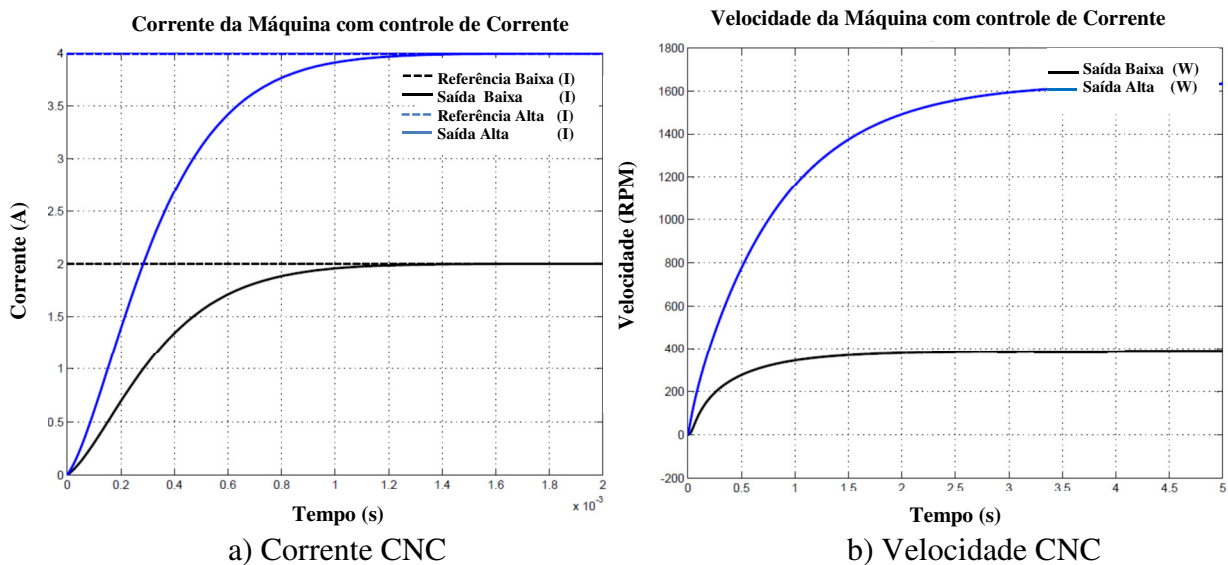


Figura 5.22: Máquina CNC com atritos e controles PI internos .

Se o sistema precisar de mais velocidade no controle de corrente, os pólos do sistema deverão agir mais rapidamente. Contudo, a saída de velocidade pode ir para a instabilidade, devido ao incremento no tempo de resposta da malha de corrente. O controle de corrente conseguiu diminuir o pico e assim melhorar o desempenho do sistema.

5.7.2 Projeto do controlador de Velocidade (PI)

O sistema de controle de velocidade utiliza a velocidade angular da máquina e entrada de corrente. Os limites destes controladores são aplicados em um tempo de assentamento maior que a malha interna de corrente de 0.01s e uma sobre-elevação de 1%. Utilizando o método analítico de sintonia por lugar das raízes, os parâmetros obtidos são $K_{cvx}=0.0938$ e $T_{ivx}=5\text{ms}$. O tempo de resposta é aproximadamente de 13 ms, com uma pequena sobre-elevação. A Figura 5.23 apresenta os pólos e zeros do sistema no semiplano esquerdo com uma estabilidade relativa e um ganho crítico, que depende dos valores do controlador PI de K_{cvx} e T_{icvx} . A margem de ganho está em 25.6dB e a margem de fase em 123° , o ganho de estabilidade critica é de $K=11.5$.

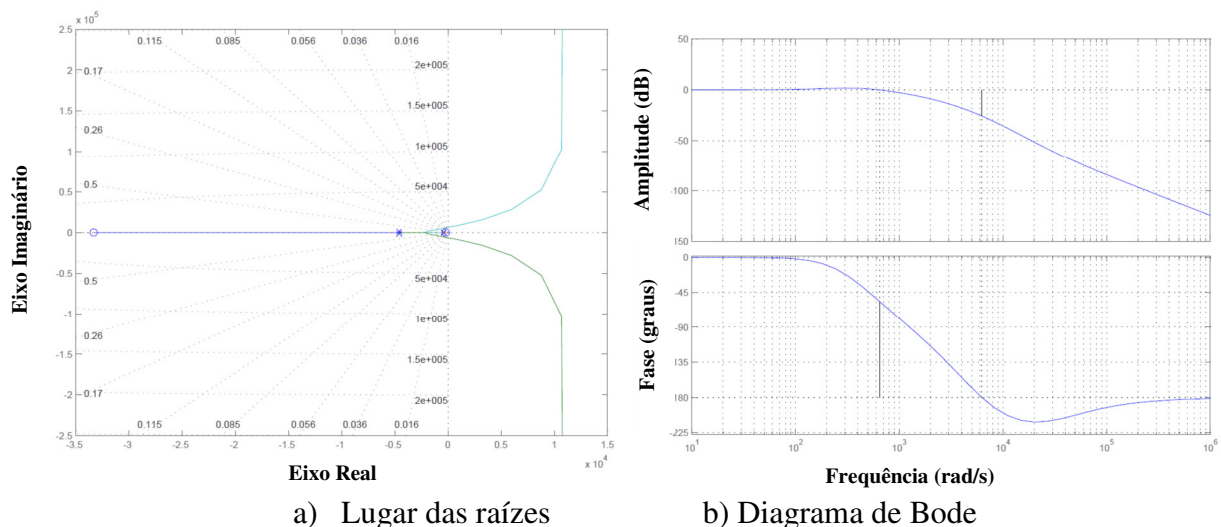


Figura 5.23: Controle de velocidade PI.

O controle de velocidade incrementa o pico de corrente na máquina, uma vez que exige a maior velocidade na dinâmica do sistema quando é configurado o tempo de estabelecimento

desejado no controle de velocidade. Com isso, a resposta é maior e exige o maior torque e corrente na saída dos eixos de movimentação. É possível reduzir esse efeito mudando os ganhos de controle para um sistema mais lento, ou colocando o controle de posição para equilibrar a resposta total do sistema dentro dos limites de corrente e velocidade da máquina. Na Figura 5.24, são apresentadas as respostas do sistema CNC com atritos e com os controladores de velocidade e corrente.

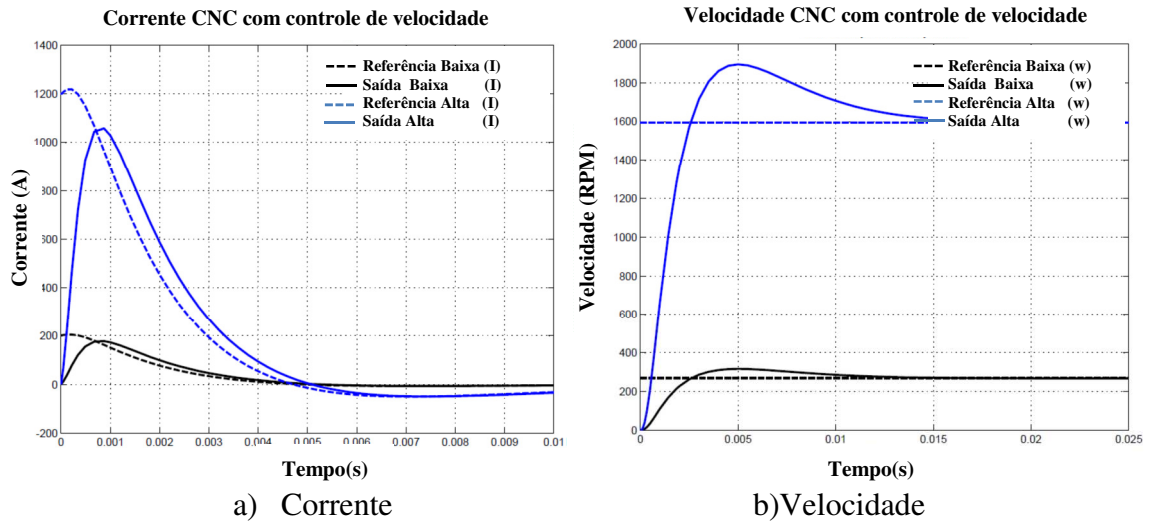


Figura 5.24: Sistema CNC com atritos, utilizando a malha de controle de corrente e velocidade PI.

A função de transferência para a entrada de torque e a saída de velocidade com os controladores de corrente e velocidade é apresentada na Equação (5.6).

$$\frac{W(s)}{T(s)} = \frac{(ds + e)}{s^3 + as^2 + bs + c}$$

$$a = \left(\frac{L_x B_{ex} + R_x J_{ex} + K_{ccx} J_{ex}}{L_x J_{ex}} \right)$$

$$b = \left(\frac{T_{icx} R B_{ex} + T_{icx} k_{ex} k_{m_x} + T_{icx} K_{ccx} B_{ex} + J_{ex} K_{ccx}}{T_{icx} L_x J_{ex}} \right)$$

$$c = \left(\frac{K_{ccx} B_{ex}}{T_{icx} L_x J_{ex}} \right)$$

$$d = (K_{ccx} T_{icx} k_{m_x}) / (T_{icx} L_x J_{ex} k_{m_x})$$

$$e = (K_{ccx} k_{m_x}) / (T_{icx} L_x J_{ex} k_{m_x})$$
(5.6)

A função de transferência PI de controle de velocidade finalmente está na Equação (5.7).

$$\begin{aligned}
 Tf_1 &= \frac{W(s)}{T(s)} = \frac{(ds + e)}{(s^3 + as^2 + bs + c)} \\
 Tf_2 &= \frac{Tf_1 G_{k_velocity}}{1 + Tf_1 G_{k_velocity}} \\
 G_{k_velocity} &= \frac{K_{vx} T_{vx} s + K_{vx}}{T_{vx} s} \\
 Tf_2 &= \frac{dK_{vx} s^2 + (dK_{vx} + eK_{vx})s + eK_{vx} / T_{vx}}{s^4 + as^3 + (b + dK_{vx})s^2 + ((cT_{vx} + dK_{vx} + eK_{vx} T_{vx}) / T_{vx})s + eK_{vx} / T_{vx}}
 \end{aligned} \tag{5.7}$$

Para a análise da estabilidade e definição dos ganhos do controlador de velocidade é utilizado o critério de Routh expressado na Equação (5.8).

$$\begin{aligned}
 Tf_2 &= \frac{dK_{vx} s^2 + (dK_{vx} + eK_{vx})s + eK_{vx} / T_{vx}}{s^4 + as^3 + (b + dK_{vx})s^2 + ((cT_{vx} + dK_{vx} + eK_{vx} T_{vx}) / T_{vx})s + eK_{vx} / T_{vx}} \\
 EC &= s^4 + as^3 + (b + dK_{vx})s^2 + ((cT_{vx} + dK_{vx} + eK_{vx} T_{vx}) / T_{vx})s + eK_{vx} / T_{vx} = 0
 \end{aligned}$$

s^4	1	B	D
s^3	A	C	0
s^2	$(AB - C) / A$	D	
s^1	$(AB - C^2 - A^2 D) / (AB - C)$		
s^0	D		

(5.8)

Analisando os polinômios é possível encontrar que o ganho de estabilidade pode-se definir pela Equação (5.9), $K_{estavel} < 3.1412$.

$$\begin{aligned}
 &(AB - C) / A > 0 \quad \& \quad (AB - C^2 - A^2 D) / (AB - C) > 0 \\
 K_{vx} &< \frac{T_{vx} (ab - c)}{d - adT_{vx} + eT_{vx}}
 \end{aligned} \tag{5.9}$$

O sistema apresenta maiores oscilações e maior tempo de resposta com valores de $K_{vx} < 0.01$. Para valores de $0.01 < K_{vx} < 0.09$ o sistema possui maior estabilidade em termos da margem de fase e de ganho, o tempo pode aumentar e as oscilações começam a diminuir. Para valores de $0.09 < K_{vx} < 2$ o sistema apresenta oscilações continuas, e para $2.1 < K_{vx}$ o sistema é instável.

5.7.3 Projeto do Controlador de posição (P)

O controle de posição para a máquina é projetado com um controle proporcional P. Para calcular o ganho deste controlador é utilizada a função de transferência incluindo o controle de corrente e controle de velocidade, como esta na Equação (5.10).

$$\begin{aligned} Tf_1 &= \frac{W(s)}{T(s)} = \frac{(ds + e)}{(s^3 + as^2 + bs + c)} \\ Tf_2 &= \frac{Tf_1 G_{k_velocity}}{1 + Tf_1 G_{k_velocity}} \\ Tf_3 &= Tf_2 \left(\frac{1}{s} \right) G_{convert} \end{aligned} \quad (5.10)$$

Para valores de $K_{px} < 1$ o sistema possui um maior erro de posição, no entanto, o pico de corrente é menor, e a velocidade de resposta é lenta. Para $K_{px} > 2$ o erro de posição é menor, mas a corrente é incrementada. A Figura 5.25 mostra o lugar das raízes para este controlador e o diagrama de bode.

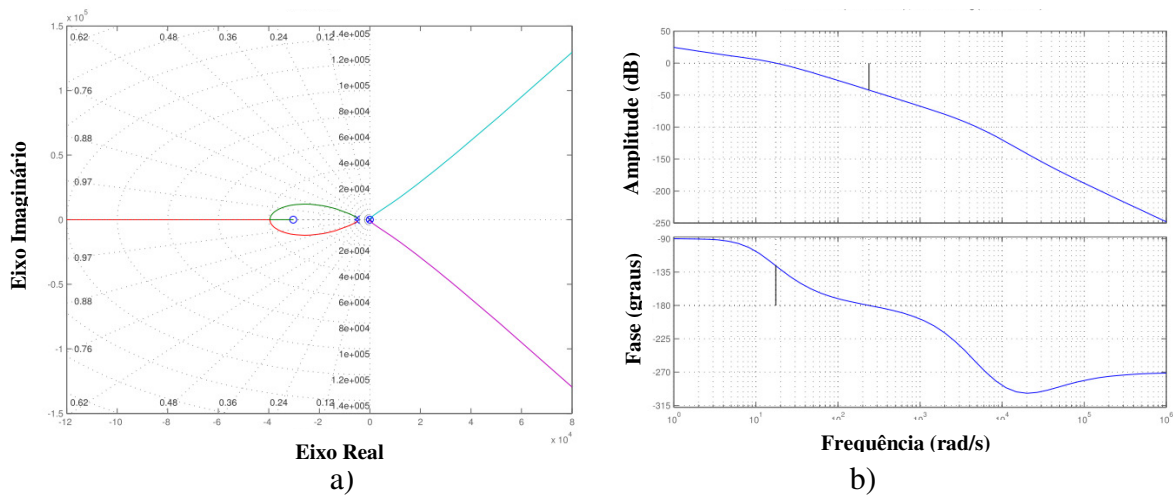


Figura 5.25: Sistema com controle Proporcional P: a) Lugar de Raízes b) Diagrama de Bode.

O sistema de controle para o eixo X-Y foram ajustados com os parâmetros apresentados na Tabela 5.6.

Tabela 5.6: Parâmetros dos controladores em cascata para posição, velocidade e corrente.

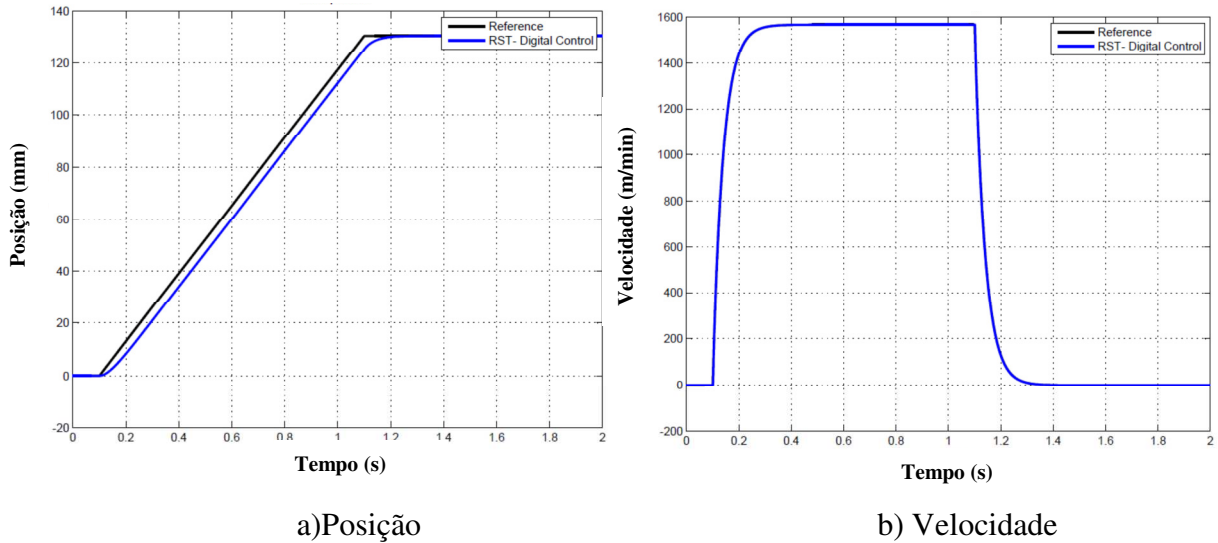
<i>Controlador</i>	<i>Parâmetros</i>	<i>Símbolo</i>	<i>Eixo X</i>	<i>Eixo Y</i>
Controle PI de Corrente	Ganho Proporcional de Corrente	K_c [V/A]	0.0787	0.3
	Tempo Integral	T_{ic} [ms]	0.032	0.1
Controle PI de Velocidade	Ganho Proporcional Velocidade	K_v [Nm/rad/s]	0.0918	0.2
	Tempo Integral	T_{iv} [ms]	5.1	10
Controle P de posição	Ganho proporcional	K_p [m/min/mm]	1.5	1
Tempos de resposta dos controladores	Tempo de assentamento de Controle de Corrente	[ms]	1	1
	Tempo de assentamento de Controle de Velocidade	[ms]	20	12
	Tempo de assentamento de Controle de Posição	[ms]	200	200
Tempo de amostragem para o controle digital	Tempo de amostragem Controle de corrente	[ms]	0.1	0.1
	Tempo de amostragem Controle de Velocidade	[ms]	1	1
	Tempo de amostragem Controle de Posição	[ms]	1	1

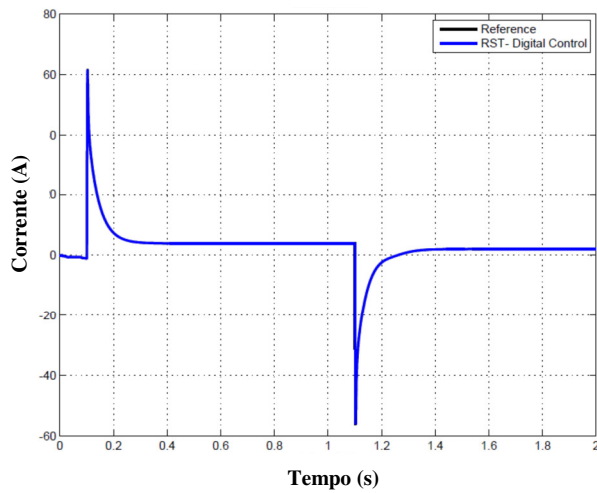
5.7.4 Controle Digital: Síntese dos controladores em polinômios RST

Os controladores projetados em tempo contínuo da estrutura em cascata são convertidos em controladores digitais utilizando o tempo de amostragem e os valores calculados. Para digitalizar estes controladores e sintetizar em polinômios RST, são utilizadas as Equações (3.41) do Capítulo 3. O tempo de amostragem para o controle de corrente é de 0.1ms. O tempo de amostragem para o controle de velocidade e de posição é de 1ms. Os polinômios RST são apresentados na Equação (5.11).

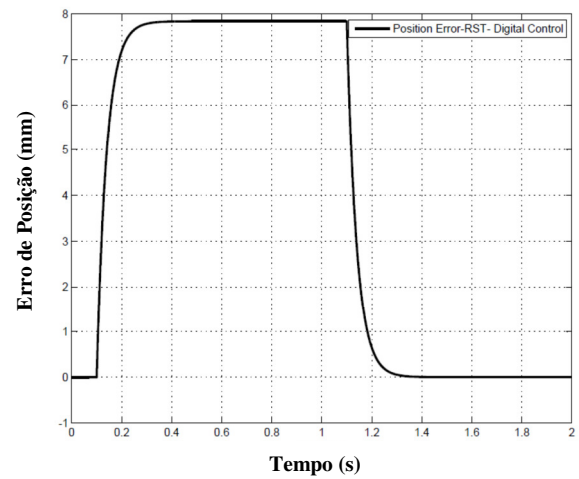
$$\begin{aligned}
R_{corrente-x}(q^{-1}) &= T_{corrente-x}(q^{-1}) = 0.3173 - 0.0787q^{-1} \\
S_{corrente-x}(q^{-1})\Delta(q^{-1}) &= 1 - q^{-1} \\
R_{velocidade-x}(q^{-1}) &= T_{velocidade-x}(q^{-1}) = 0.1099 - 0.0918q^{-1} \\
S_{velocidade-x}(q^{-1})\Delta(q^{-1}) &= 1 - q^{-1} \\
R_{posição-x}(q^{-1}) &= T_{posição-x}(q^{-1}) = 1.5 - 1.5q^{-1} \\
S_{posição-x}(q^{-1})\Delta(q^{-1}) &= 1 - q^{-1}
\end{aligned} \tag{5.11}$$

A resposta dos controladores digitais de corrente, velocidade e posição no eixo X, é apresentada na Figura 5.26. Para uma velocidade de aproximadamente 1600 rpm, a corrente pico é de 60 A, e depois é normalizada entre 3 e 4 A. O erro de controle de velocidade é 0.4 rpm pico e do controlador de corrente é 10 A pico.

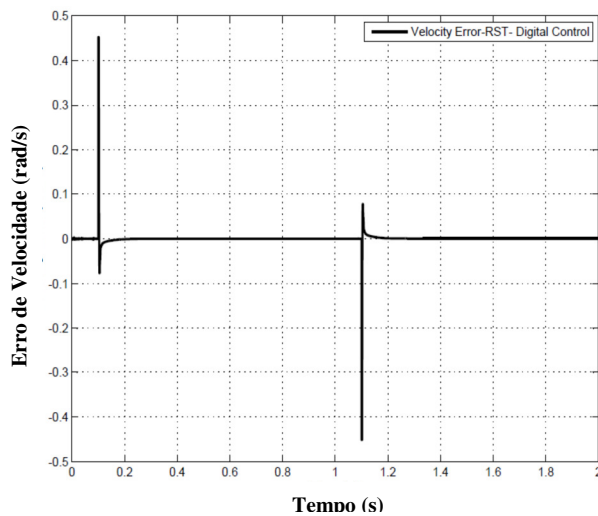




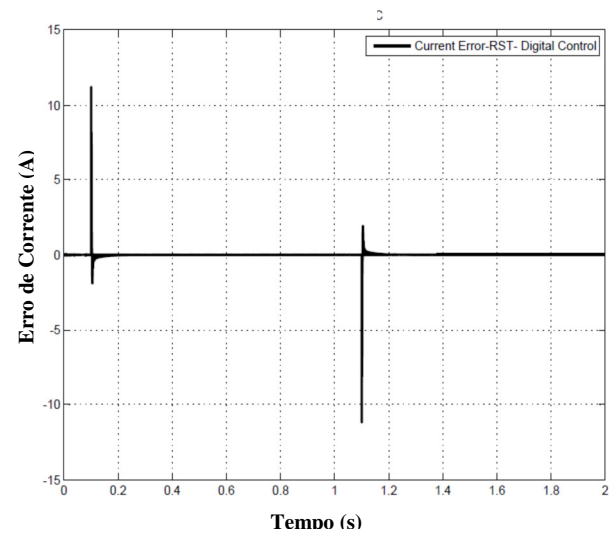
c) Corrente



d) Erro de Posição



e) Erro de Velocidade



f) Erro de Corrente

Figura 5.26: Máquina CNC com Controle Digital PI de corrente, velocidade e posição.

Na Figura 5.26 são percebidas as respostas da máquina com os controladores em cascata digitais, apresentando um erro de seguimento de posição durante toda a trajetória, além de incrementos no pico de corrente e velocidades no começo da trajetória e na mudança de giro de movimento. Porém, o controle de posição (P) não conseguiu diminuir o erro para melhorar o desempenho da máquina.

5.7.5 Erro de contorno com controladores PID em cascata

Para a análise do erro de contorno é utilizada uma trajetória circular que executa dois eixos de movimentação simultâneos, a resposta é apresentada na Figura 5.27. Este erro de posição é de 0.1 mm utilizando os controladores tipo PI para corrente e velocidade, e P para posição, este valor ainda é alto para melhorar a precisão na máquina.

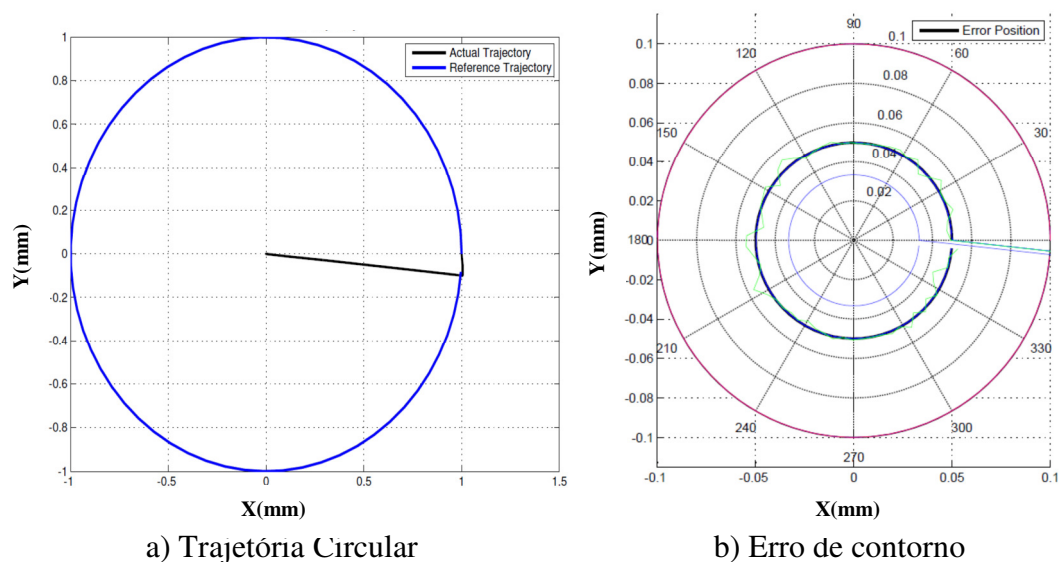


Figura 5.27: Resposta de posição com controladores PI de cascata e P de posição.

5.7.6 Controladores PID para posição

Uma vez configurados os controladores de corrente e velocidade internos, são projetados as constantes K_i , K_p e K_d para controladores PIDs de posição, utilizando os modelos dinâmicos de cada eixo de movimentação explicado no Capítulo 3, e as estratégias de controle por lugar das raízes. Os PIDs são calculados através do modelo linearizado e reduzido do sistema. Esses controladores são ajustados mediante o simulador com a modelagem completa, e os efeitos das não linearidades dos atritos e do ruído na medição, projetando os parâmetros para o melhor desempenho na máquina em termos de corrente e oscilações. Os parâmetros de controle

calculados e avaliados na máquina são definidos na Tabela 5.7 para o eixo X, Tabela 5.8 para o eixo Y e Tabela 5.9 o eixo Z.

O PID 1 é o controle inicial que foi configurado na máquina com o sistema de *Motion*, através de experimentos nos eixos de movimentação. Os outros controladores são projetados aplicando a modelagem e os algoritmos de controle anteriormente explicados nos capítulos desta tese.

O PID 2 é projetado para melhorar o erro do sistema e a velocidade de resposta. O PID 3 e PID 4 são projetados para responder muito mais rápido que o PID 2. O PID 4 melhora o erro com relação ao PID 3. O PID 5 está projetado para responder um pouco mais rápido que o PID 2 igual que o PID 6. O PID 7 e PID 8 são projetados para responder mais lento que os outros PIDs, devido aos incrementos da corrente.

Tabela 5.7: Parâmetros de Controle PID de posição do Eixo X.

<i>Parâmetros</i>	<i>Eixo X</i>					
	<i>Tempo de Estabelecimento [s]</i>	<i>Sobrepico</i>	<i>Erro estacionário [mm]</i>	<i>KP</i>	<i>KI</i>	<i>KD</i>
PID1 (Controlador Experimental)	*	*	*	50	50	10
PID2	0.04	0.001	0.01	96.93	7.39	2.189
PID3	*	0.001	0.01	150	7	2
PID4	*	0.001	0.01	150	7	10

Tabela 5.8: Parâmetros de Controle PID de posição do Eixo Y.

<i>Parâmetros</i>	<i>Eixo Y</i>					
	<i>Tempo de Estabelecimento</i>	<i>%Sobrepico</i>	<i>Erro estacionário</i>	<i>KP</i>	<i>KI</i>	<i>KD</i>
PID1 (Controlador Experimental)	*	*	*	50	50	10
PID2	0.05	0.001	0.01	96.93	7.39	2.189
PID3	0.01	0.001	0.1	2246	0.7399	10.648
PID4	0.01	0.001	0.01	2246	7.399	10.648
PID5	0.03	0.001	0.01	265.68	7.3987	3.664
PID6	0.04	0.001	0.01	150.65	7.39	2.74
PID7	0.06	0.001	0.01	67.602	7.39	1.8169
PID8	0.06	0.001	0.001	69.46	1.83	73.98

Tabela 5.9: Parâmetros de Controle PID de posição do Eixo Z.

<i>Parâmetros</i>	<i>Eixo Z</i>					
	<i>Tempo de Estabelecimento</i>	<i>%Sobrepico</i>	<i>Erro estacionário</i>	<i>KP</i>	<i>KI</i>	<i>KD</i>
PID1 (Controlador Experimental)	*	*	*	50	50	10
PID2	0.03	0.001	0.01	44.43	15.85	0.8685
PID3	0.06	0.001	0.01	25.12	15.85	0.63
PID4	0.06	0.001	0.1	24.73	1.58	0.63
PID5	0.05	0.001	0.01	31.99	15.85	0.72
PID6	0.02-0.05	0.001	0.01	45-50	14-16	1-5

Na simulação dos eixos Y e X com o PID 1, percebe-se que o erro de seguimento é maior com este controlador além de manter uma corrente entre 2-4 A. Com o PID2 o erro é menor com relação ao PID 1, e o desempenho do controlador é melhor, além de manter as condições em corrente. Nesse caso, o erro diminui, e a corrente está nos limites de operação.

Com o PID 3 e PID 4 o erro diminui consideravelmente, no entanto, a corrente é alta ocasionando picos de corrente e oscilações.

Com o PID 5 e PID 6, embora apresente boas respostas em posição, acontecem pequenas oscilações, além de incrementar o pico de corrente.

Com o PID 7 e PID 8 o sistema apresenta bom desempenho em termos de corrente, esta conseguiu estar em 2-4, no entanto, o erro de seguimento é afetado. No caso do PID7 apresenta um erro maior que com o PID 8. Com os dois controladores o sistema é mais lento, no entanto, mostra menos oscilações em relação aos outros controladores.

5.8 Controle em *feedforward*

5.8.1 Controle *feedforward* com o modelo do sistema inverso e dos atritos

O controle de *feedforward* com o modelo dinâmico dos eixos de movimentação através da função inversa e os modelos dos atritos, é calculado para o eixo de movimentação X na Equação (5.12)

$$\begin{aligned}
 Tf_{position_reduzida_x} &= \frac{16,667}{0,0018s^2 + 1s} \\
 K_{ffx} &= 1,079 \cdot 10^{-4} s^2 + \alpha_x (0,06s) \\
 \alpha_x &= 0,1
 \end{aligned}
 \tag{5.12}$$

A função de controle para o eixo de movimentação Y é:

$$Tf_{position_reduced_y} = \frac{16,667}{0,0031s^2 + 1s}$$

$$K_{ffy} = 1,86 \cdot 10^{-4} s^2 + \alpha_y (0,06s)$$

$$\alpha_y = 0,15$$
(5.13)

Os coeficientes α_x e α_y são importantes na regulação do controlador, a fim de ajustar o controle nos limites de corrente e melhorar o erro de posição. Os valores dessas constantes foram ajustados no simulador. As respostas deste controlador são apresentadas na Figura 5.28 e Figura 5.29.

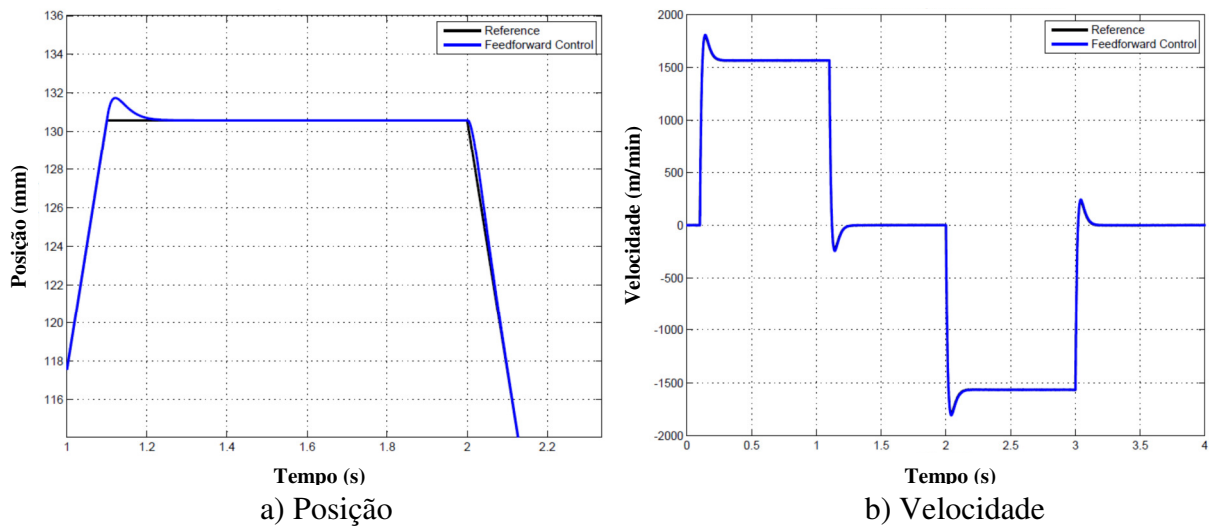


Figura 5.28: Posição e Velocidade: Controle *P-feedforward* com modelo dinâmico inverso.

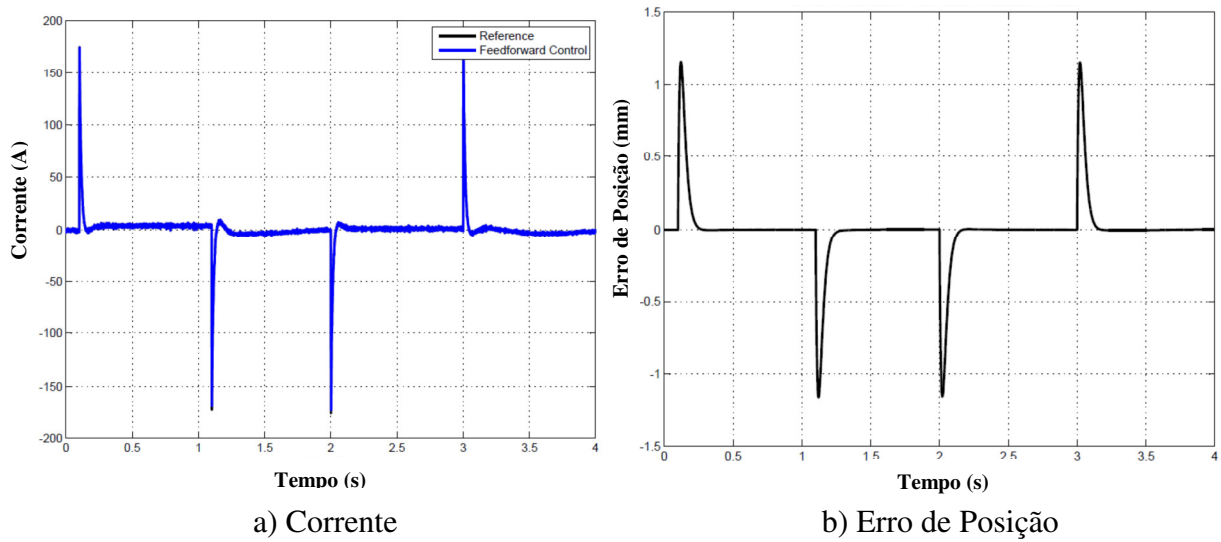


Figura 5.29: Corrente e Erro de Posição: Controle P-*feedforward* com modelo dinâmico inverso.

O controle apresentado diminui consideravelmente o erro de posição, e mostra algumas oscilações nas mudanças de movimento da trajetória. Também aumenta o pico de corrente ao redor de 150A, devido a isto, é utilizado um saturador para a corrente em 60A. As respostas são apresentadas na Figura 5.30, onde é percebido que o erro de seguimento aumenta devido aos efeitos de saturação, mesmo que corrige a corrente, o erro de posição aumenta.

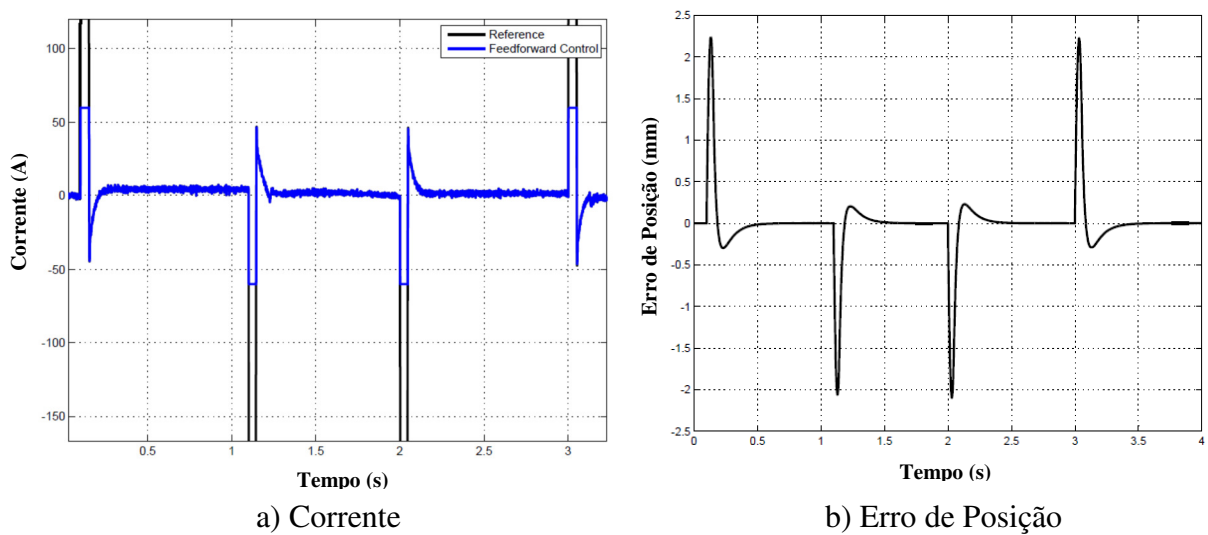


Figura 5.30: Corrente e Posição: Controle P-*feedforward* com modelo dinâmico inverso e Saturador de corrente.

Os erros de seguimento com o controlador P e com o controlador *P-feedforward* são apresentados na Figura 5.31. O erro médio de seguimento com o controlador P é 1.7808 mm e com o controle *P-feedforward* é 0.1368 mm.

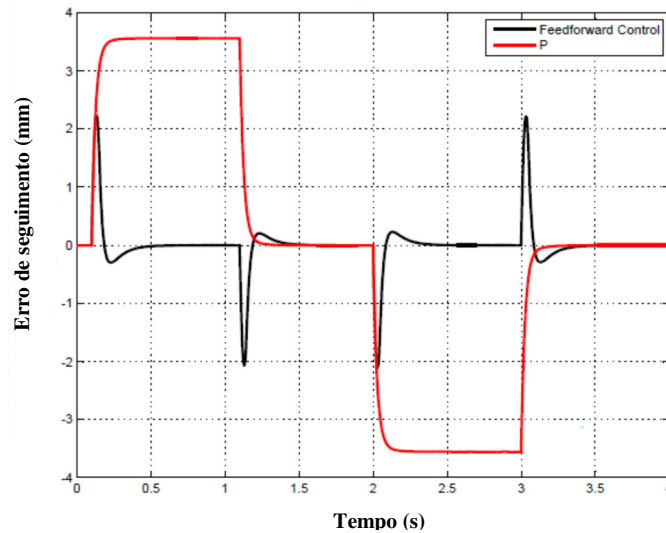


Figura 5.31: Erro de Seguimento: Controle *P-feedforward* com modelo inverso e saturação de corrente e Controle (P) .

Na Figura 5.32 e Figura 5.33 são apresentadas as respostas do sistema com o controlador (P) e é comparado com o controlador *P-feedforward*, para variações dos atritos e do momento de inércia. Assim, o controlador *P-feedforward* com o modelo inverso apresenta um erro de seguimento constante e menor em relação ao controlador P, quando é influenciado pelas mudanças dos atritos. Entretanto, esse erro aumenta com as variações do momento de inércia. Mesmo assim, o desempenho do controlador *P-feedforward* é melhor que o controlador P.

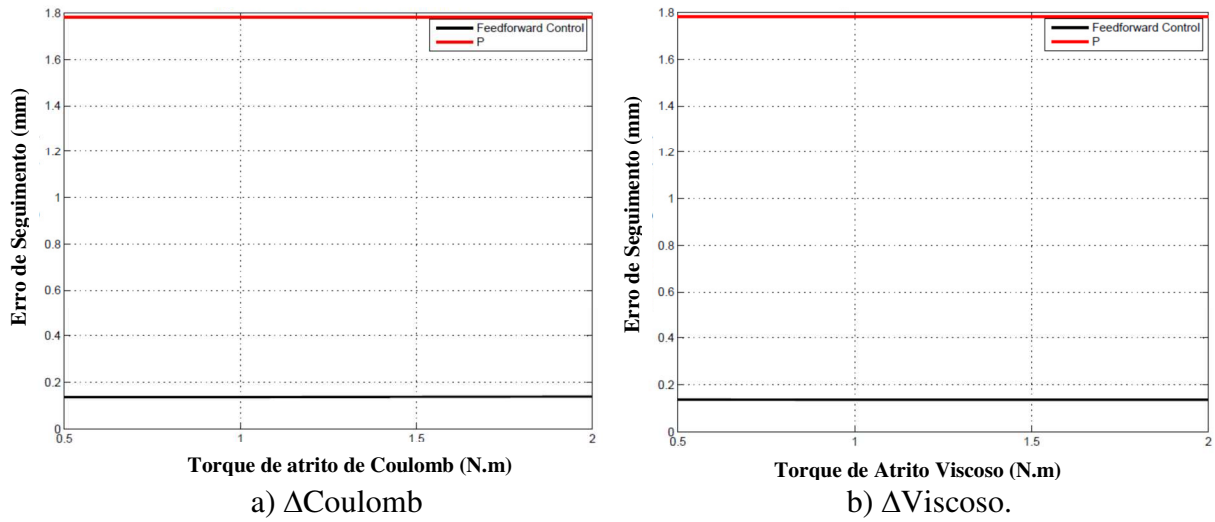


Figura 5.32: Erro de seguimento com controle *P-feedforward* e P utilizando modelo inverso para variação de atritos.

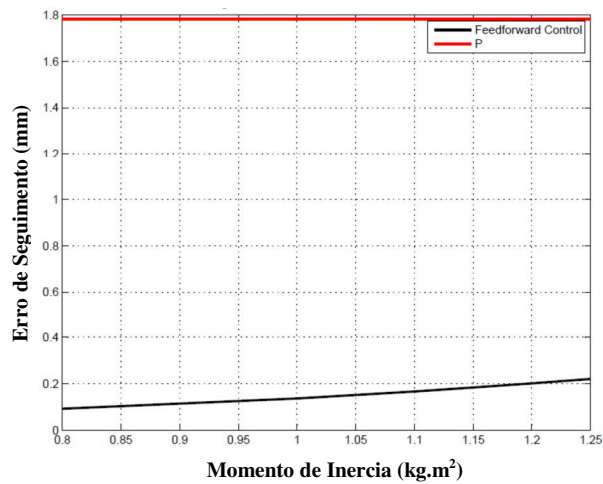


Figura 5.33: Erro de Seguimento com controle *P-feedforward* com modelo inverso para variação de Momento de Inércia.

5.8.2 Controle *feedforward* com o modelo de Atrito linearizado

Os parâmetros de controle em *feedforward* utilizando o modelo de atrito linear são calculados utilizando os valores dos atritos identificados, representados na Tabela 5.3, assim como é definido na Equação (5.14).

$$\begin{aligned}
 K_{ff} &= P\omega + C \\
 K_{ff+}(t) &= P\omega + C = P\dot{\theta} + C \\
 K_{ff+}(t) &= 1,4823 \cdot 10^{-4} \dot{\theta} + 0,0221
 \end{aligned}
 \tag{5.14}$$

As respostas da máquina com este controlador são apresentadas na Figura 5.34.

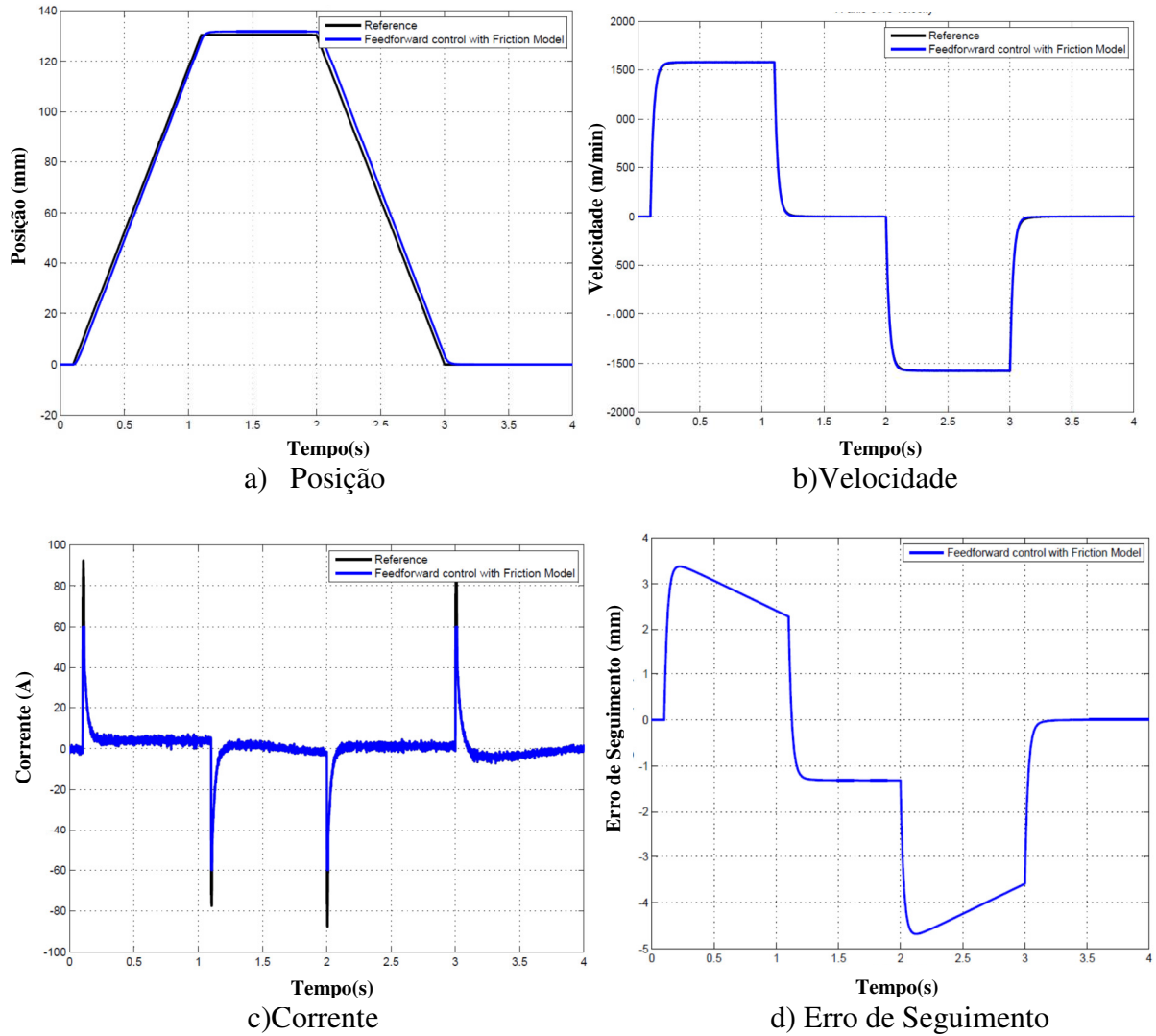


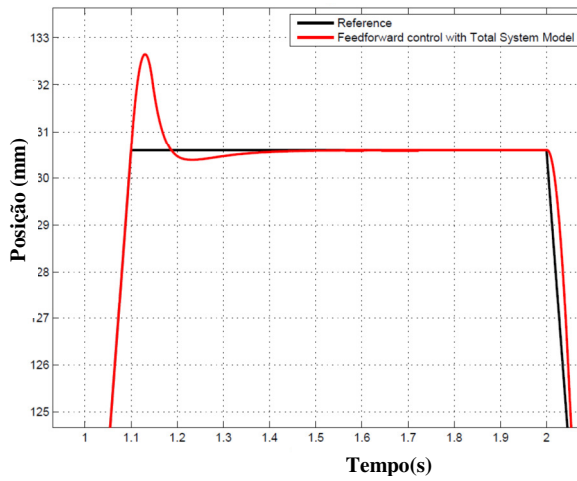
Figura 5.34: Controle P-*feedforward* com o modelo de atrito linearizado.

O erro de posição incrementa-se com este tipo de controlador, devido ao processo de linearização das funções de atrito. A função é analisada para apenas um ponto de operação, e a dificuldade para ajustar os parâmetros finais no controle não justifica o maior erro que este apresenta. Para melhorar o controlador é possível introduzir restrições para os dois sentidos de

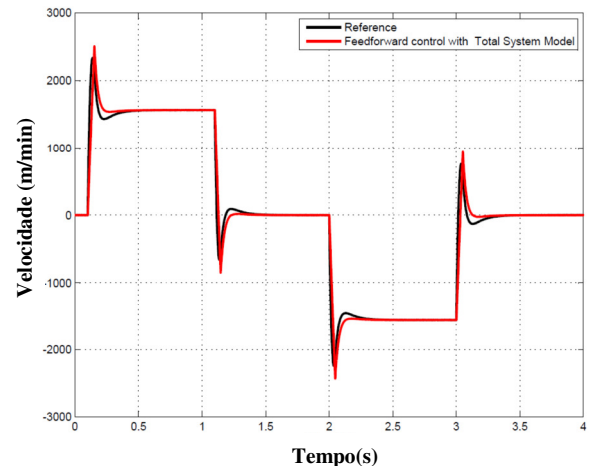
movimento. No entanto, a descontinuidade de velocidade zero pode ocasionar maiores erros de posição.

5.8.3 Controle feedforward com o modelo de atrito não linear e Momento de Inércia

O controle de *P-feedforward* é projetado utilizando o modelo de atrito não linear e o momento de inércia do sistema como é discutido no Capítulo 3. O erro é minimizado, aplicando o modelo do atrito completo com a ação do momento de inércia. Nesse sentido, a lei de controle é calculada para velocidades negativas, positivas e velocidade zero. O controle é ajustado com as constantes α/k_t e β/k_t . Para o eixo X são $\alpha_x = 0,2$, $\beta_x = 0,4$, e para o eixo Y são $\alpha_y = 0,3$, $\beta_y = 1,3$. A Figura 5.35 apresenta as respostas da máquina para este tipo de controle.



a) Posição



b) Velocidade

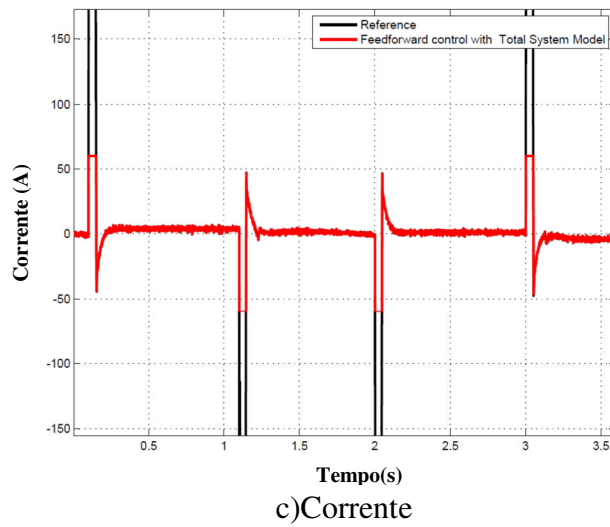


Figura 5.35: Controle P-Feedforward com Modelo não linear de Atrito + Momento de Inércia.

As respostas de posição e velocidade apresentam uma pequena oscilação quando é atingida a referência de posição, e a corrente do sistema incrementa-se, porém, é necessário utilizar a função de saturação para manter os valores de corrente ao redor dos 60A. Com este controlador não é percebida oscilações maiores na mudança de giro dos eixos.

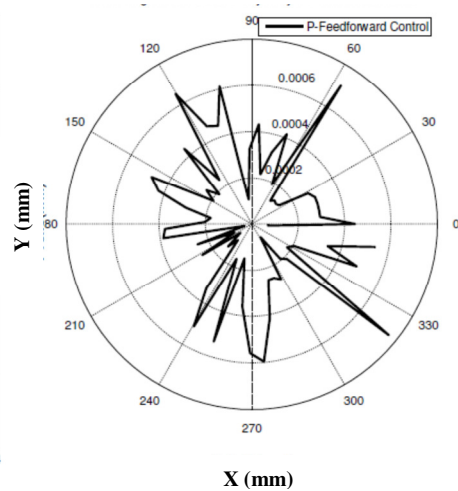
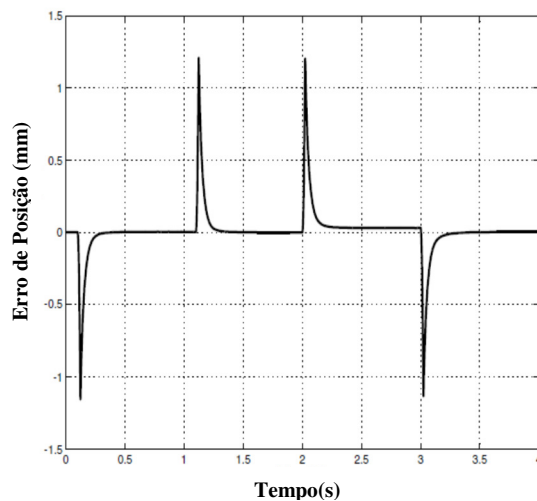


Figura 5.36: Erros de Posição: Controle em P-feedforward com modelo de atrito + Momento de Inércia.

Os picos de erro de seguimento da Figura 5.36 estão aproximadamente em 1.25mm quando a máquina apresenta mudanças de giro de movimento na trajetória. O erro de contorno possui máximos em 0.0006 mm.

5.9 Controle Preditivo Generalizado (GPC)

5.9.1 Análise do modelo dinâmico reduzido

A função de transferência de posição definida na Equação (5.15) inclui a malha de controle de corrente e velocidade, e o modelo não linear de atritos. Esta função do sistema é obtida através da resposta de velocidade a uma entrada de tensão, e reduzida a uma função de primeira ordem. Essa função de velocidade aplica os ganhos de conversão para obter o sinal de posição angular para linear.

$$\begin{aligned}
 G_1 &= 5 / 2\pi \\
 G_2 &= 2\pi / (0.005 * 60) \\
 G_3 &= 1 / G_1 \\
 Tf_{position} &= \frac{Tf_{velocity} G_1 G_2 K_{ppx} / s}{1 + (Tf_{velocity} G_1 G_2 K_{ppx}) / s} \\
 Tf_{position_openloop} &= G_2 * Tf_{velocity} * Q * G_1
 \end{aligned} \tag{5.15}$$

A Figura 5.37 apresenta as diferentes respostas de velocidade das possíveis funções de transferência que aproximam-se a esta resposta com sistemas de primeira ordem.

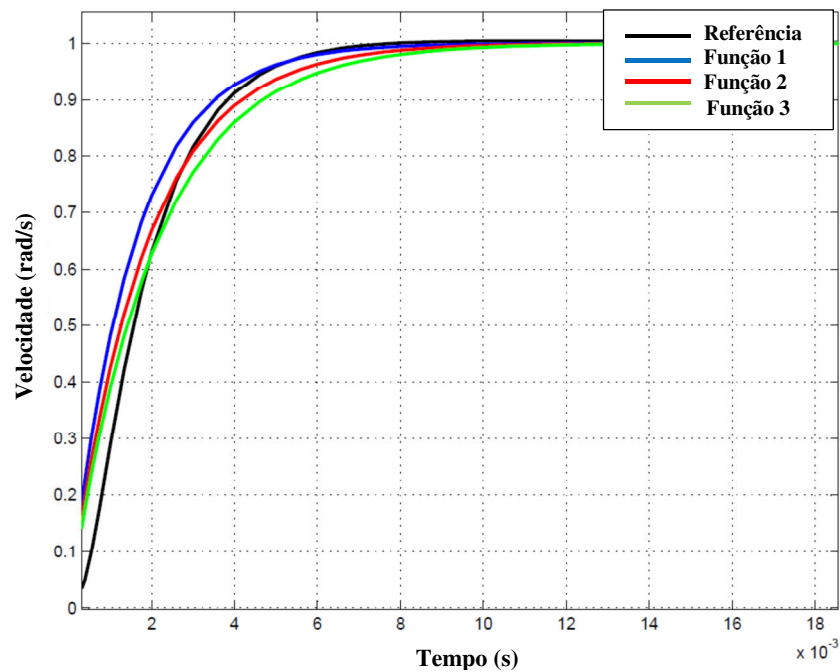


Figura 5.37: Resposta a uma entrada de tensão para saída de velocidade do Eixo X.

Na Tabela 5.10, são apresentados os parâmetros das possíveis funções de transferência de primeira ordem que se aproximam à resposta de velocidade do eixo X. Para encontrar a função próxima à resposta do sistema, são projetadas diferentes funções observando o tempo de retardo t_d , tempo de subida t_r e tempo de assentamento t_s .

Tabela 5.10: Parâmetros para a função de transferência reduzida do eixo X.

$\begin{matrix} TF \\ P \end{matrix}$	$Tf \text{ de Velocidade}$	$Tf1=1/(0.0015s+1)$	$Tf2=1/(0.0018s+1)$	$Tf3=1/(0.002s+1)$
$\begin{matrix} \text{Tempo de retardo } t_d \\ 50\% \end{matrix}$	1.57ms	1.06ms	1.27ms	1.41ms
$\begin{matrix} \text{Tempo de subida} \\ t_r \text{ 0-100\%} \end{matrix}$	0.02	0.013	0.017	0.02
$\begin{matrix} \text{Tempo de assentamento} \\ t_s \text{ 2\% final} \end{matrix}$	5.8ms	6ms	7.1ms	7.95ms

A função de transferência do eixo de movimentação X escolhida foi Tf2 da Tabela 5.10, por sua proximidade com a resposta real, assim a função de posição esta dada pela Equação (5.16).

$$Tf_{velocidade_reduzida} = \frac{1}{0.0018s + 1}$$

$$Tf_{posição} = G_2 * Tf_{velocity} * Q * G_1$$

$$Tf_{posição} = \frac{16.667}{s(0.0018s + 1)} \quad (5.16)$$

5.9.2 Projeto de Controle (GPC)

Com a função de transferência reduzida são projetados os controladores do GPC. O primeiro projeto desse controlador aplica um horizonte máximo $N1=1$, $N2=16$, $Nu=1$ e $\lambda=[0.0001-1]$ variável, a fim de observar o comportamento do controlador em relação aos efeitos de atritos.

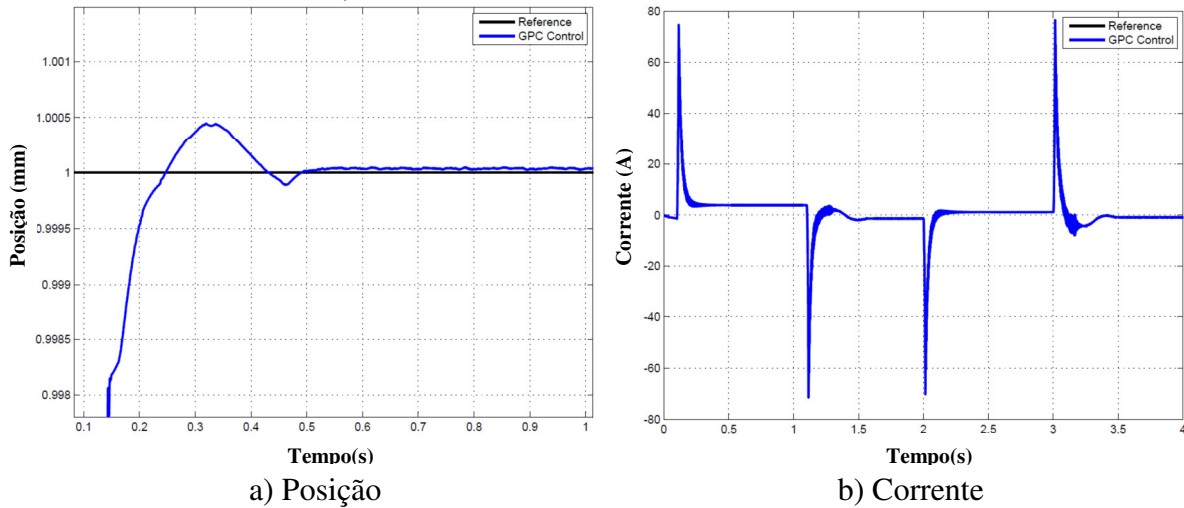


Figura 5.38: Posição e Corrente para o eixo X com GPC.

Na Figura 5.38, a posição possui uma pequena sobre-elevação no começo da trajetória. A corrente incrementa-se até 70 A, com algumas oscilações quando a máquina muda de giro. O erro do sistema alcança os 0.8 mm de posição pico, e o sinal de controle está com algumas oscilações.

Para um λ maior a resposta é mais lenta em relação a um λ menor. Assim, é necessário projetar outros controladores GPC, baseados nas respostas anteriores, aumentando o horizonte de predição.

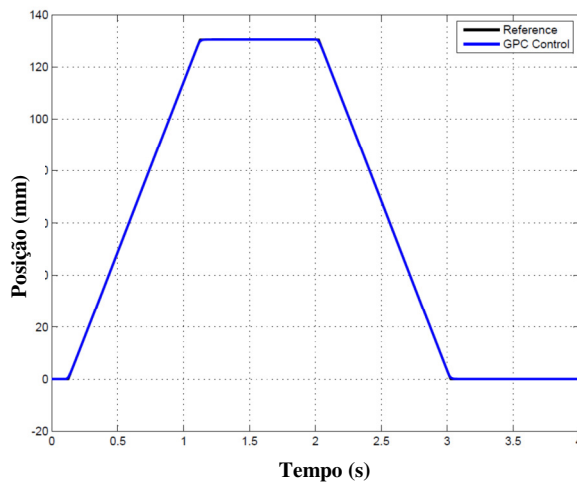
5.9.3 GPC Inicial (GPC1)

O Controle GPC inicial (GPC1) utiliza os horizontes de predição com o parâmetro de controle $N2_{\max} = T_{\text{Assentamento}}/T_{\text{Amostragem}}$, assim $N2=25$, $\lambda=1.5$ e $Nu=1$. Os parâmetros finais para este controlador no eixo X estão na Tabela 5.11, os parâmetros para o eixo Y estão no APÊNDICE B.

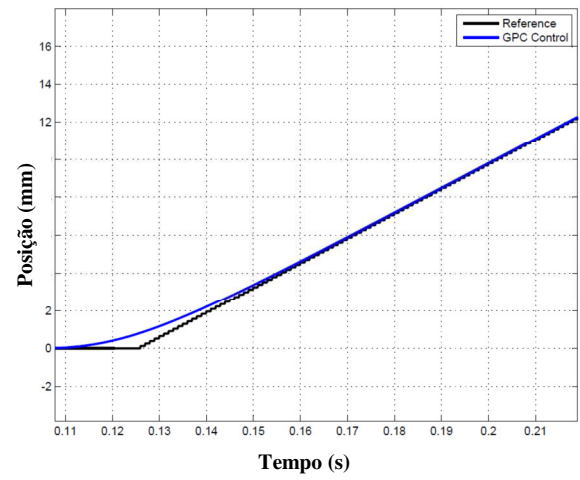
Tabela 5.11: Parâmetros do GPC para Eixo X

Eixo X Função de transferência discreta	$H_{pos}(q^{-1}) = \frac{q^{-1}B(q^{-1})}{A(q^{-1})} = \frac{0.0039 q^{-1} + 0.0032 q^{-2}}{1 - 1.5738 q^{-1} + 0.5738 q^{-2}}$			Tempo de Amostragem $T_s=1\text{ms}$
GPC Parâmetros	N1=1	N2=25	Nu=1	$\lambda=1.5$
Polinômios	$R(q^{-1}) = 69.3674 - 105.1348 q^{-1} + 37.4894 q^{-2}$			
	$S(q^{-1}) = 1 + 0.2107 q^{-1}$			
	$T(q^{-1}) = 0.014 q^1 + 0.0048 q^2 + 0.0094 q^3 + 0.0146 q^4 + 0.0202 q^5 + 0.0260 q^6 + 0.0319 q^7 + 0.0379 q^8 + 0.0440 q^9 + 0.05 q^{10} + 0.0561 q^{11} + 0.0622 q^{12} + 0.0683 q^{13} + 0.0744 q^{14} + 0.0805 q^{15} + 0.0866 q^{16} + 0.0927 q^{17} + 0.0988 q^{18} + 0.1049 q^{19} + 0.1110 q^{20} + 0.1171 q^{21} + 0.1232 q^{22} + 0.1293 q^{23} + 0.1354 q^{24} + 0.1415 q^{25}$			
Pólos	Malha Aberta	$r_1=1, r_2=1, r_3=0.5738, r_4=-0.2107$		
	Malha Fechada	$r_1=0.9299, r_2=0.5945, r_3=0.5696$		
Margem de Ganho 14.8dB		Margem de Fase 63.70°		Margem de retardo 2.79ms

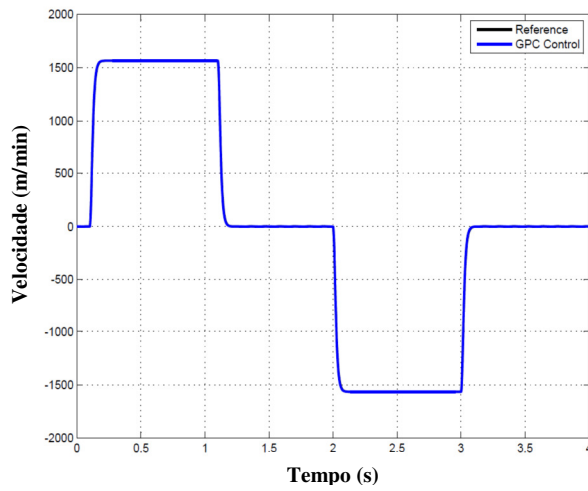
As respostas do sistema com o controlador de posição GPC1 estão na Figura 5.39 e Figura 5.40. As saídas de posição e velocidade seguem a referência de controle, com mínimas mudanças nas bordas. No entanto, o sinal de corrente apresenta muitas oscilações quando a velocidade é próxima à velocidade zero, região de alto atrito.



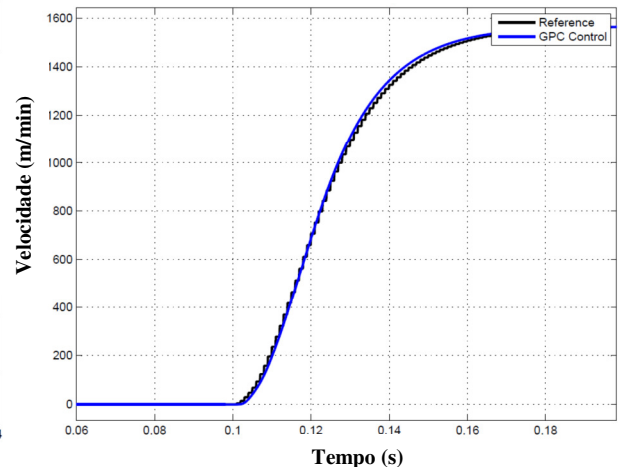
a) Posição



b) Zoom na posição



c) Velocidade



d) Zoom da Velocidade

Figura 5.39: Controle GPC1 para o eixo X.

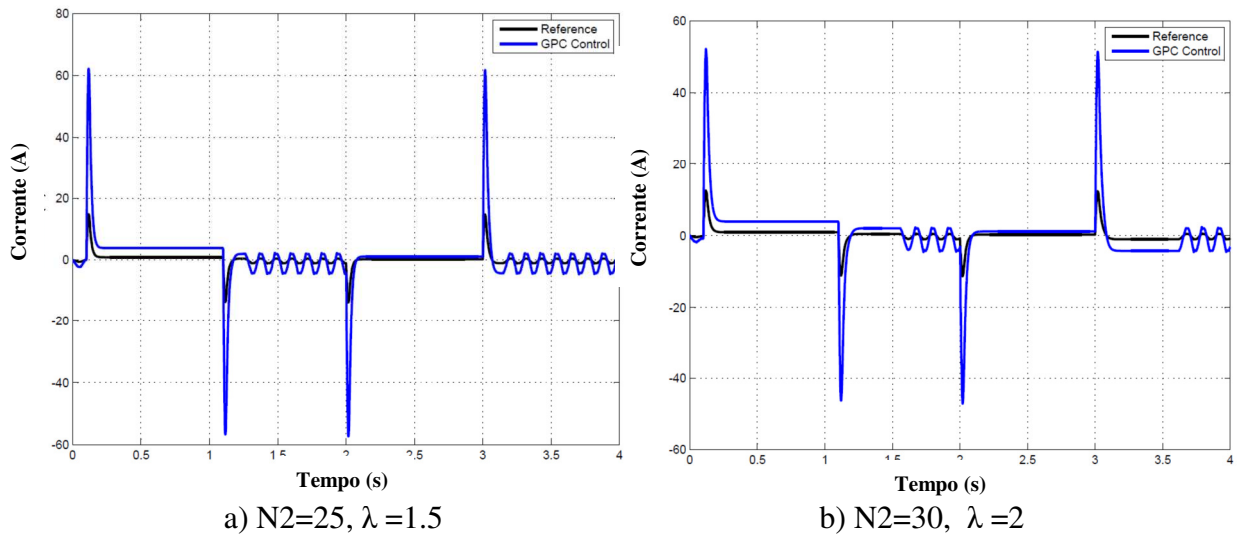


Figura 5.40: Controle GPC1 para o eixo X Corrente com Atritos.

Na Figura 5.41, é simulado o sistema com o mesmo controlador GPC1, sem efeito dos atritos, e como resultado é obtido que as oscilações na corrente desaparecem.

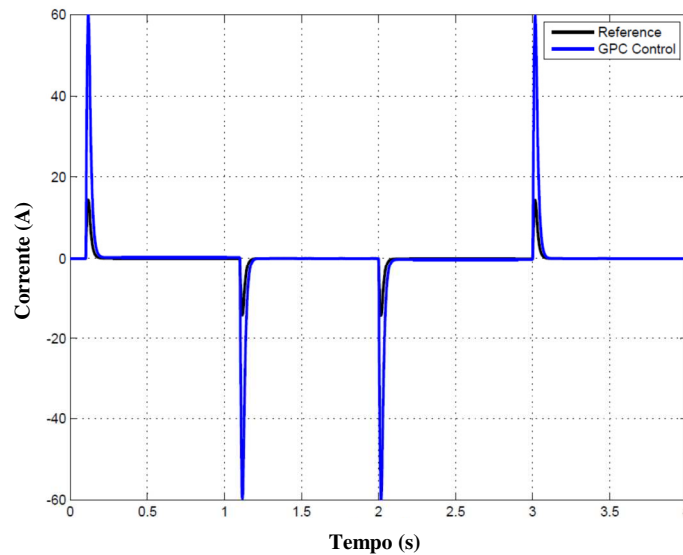


Figura 5.41: Controle GPC1 para o eixo X, Corrente sem Atritos: $N2=25 \lambda=1.5$.

Para análise destas oscilações e definição dos parâmetros de controle, a fim de melhorar o desempenho do GPC1, é projetado outro controlador GPC2, variando os parâmetros de horizonte de predição $N2$ e de fator de ponderação λ .

5.9.4 Variações de parâmetro N_2 e λ no GPC

Devido ao efeito dos atritos no sistema, é projetado o controlador GPC2 incrementando o horizonte de predição $N_2=40$, $N_1=1$ e $N_u=1$, a fim de analisar se é possível diminuir as oscilações mantendo o erro de seguimento mínimo. A Figura 5.42 apresenta as respostas de posição, com variação do parâmetro $\lambda = [0.1, 1, 16]$. Pode-se observar que a posição não apresenta influência significativa com a mudança dos parâmetros de controle em presença dos atritos.

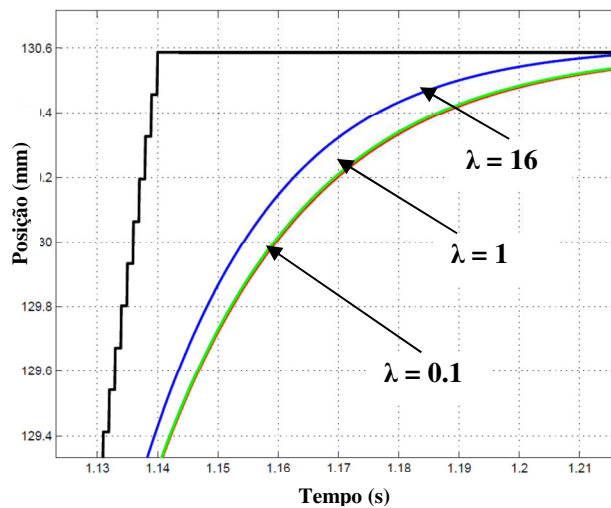
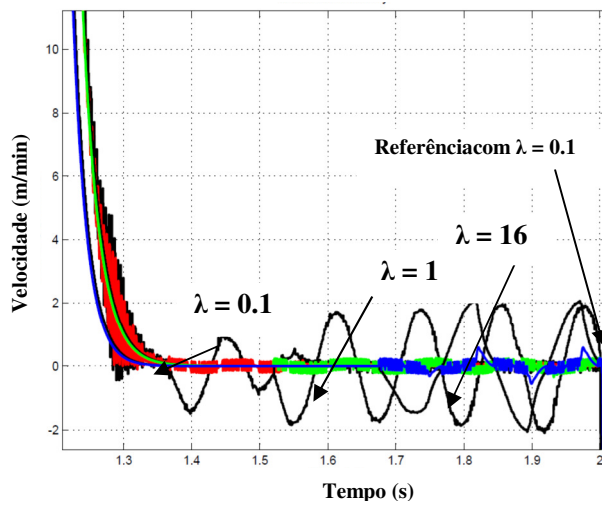
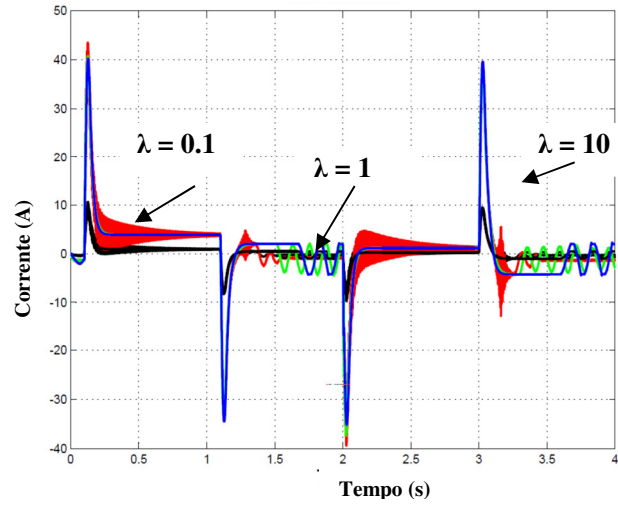


Figura 5.42: Controle GPC2 saída de Posição: $N_2=40$ e $\lambda = 0,1-1-16$.

Na Figura 5.42 e Figura 5.43, é evidenciado mesmo que o controlador tenha variação no horizonte de predição N_2 e no parâmetro λ , o eixo de movimentação continua com múltiplas oscilações na saída de velocidade e corrente, devido a não linearidade dos atritos. Com essa configuração não foi possível diminuir as oscilações com o incremento do horizonte, além de que incrementar esse parâmetro é não recomendado no momento de implementação e de estabilidade do sistema. Pois, o controlador gera polinômios de ordem muito alta que dificultaria a programação no dispositivo de controle.

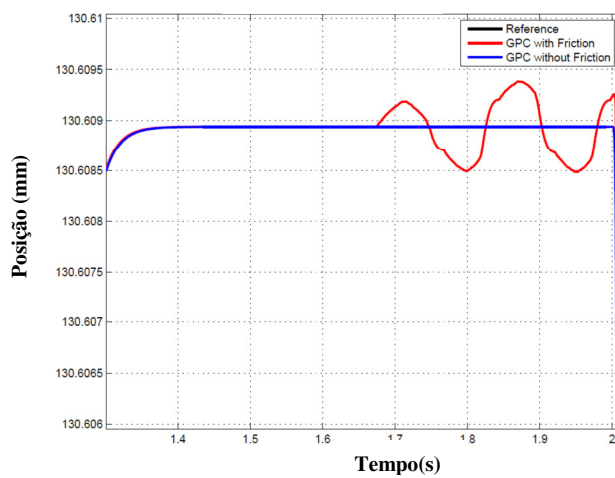


c) Velocidade, $t=1.3-2$

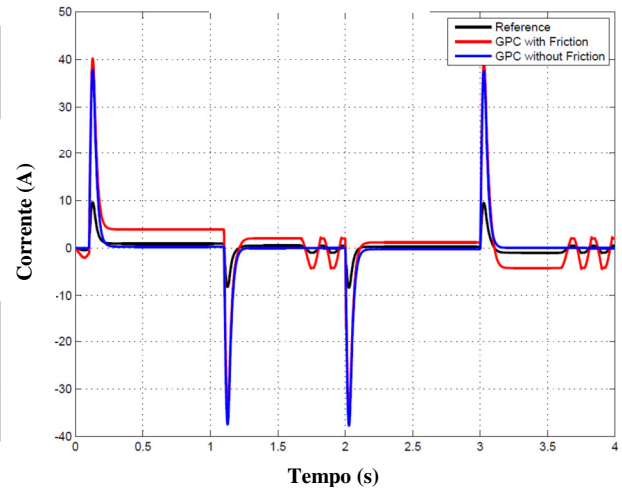


d) Corrente

Figura 5.43: Sistema com controle GPC2: $N_2=40$ e $\lambda=0.1-1-16$.



a) Posição



d) Corrente

Figura 5.44: Controle GPC2: $N_2=40$ e $\lambda=16$.

Na Figura 5.45 são mostradas as respostas em velocidade e corrente, com as oscilações na mudança de movimento e no pico de corrente. Incrementar o horizonte de predição N_2 ou alterar o λ deixa o sistema mais lento, conseguindo diminuir algumas oscilações. Entretanto, o custo de estabilidade, da máquina em termos de controle com um horizonte muito alto, afeta as respostas reais da máquina em operação.

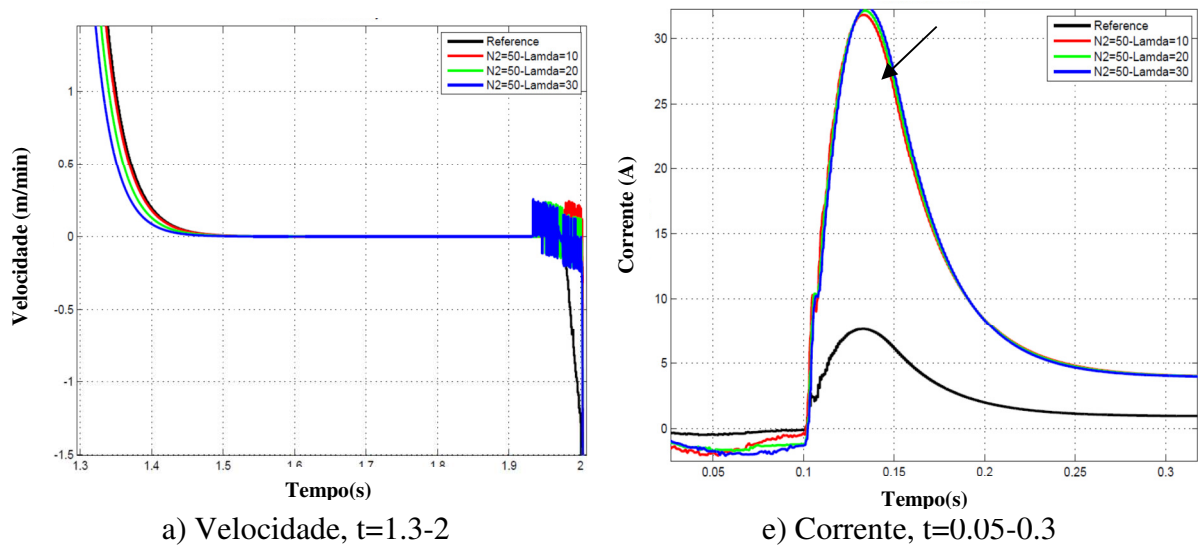


Figura 5.45: Controle GPC com $N_2=50$ e $\lambda = 10, 20, 30$.

Para ajustar os parâmetros de controle GPC no eixo X foi necessário diminuir o tempo de resposta na malha de posição para o sistema agir mais lentamente, a fim de melhorar os picos de corrente e oscilações em velocidade. A saída de velocidade é mais rápida que no primeiro sistema com o controle proporcional. Para resolver os problemas de oscilações, os parâmetros de controle são configurados para responder mais lentamente que na primeira resposta. No entanto, a estabilidade do sistema é afetada.

Com o controle GPC, é possível incrementar a velocidade de resposta e diminuir o erro de posição. Contudo, o sistema em velocidades baixas continua apresentando oscilações na posição. Isso significa que esse tipo de controle GPC pode melhorar em velocidade do sistema e diminuir o erro de posição. No entanto, o sistema é afetado pela influência não linear dos atritos, o qual produz oscilações alterando a posição final da trajetória. Esse é um problema em alta precisão, mesmo que se consiga diminuir o erro de trajetória e incrementar a velocidade, esta sobre limitando a estrutura física da máquina e sua estabilidade.

Incrementando o horizonte de predição para $N_2=50$ e $\lambda=20$ são obtidas as respostas de velocidade e corrente, analisando o comportamento dos atritos no sistema. Na Figura 5.46, são apresentadas as respostas com este controlador.

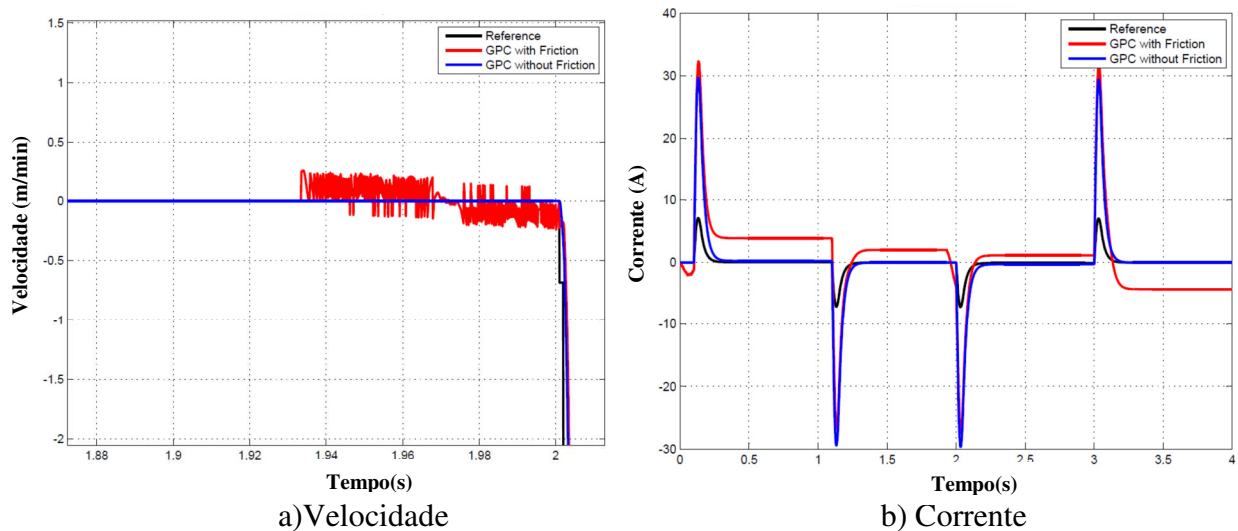


Figura 5.46: Controle GPC com $N_2=50$ e $\lambda=20$ com e sem atrito.

O sistema com a nova configuração do GPC (Figura 5.46) mostrou oscilações no tempo 1.9 ms. Neste instante, o sistema é próximo à velocidade zero. A corrente com atritos possui um maior nível e pico de corrente, além de um maior tempo de resposta. O incremento do horizonte de predição N_2 ajuda a minimizar as oscilações colocando o sistema mais lento. Contudo, a configuração do controle GPC não eliminou completamente o efeito dos atritos, onde cada vez mais próximos à velocidade zero as oscilações são mais fortes. Como resultado do aumento do horizonte N_2 , a síntese do controle GPC em RST, gera polinômios de alta ordem, que na implementação ocasionaria problemas com o tempo de processamento e na estabilidade final de operação.

5.9.5 GPC de melhor desempenho

Devido aos comportamentos anteriormente analisados com os controladores GPC1 e GPC2, é projetado um controle GPC3 com o horizonte de predição $N_2=25$, $N_1=1$, $N_u=1$ e $\lambda=1.5$. Os resultados deste controle para o eixo X são apresentados na Tabela 5.12 e para o eixo Y são apresentados no APÊNDICE B.

Tabela 5.12: Parâmetros do Controle GPC3 para Eixo X.

Eixo X Função de transferência discreta		$H_{pos}(q^{-1}) = \frac{q^{-1}B(q^{-1})}{A(q^{-1})} = \frac{0.0039q^{-1} + 0.0032q^{-2}}{1 - 1.5738q^{-1} + 0.5738q^{-2}}$			Tempo de Amostragem T _s =1ms
Parâmetros GPC		N1=1	N2=25	Nu=1	λ=1.5
Polinômios		R(q ⁻¹)= 69.3674 -105.1348 q ⁻¹ +37.4894 q ⁻²			
		S(q ⁻¹)= 1+ 0.2107q ⁻¹			
		T(q ⁻¹)= 0.014q ¹ + 0.0048q ² + 0.0094q ³ + 0.0146q ⁴ + 0.0202q ⁵ + 0.0260q ⁶ + 0.0319q ⁷ + 0.0379q ⁸ + 0.0440 q ⁹ + 0.05q ¹⁰ + 0.0561q ¹¹ + 0.0622q ¹² +0.0683q ¹³ + 0.0744q ¹⁴ + 0.0805 q ¹⁵ + 0.0866q ¹⁶ + 0.0927q ¹⁷ + 0.0988q ¹⁸ + 0.1049q ¹⁹ + 0.1110q ²⁰ + 0.1171q ²¹ + 0.1232q ²² + 0.1293q ²³ + 0.1354q ²⁴ + 0.1415q ²⁵			
Pólos	Malha aberta	r ₁ = 1, r ₂ =1, r ₃ =0.5738 , r ₄ =-0.2107			
	Malha fechada	r ₁ = 0.9299, r ₂ =0.5945, r ₃ =0.5696			
Margem de Ganho 14.8dB		Margem de Fase 63.70°			Margem de retardo 2.79ms

Os resultados do erro de contorno para uma trajetória circular utilizando o GPC3 é apresentado na Figura 5.47.

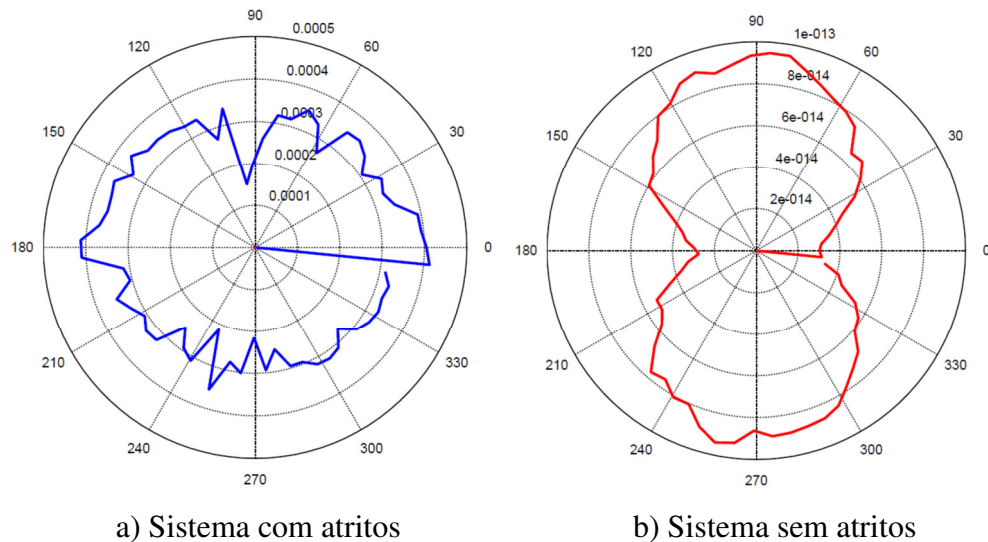


Figura 5.47: Erro de contorno com GPC3 X-Y: a) Sistema com atritos, b) Sistema sem atritos.

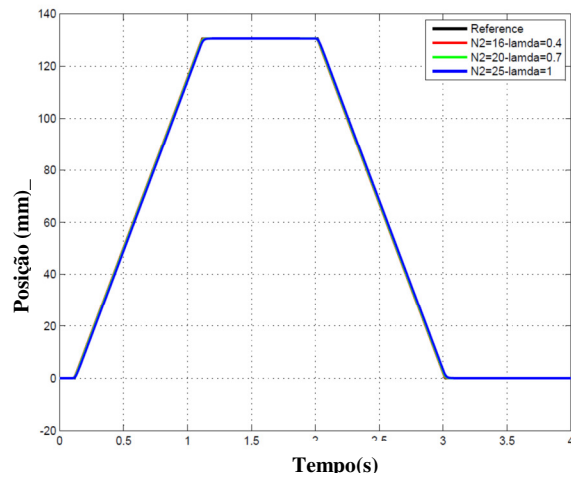
O controlador GPC3 funciona dentro dos limites estabelecidos, e um erro de contorno aproximadamente de 0.0003mm. No entanto, o polinômio de controle devido ao horizonte de predição é alto, colocando o sistema mais lento. Devido a isso, é ajustado o controlador GPC3 para diferentes horizontes de predição mantendo o limite até $N2=25$, com esses valores a corrente do sistema está aproximadamente em 60-100 A.

A nova sintonia do controlador GPC, inclui um ajuste no controle de velocidade interno PI o qual foi configurado com uma resposta mais lenta que a anterior para ajudar a decrescer as oscilações. Os parâmetros dos controladores PI internos são: $K_{ccx} = 0.0787$; $T_{icx} = 4e-5$; $K_{cvx} = 0.1$; $T_{ivx} = 0.08$; $K_{ppx} = 1.5015$, e os controles do eixo Y são: $K_{ccy} = 0.3000$; $T_{icy} = 2.0000e-004$; $K_{cvy} = 0.2$; $T_{ivy} = 0.08$; $K_{ppy} = 1$. Nas Tabela 5.13 é apresentado os resultados do controlador GPC3 ajustados para o eixo X, os parâmetros do eixo Y estão no APÊNDICE B.

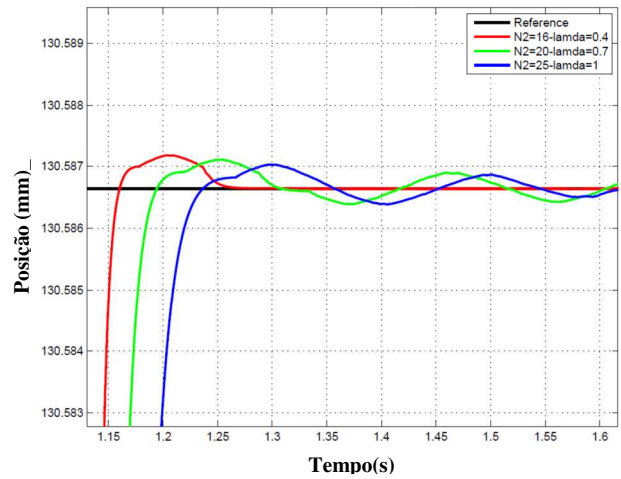
Tabela 5.13: Parâmetros do Controle GPC3 ajustado para Eixo X.

Parâmetros Eixo X	$N2=16 \lambda=0.4$	$N2=20 \lambda=0.7$	$N2=25 \lambda=1$
Pólos Malha fechada	$r_1=0.8700$ $r_2=0.6665$ $r_3=0.5693$	$r_1=0.9084$ $r_2=0.5981$ $r_3=0.5658$	$r_1=0.9324$ $r_2=0.5749$ $r_3=0.4793$
Margem de Ganho(dB)	14.85	14.44	13.43
Margem de Fase(°)	58.94	61.42	62.66
Margem de retardo(ms)	2.59	2.58	2.33

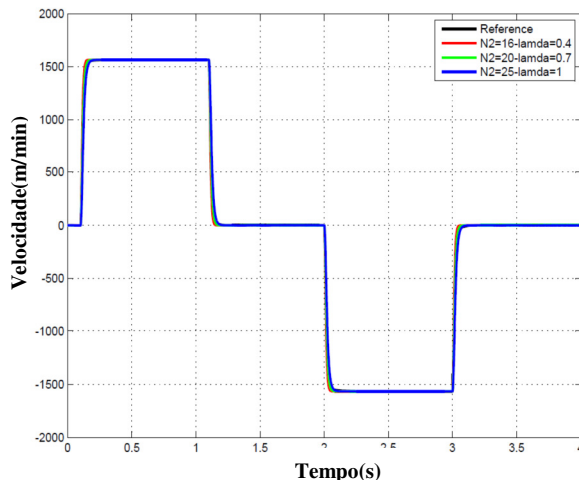
As respostas do eixo de movimentação X utilizando a configuração do GPC3 são apresentadas na Figura 5.48 respetivamente.



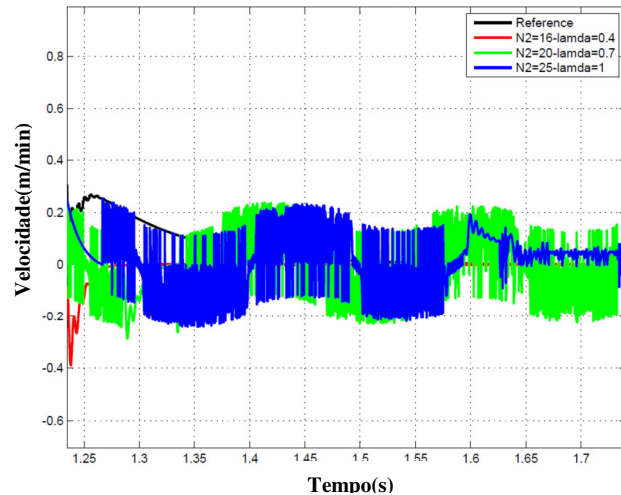
a) Posição



b) Posição, $t=1.15-1.6$



c) Velocidade



d) Velocidade, $t=1.25-1.7$

Figura 5.48: Posição e velocidade para eixo X com Controle GPC3 Ajustado.

Os resultados de posição para o eixo X com controle GPC3 mostram algumas oscilações na posição e na velocidade, ao redor do tempo em que a velocidade diminui e muda de sentido de movimento. Isso ocasionado pelos atritos, nas bordas das trajetórias onde a mudança em posição e velocidade acontece mais rapidamente e em tempos curtos. Como também é percebido na Figura 5.49, a corrente e o erro de posição diminui para $N2=16$ e $\lambda=0.4$, apresentando um pico de corrente maior, que com $N2=25$, é dizer incrementando a resposta em velocidade do sistema, No entanto, o erro de seguimento diminui.

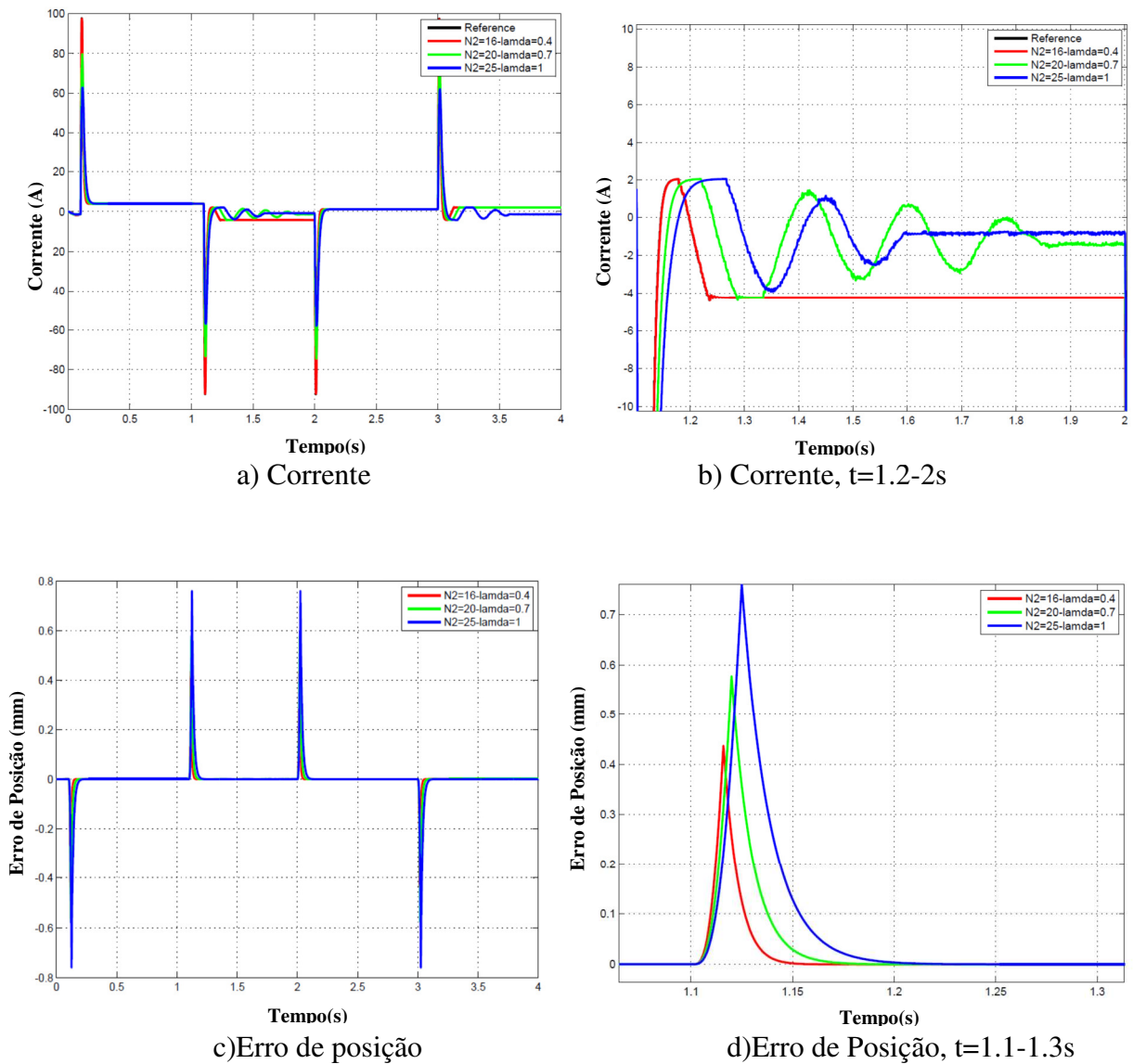
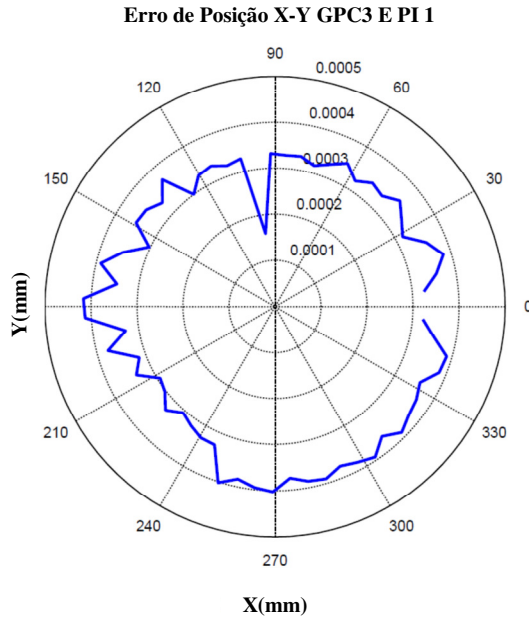
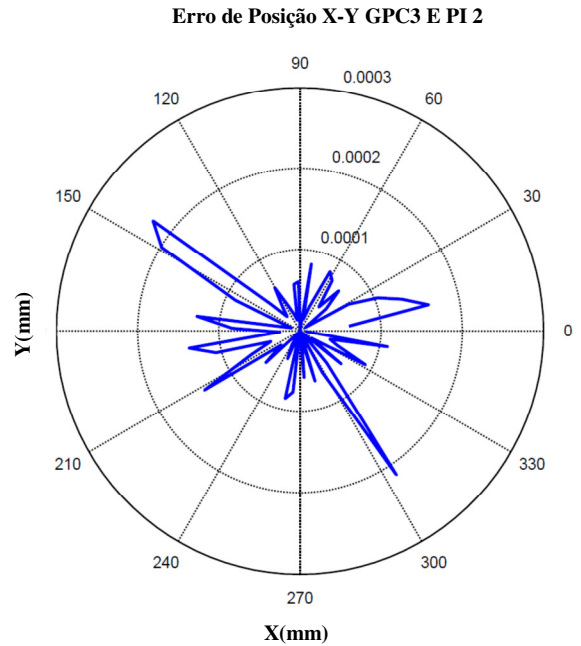


Figura 5.49: Corrente e Erro de posição para o eixo X com Controle GPC3 Ajustado.

Na Figura 5.50, são apresentados os erros de contorno do sistema utilizando a primeira e segunda sintonia dos controladores PID e o controle GPC3 ajustado. Nessas figuras, podem-se observar as diferenças no erro de contorno devido à presença de atritos, e sua influência no incremento de erro de posição. O sistema sem influência de atritos é dizer máquinas que possuem mecanismos novos, sem efeitos de desgaste, ou problemas de ajuste mecânico, apresentam erros muito baixos, incrementando a precisão, ao contrário, com máquinas que possuem maior desgaste e presença de atritos com o GPC se conseguiu manter erros de contorno ao redor de 0.0003mm.



c) P1 com atritos



d) P2 com atritos

Figura 5.50: Erro de contorno com trajetória circular e Controle GPC3

Na Tabela 5.14 são mostradas as características principais dos controladores em feedforward e do GPC obtidas da análise dos principais resultados anteriormente apresentados.

Tabela 5.14: Resumo da análise dos controladores em *feedforward* e do GPC3.

Controladores	Problemas	Vantagens
P	<ul style="list-style-type: none"> • Maior erro de seguimento e contorno • Sistema mais lento 	<ul style="list-style-type: none"> • Menor corrente
P-feedforward com modelo inverso	<ul style="list-style-type: none"> • Pico de corrente aumenta • Apresenta oscilações 	<ul style="list-style-type: none"> • Erro de Seguimento menor
P-feedforward com modelo linear de atritos	<ul style="list-style-type: none"> • Pico de corrente aumenta • Erro de seguimento aumenta 	
P-feedforward com modelo de atritos e de momento de Inércia	<ul style="list-style-type: none"> • Maior sensibilidade ao modelo de atritos e as variações do momento de inércia 	<ul style="list-style-type: none"> • Pico de Corrente diminui • Erro de seguimento diminui
GPC3	<ul style="list-style-type: none"> • Algumas oscilações no sistema em baixa velocidade 	<ul style="list-style-type: none"> • Pico de corrente diminui • Erro de seguimento diminui • Incrementa velocidade

5.10 Análise de Ruído de medição

5.10.1 Eixos de movimentação com ruído e controlador GPC

Para verificar a robustez do controlador GPC a ruído da medição é colocado uma perturbação com potência do ruído=0.01 na saída de posição. O valor de ruído ocasionado pelo sensor é calculado utilizando as Equações (3.30)-(3.33), e os resultados são apresentados na Tabela 5.15.

Tabela 5.15: Cálculos de ruído para o encoder linear do Eixo X.

<i>Parâmetro</i>	<i>Unidade</i>	<i>Valor</i>
Resolução Linear do encoder	mm	0.0088
Variância do ruído no encoder	mm ²	6.52×10^{-6}
Desvio padrão do ruído	mm	0.0026
Tempo de amostragem	s	1×10^{-3}
Potência do ruído	mm ² .s	6.52×10^{-9}
Ruído utilizado para simulação	mm ² .s	1×10^{-5}
Variância do ruído de simulação	mm ²	0.01

A Figura 5.51 apresenta a resposta em simulação do sistema a um ruído branco com potência de ruído de 10. As respostas para o eixo Y estão apresentadas no APÊNDICE B.

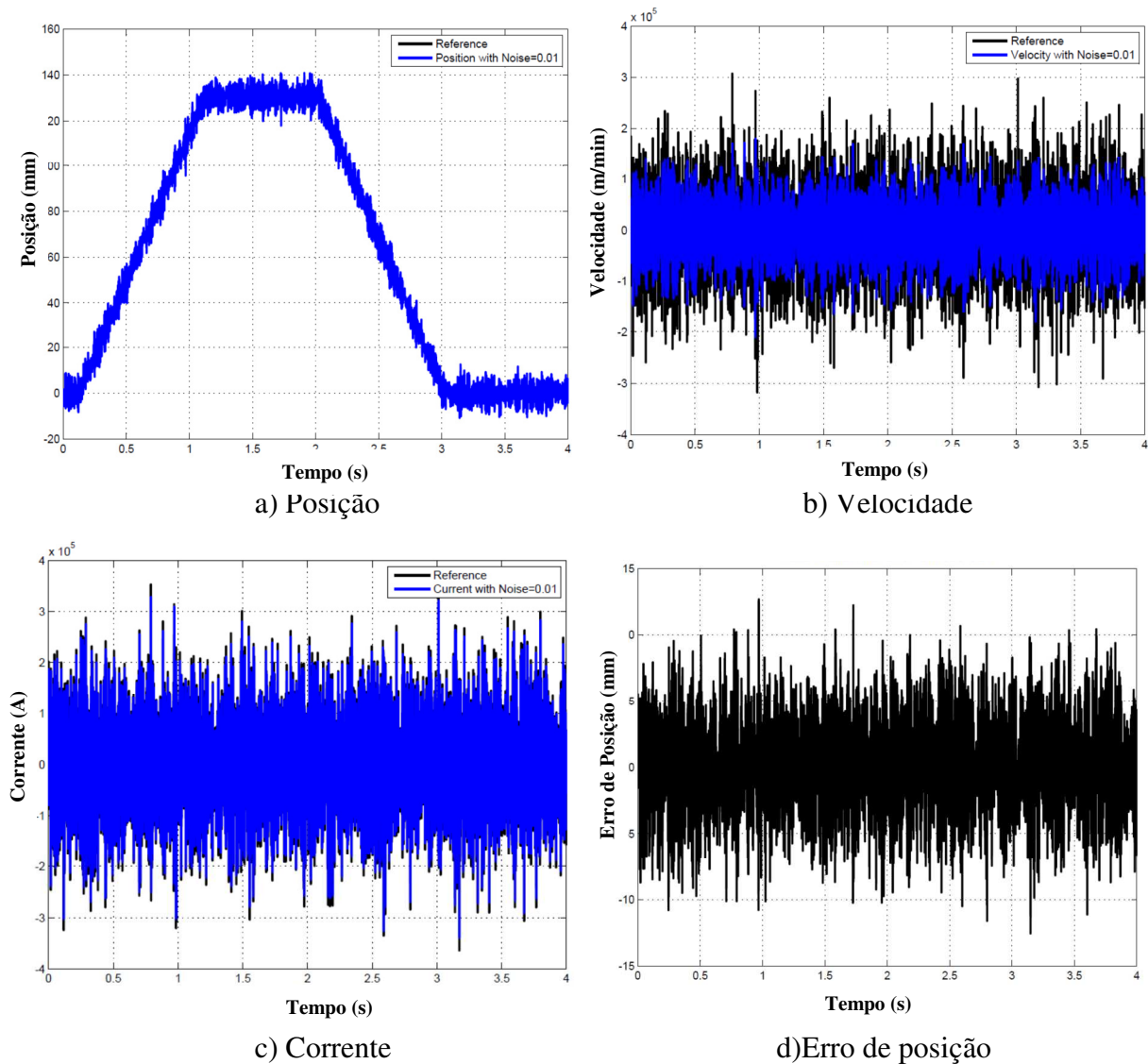
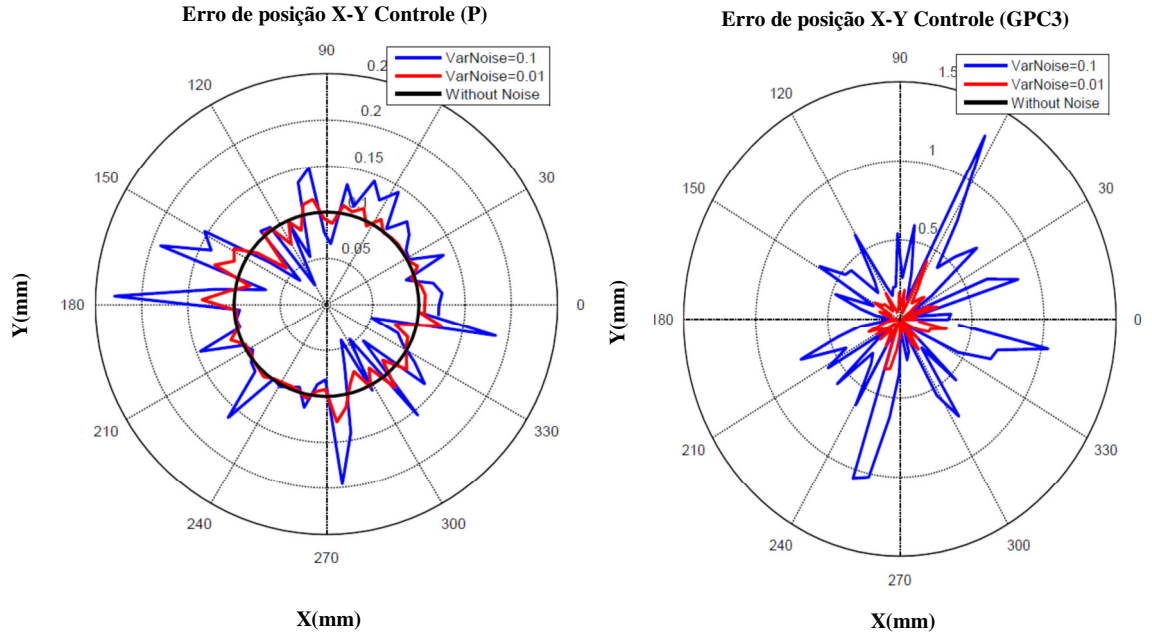


Figura 5.51: Eixo X com controle GPC3 e ruído na medição de Variância 0.01

A potência do ruído no sensor de medição afeta bastante no sistema que possui o controle GPC3 com relação ao sistema P no erro de contorno. Devido a isso é necessário realizar a robustificação do controle preditivo, para melhorar o desempenho na máquina em termos de erro de seguimento e velocidade do sistema. Na Figura 5.52 são apresentadas as respostas de erro de contorno para o controle P e GPC3, com diferentes variâncias de ruído, assim é percebido como o controle GPC é afetado muito mais com o incremento de ruído no sistema, em comparação com o controlador P.



a) Controle P

b) Controle GPC3.

Figura 5.52: Erro de contorno X-Y com ruído de variância de 0.1 e 0.01.

5.11 Controle GPC Robusto (GPCR)

A robustez do controlador GPC é realizada mediante a robustificação dos comandos já projetados obtidos no GPC3. Este é robustificado pelo parâmetro de Youla, utilizando duas opções, a primeira robustez para rejeição ao ruído da medição e a segunda é rejeição a ruído e parâmetros incertos.

5.11.1 GPCR para rejeição de ruído na medição

O GPC 3 é robustificado com os parâmetros definidos na Tabela 5.16 para o eixo X e Y, definindo os valores máximo e mínimo e tempo de retardo Tr para o gabarito temporal (RODRIGUEZ, 2003). Adicionalmente, são escolhidas a ponderação para o filtro de frequências e o ordem possível do polinômio para robustificar os corretores do controlador GPC3, calculado anteriormente.

Tabela 5.16: Parâmetros para robustificação do GPC 3 no Eixo X-Y.

<i>Parâmetros</i>	<i>Eixo X</i>		<i>Eixo Y</i>
	<i>Robustificação 1</i>	<i>Robustificação 2</i>	<i>Robustificação 1</i>
Max	20	30	40
Min	1	1	1
Tr	-1	-1	-1
W	[1 -0.9]/0.1	[1 -0.8]/0.2	[1 -0.7]/0.3
Ordem do Q	50	50	50

Na robustificação 2 é ajustada a resposta para ordem do polinômio=4, que é uma ponderação de 0.8 e um filtro de $W=[1 -0.8]/0.2$. Os resultados da robustificação são apresentados na Tabela 5.17.

Tabela 5.17: Resultados da robustificação do GPC 3 no Eixo X.

<i>Robustificação 1</i>	<i>Robustificação 2</i>
$Q(z^{-1}) = \frac{-82.55 + 66.26z^{-1}}{1 - 1.819z^{-1} + 0.8361z^{-2}}$	$Q(z^{-1}) = \frac{-83.85 + 231.1z^{-1} - 213.4z^{-2} + 65.8z^{-3}}{1 - 1.819z^{-1} + 0.8361z^{-2} - 3.44z^{-3} + 0.82z^{-4}}$
Margem de Ganho = 16.28 dB Margem de Fase=41.73 Margem de retardo = 6.66 *Te	Margem de Ganho = 21.14 dB Margem de Fase = 44.17 Margem de retardo = 11.18 *Te
Pólos do parâmetro de Youla	Pólos do parâmetro de Youla 0.9622 + 0.1336i, 0.9622 - 0.1336i, 0.9331 + 0.0411i, 0.9331 - 0.0411i

Na Figura 5.53 é apresentado o principal resultado de robustificação a ruído na medição, este controlador conseguiu manter um erro de contorno menor que com o controlador P ou GPC inicial. Assim, o efeito de robustificar ajuda a diminuir o erro se o sistema esta com ruído.

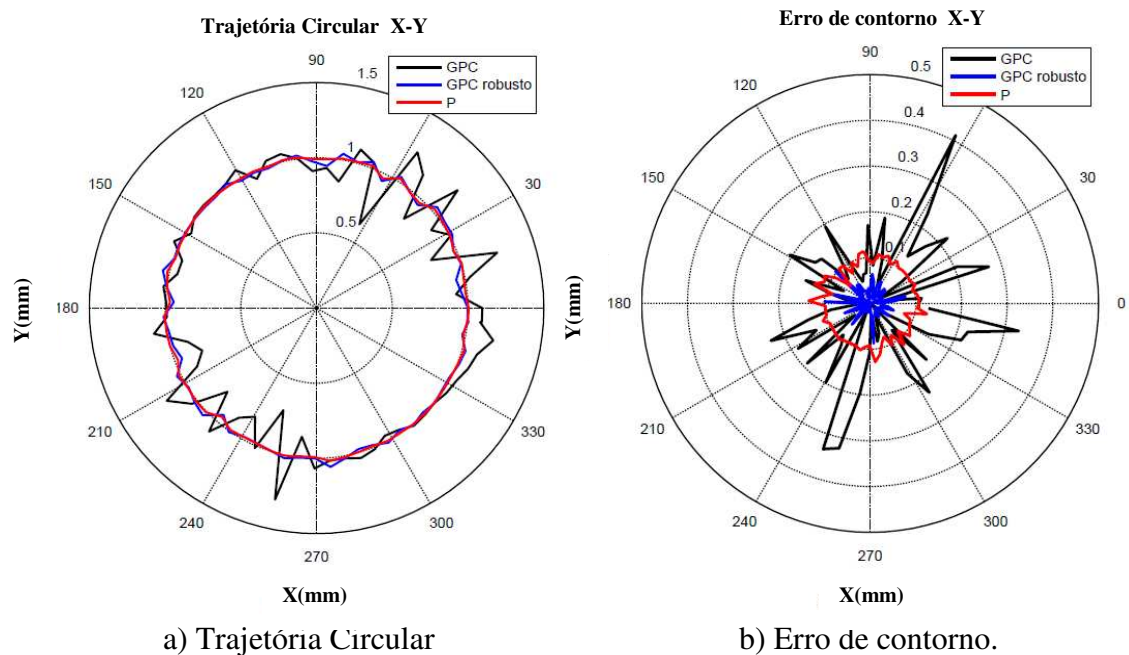


Figura 5.53: Trajetória circular com presença de ruído e controladores GPC, GPC robusto e controle P.

5.11.2 GPCR para rejeição de ruído na medição e parâmetros incertos

Para melhorar a robustez do controle GPC a ruído na medição e parâmetros incertos são modificados os parâmetros de sintonia para o gabarito temporal e a ponderação W de frequências. As mudanças estão relacionadas com o valor limite do gabarito temporal Max , o filtro F , a ponderação W e a ordem do polinômio Q .

O GPC robusto para rejeição de ruído na medição é mais robusto comparado com o controle GPC e o controlador P. Esse controle melhora o desempenho do sistema em altas frequências. A Tabela 5.18 apresenta os resultados desta robustificação.

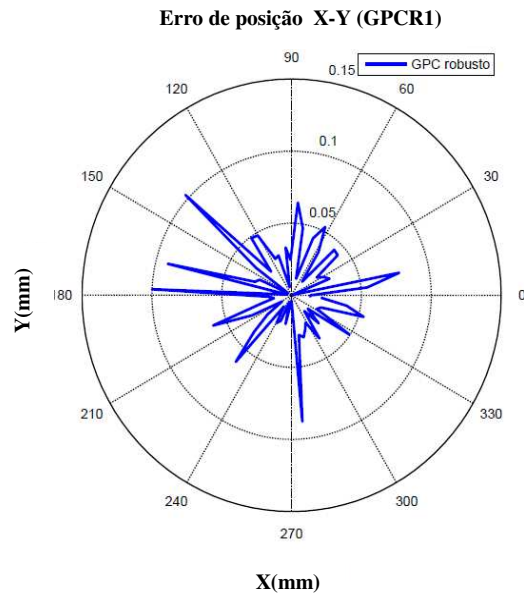
Tabela 5.18: Parâmetros para robustificação a ruído na medição e parâmetros incertos Eixo X.

Robustificação 1	Robustificação 2
$Q(z^{-1}) = \frac{-84.88 + 228z^{-1} - 205.5z^{-2} + 62.1z^{-3}}{1 - 3.717z^{-1} + 5.213z^{-2} - 3.26z^{-3} + 0.7z^{-4}}$	$Q(z^{-1}) = \frac{-83.98 + 131.9z^{-1} - 37.4z^{-2} - 25.2z^{-3}}{1 - 2.6z^{-1} + 2.08z^{-2} - 0.17z^{-3} + 0.41z^{-4} + 0.109z^{-5}}$
Margem de ganho = 11.29 dB Margem de fase = 63.24 Margem de retardo = 11.28 *Te	Margem de ganho = 10.15 dB Margem de fase = 58.52 Margem de retardo = 10.72 *Te
Pólos do Parâmetro de Youla : 0.9007 + 0.1772i 0.9007 - 0.1772i 0.9580 + 0.0277i 0.9580 - 0.0277i	Pólos do Parâmetro de Youla : -0.4231 0.8647 + 0.2360i 0.8647 - 0.2360i 0.9615 0.3354

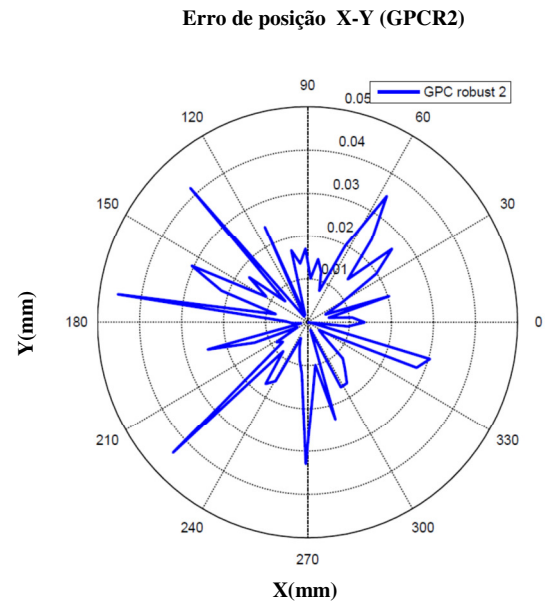
Para efeito de comparação dos controladores projetados, são utilizados os melhores resultados em termos de desempenho e estabilidade, obtidos nas anteriores robustificações. Nesse sentido, estes controladores correspondem as robustificações 2 de cada processo de robustificação. Os nomes para identificar os controladores são:

- **GPC**: controle GPC3 básico sem nenhuma robustificação
- **GPCR1**: controle GPC3 robustificado a ruído de medição, escolhendo a robustificação 2 deste processo.
- **GPCR2**: controle GPC3 robustificado a ruído de medição e parâmetros incertos, escolhendo a robustificação 2 deste processo.

Os principais resultados da comparação destes controladores são apresentados a continuação. O erro de contorno da Figura 5.54 mostra a diminuição do erro de contorno a 0.02mm em presença de ruído, utilizando o controle projetado GPCR2.



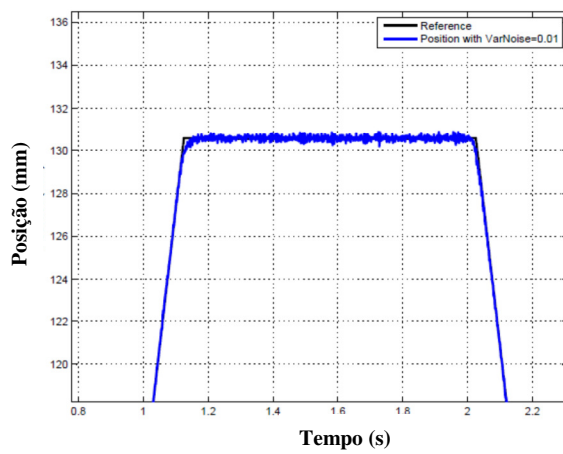
a) GPCR1



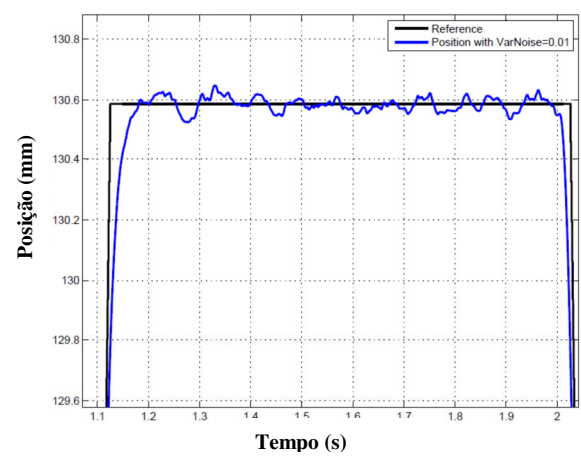
b) GPCR2

Figura 5.54: Erro de contorno em trajetória circular com controle GPC Robustificado.

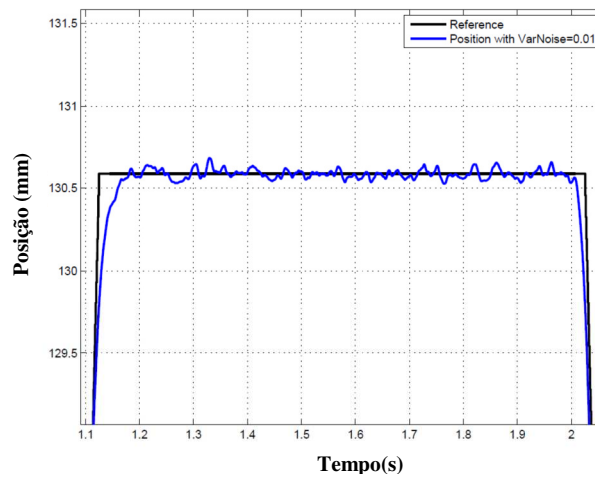
A saída de posição apresenta menores oscilações com os controladores GPCR1 e GPCR2, como é mostrado na Figura 5.55.



a) Posição com GPC



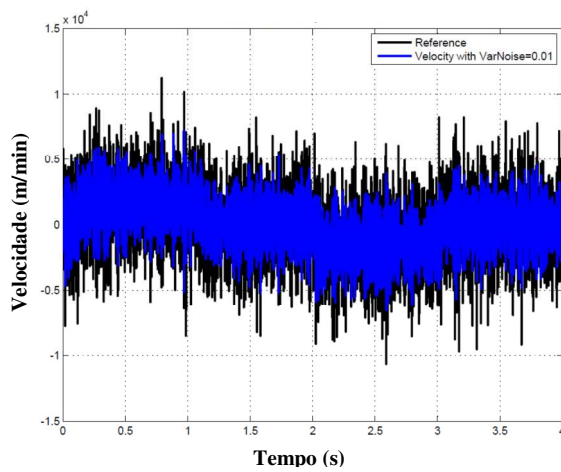
b) Posição com GPCR 1



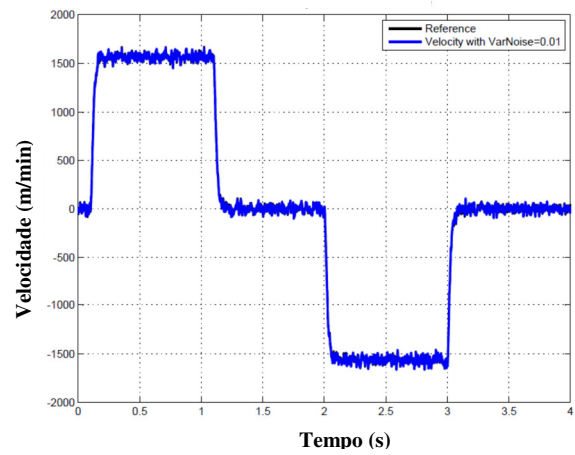
c) Posição com GPCR2

Figura 5.55: Posição do Eixo X.

O efeito do ruído modifica a resposta em velocidade como é apresentado na Figura 5.56, cujo efeito possui maior influência na saída do controle GPC sem robustificar. O comportamento de velocidade melhora quando o GPC é robustificado.



a) GPC



b) GPCR 1

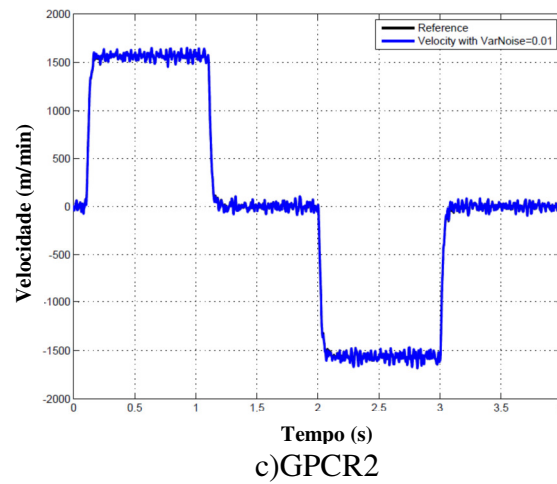
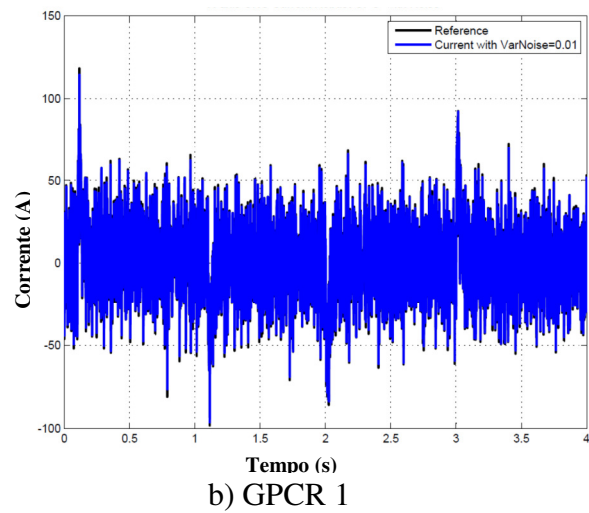
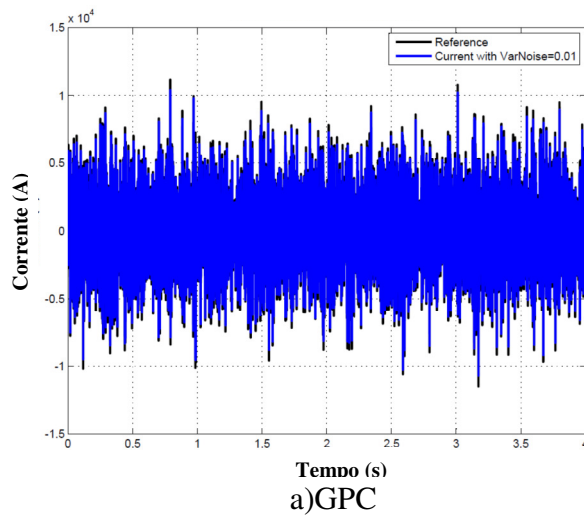


Figura 5.56: Velocidade do Eixo X.

O ruído é evidenciado com maior intensidade na saída de corrente dos controladores GPC, GPCR1 e GPCR2 como é apresentado na Figura 5.57, e não possui uma redução significativa na amplitude e intensidade do ruído com os diferentes controladores.



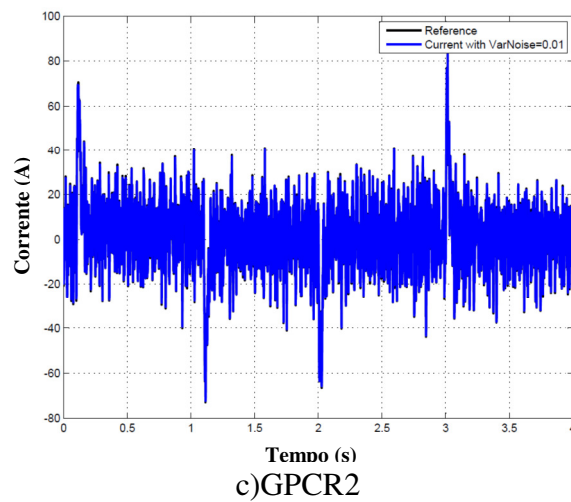
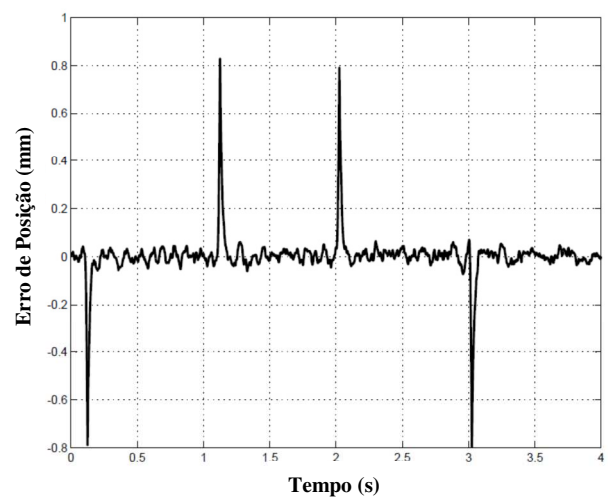
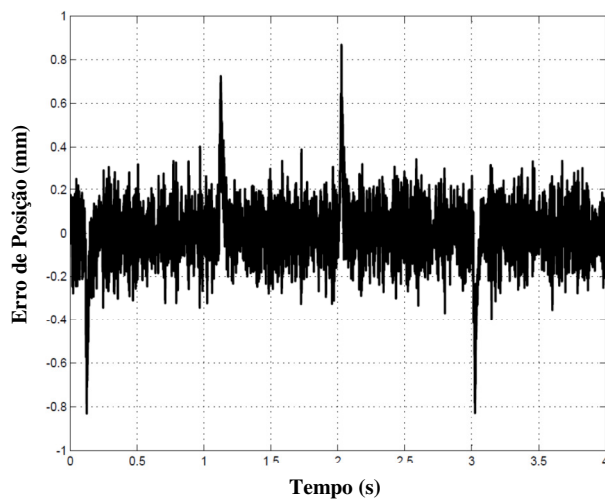


Figura 5.57: Corrente do Eixo X.

A saída do erro de posição é apresentada na Figura 5.58, com uma diminuição significativa no ruído do sinal de erro, utilizando o controle GPCR1 e GPCR2, aumentando a precisão na saída final de posição.



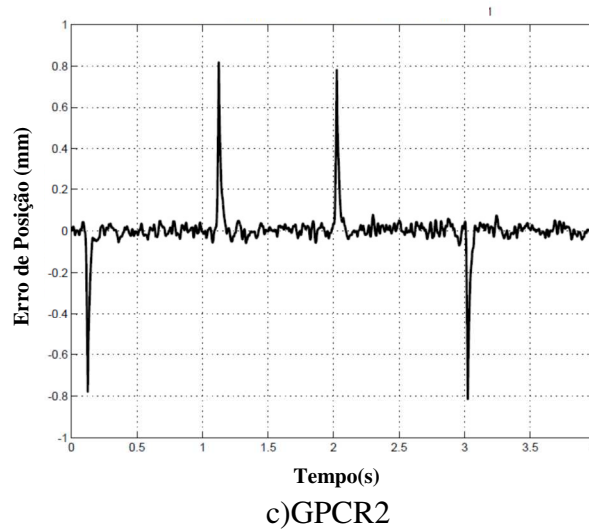


Figura 5.58: Erro de Posição do Eixo X com GPC e Controladores Robustificados em presença de ruído

O GPCR1 e GPCR2 apresentam respostas similares com influência do ruído, em picos de corrente e erro de seguimento. Em relação ao GPC, este controle possui saídas deterioradas pela influência do ruído, porem é necessária a robustificação. Os controladores GPCR1 e GPCR2 foram projetados com um ruído suficientemente alto na medição. Contudo, é necessário revisar se a diminuição da potência do ruído mais próximo com a saída real da máquina, ajuda no projeto de controle, por isso é desenvolvido a seguir um controlador GPCR3.

5.11.3 GPC robustificado (GPCR3)

A robustificação 3 do GPC (GPCR3) é feito com o mesmo procedimento da robustificação para rejeição de ruído na medição e parâmetros incertos, com uma potência de ruído 10×10^{-9} , com variância $= 10 \times 10^{-6}$, já que são valores mais aproximados ao sistema real, os parâmetros para sintonizar os controladores GPC são definidos na Tabela 5.19.

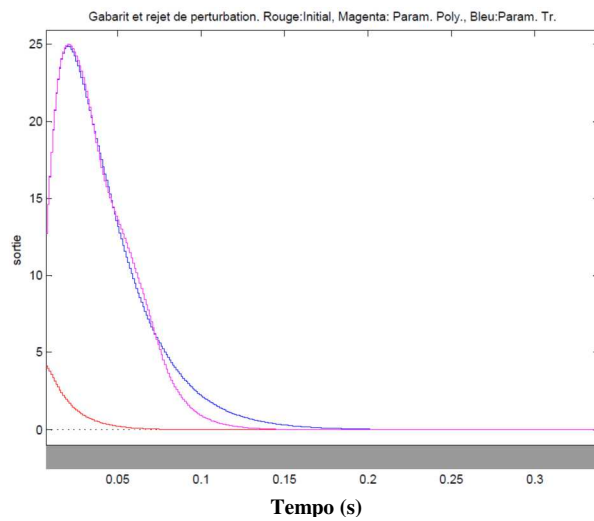
Tabela 5.19: Parâmetros para sintonizar os controle GPC robusto 3 dos Eixos X-Y.

Eixos	Max	Tr	Min	Filtro	Var	Co	W1	Q
X	40	1	-1	[1,-0.5]/0.5	10^{-6}	0.01	[1,-0.8]/0.2	70
Y	40	1	-1	[1,-0.5]/0.5	10^{-6}	0.01	[1,-0.8]/0.2	80

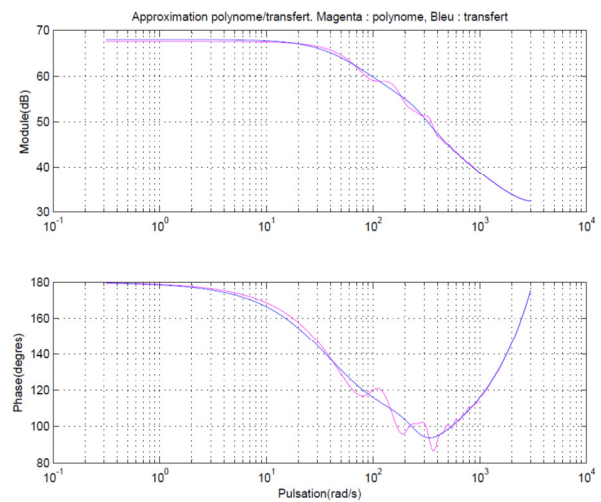
Assim, os controladores foram ajustados com os valores de Ponderação de 0.8 e ordem da função de transferência de 3 para o eixo X e 4 para o eixo Y. As respostas da robustificação para o eixo Y estão no APENDICE B. Na Tabela 5.20 são relacionados os resultados deste controlador, e as respostas de controle na Figura 5.59.

Tabela 5.20: Valores de sintonia do controlador e parâmetro de Youla GPC Robusto 3.

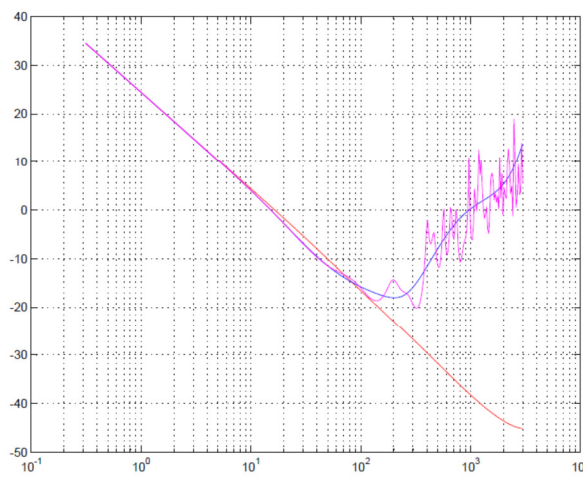
Eixo X	Eixo Y
$Q(z^{-1}) = \frac{-84.1 + 137.3z^{-1} - 59.15z^{-2}}{1 - 2.669z^{-1} + 2.409z^{-2} - 0.7377z^{-3}}$	$Q(z^{-1}) = \frac{-61.02 + 89.44z^{-1} - 30.91z^{-2} - 4.197z^{-3}}{1 - 2.497z^{-1} + 2.036z^{-2} - 0.467z^{-3} - 0.0679z^{-4}}$
Margem de Ganho = 11.99 dB Margem de Fase = 54.74 graus Margem de Retardo = 11.30 *Te	Margem de Ganho = 11.16 dB Margem de Fase = 49.38 degrés Margem de Retardo = 10.37 *Te
Pólos do parametro de Youla : 0.9606 0.8541 + 0.1961i 0.8541 - 0.1961i	Pólos do parametro de Youla: 0.9580 0.8187 + 0.2283i 0.8187 - 0.2283i -0.0982



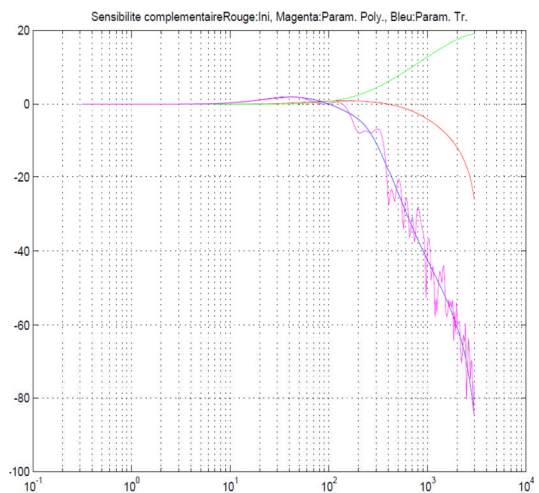
a) Gabarito para rejeição de perturbação



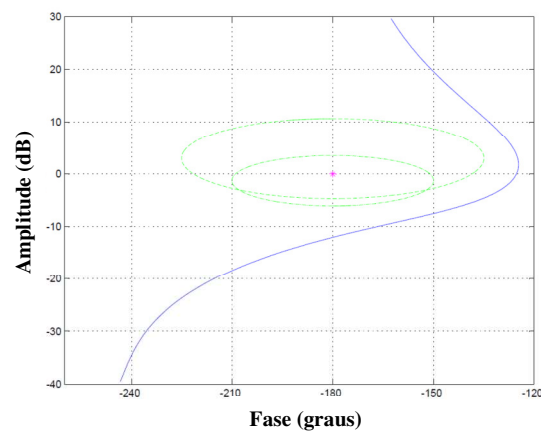
b) Aproximação do polinômio



c) Medição de Robustez



d) Sensibilidade Complementaria.



e) Diagrama de Black

Figura 5.59: Controle GPC Robusto 3.

A resposta da máquina CNC do eixo X com o controle robustificado 3 é apresentada na Figura 5.60.

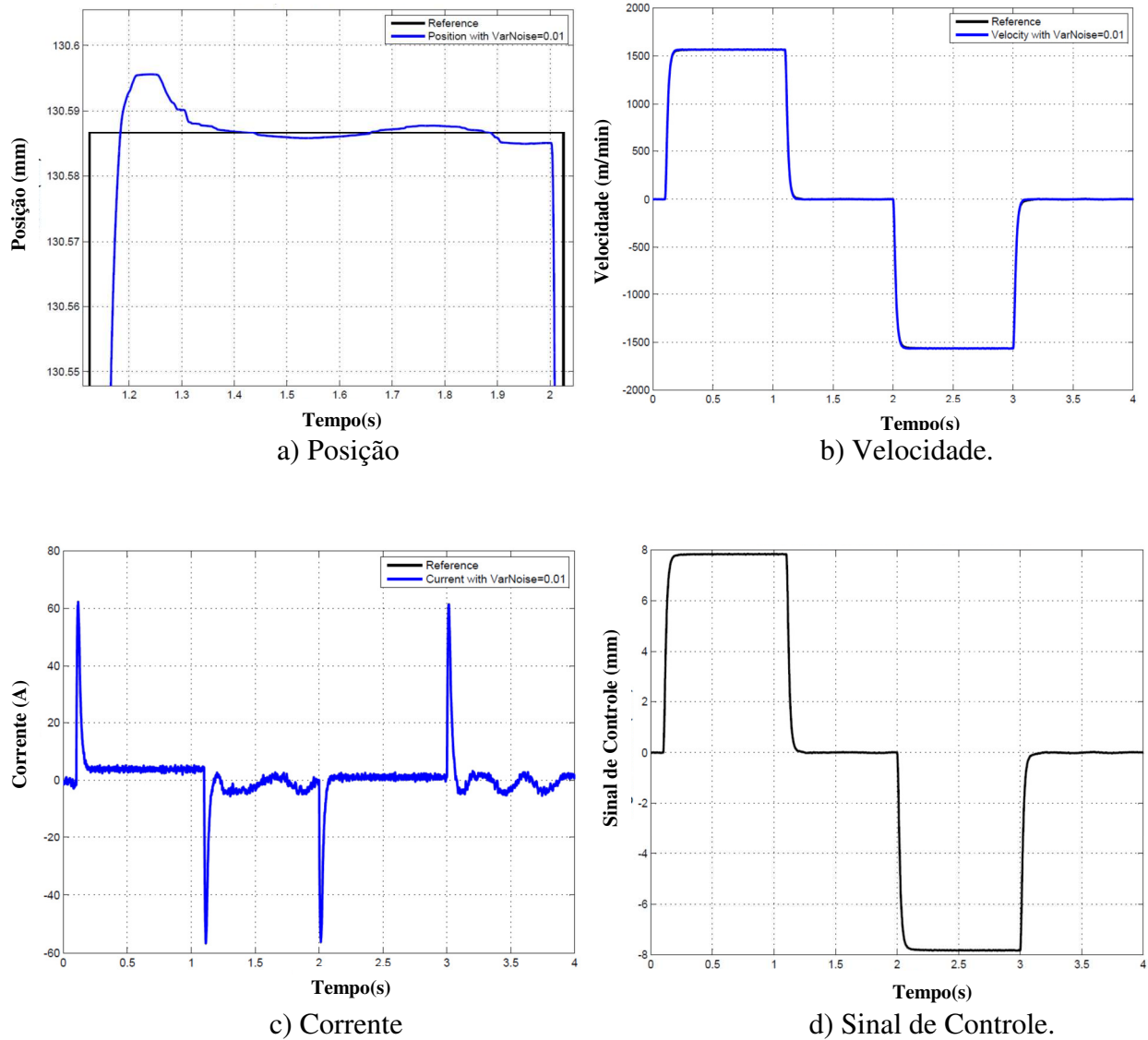


Figura 5.60: Saídas do Eixo X com Controle GPC Robusto3.

O ruído afetou menos as saídas de posição e velocidade com o GPCR3, e na saída de corrente conseguiu diminuir o efeito de ruído. A resposta de erro de posição é mostrada na Figura 5.62 com picos de erro em 0.8 mm quando tem mudança de movimento.

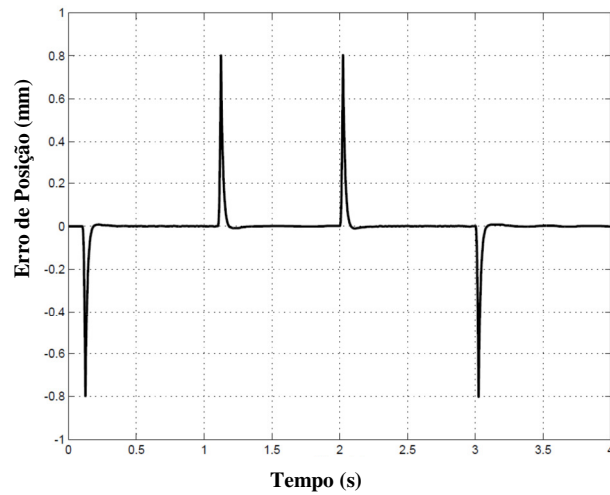


Figura 5.61: Erro de Posição do Eixo X com o Controle GPC Robusto.

Na Figura 5.62, é apresentado o erro de contorno com os controladores obtidos GPC, GPCR1, GPCR2, GPCR3, mostrando efetividade na diminuição de erro de contorno com o controlador GPCR2 e GPCR3.

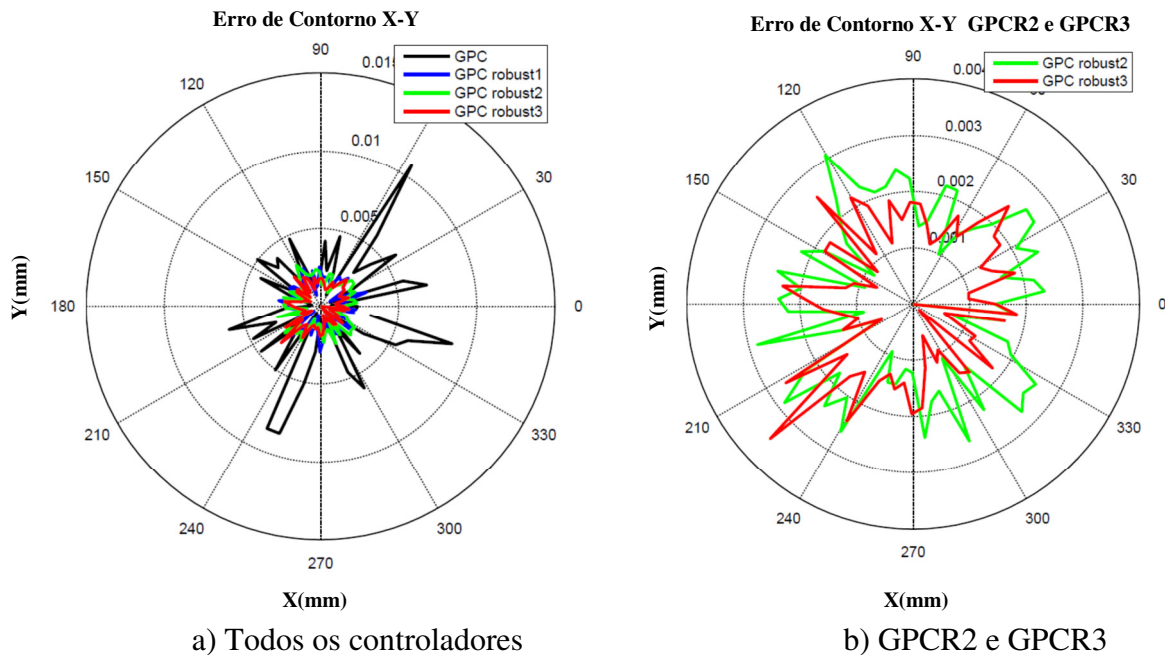


Figura 5.62: Erro de contorno com GPC, GPCR1, GPCR2, GPCR3.

5.12 Variação do Momento de Inércia, Atritos e Ruído

5.12.1 Variação do Momento de Inércia

A análise dos controladores com variação do momento de inércia foram realizados com os controladores GPC, GPCR1, GPCR2 e GPCR3, uma potência de ruído na medição de $=7.10^{-6}$, e variações do momento de inércia em 5 ou 10 vezes do momento de inércia real de cada eixo. Na Figura 5.63, é apresentado o erro de contorno quando é incrementado o momento de inércia com $J*5$.

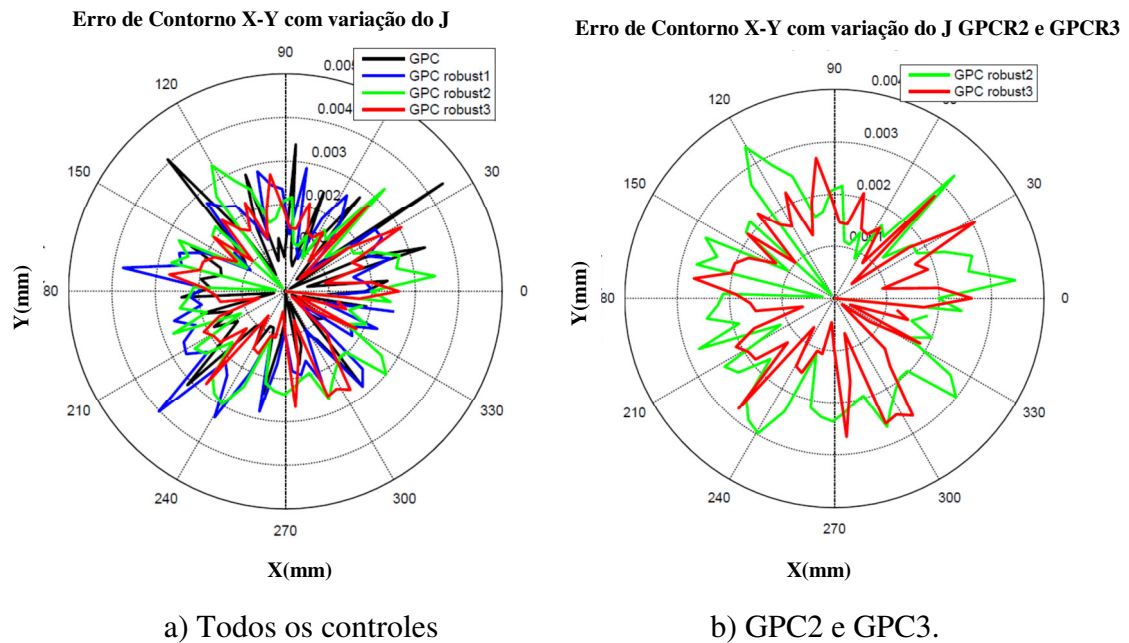


Figura 5.63: Erro de contorno com GPC, GPCR1, GPCR2, GPCR3 e momento de inércia = $J_{ex} * 5$.

Tabela 5.21: Erro de Contorno para variações do momento de Inércia

Momento de Inércia	GPC [mm]	GPC1 [mm]	GPC2 [mm]	GPC3 [mm]
J	0.0033	0.0018	0.0019	0.0015
$J*5$	0.0015	0.0020	0.0020	0.0016
$J*10$	0.0015	0.0025	0.0024	0.0018

Segundo os resultados obtidos na Tabela 5.21 da variação do momento de inércia, o GPCR3 apresenta menos erro de contorno com relação ao GPCR1 e GPCR2. No entanto, possui uma variação com relação ao controle GPC normal. Nos incrementos do momento de inércia, esse GPC apresentou uma melhor resposta, e o efeito é analisado posteriormente neste capítulo.

5.12.2 Variação dos efeitos de Atrito

Foi escolhido o GPC2 devido a seu desempenho favorável no processo de robustificação. Com esse controle, foram analisadas a variação dos atritos de Coulomb e Viscoso, e as respostas em termos de erro de seguimento e contorno. Assim, é analisado para mudanças de atritos sem efeitos de ruído de medição. A Figura 5.64 apresenta o erro de Contorno para estas mudanças de atrito.

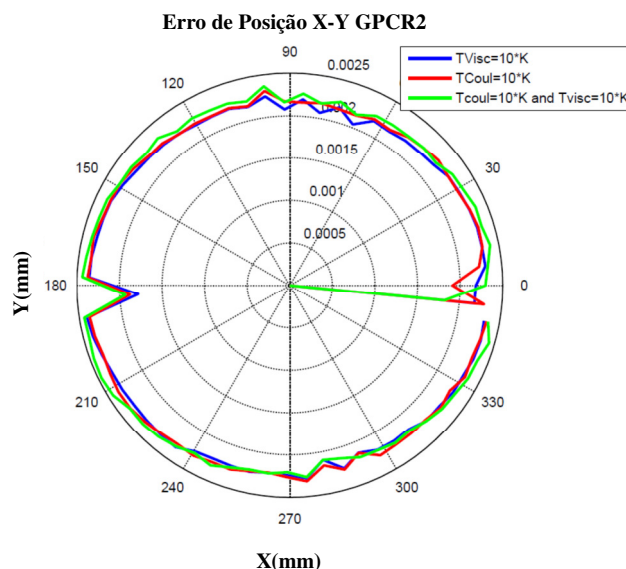


Figura 5.64: Erro de Contorno com GPCR2 e Variações de TCoulomb e TViscoso.

O resultado do erro de contorno está aproximadamente em 0.002 mm, que é muito menor que o erro produzido pelos efeitos de ruído na medição. Na Figura 5.65 são mostradas as respostas de posição com GPCR2 para variação do atrito de Coulomb e Viscoso sem ruído, mostrando mínima mudança na resposta, para estes dois atritos. Na Figura 5.66 é mostrado o erro de contorno com os dois atritos, igualmente possui uma variação mínima no erro de contorno de

0.002 mm, mesmo que aumentar qualquer dos atritos, o GPCR2 conseguiu regular a posição com mínimo erro de seguimento e contorno.

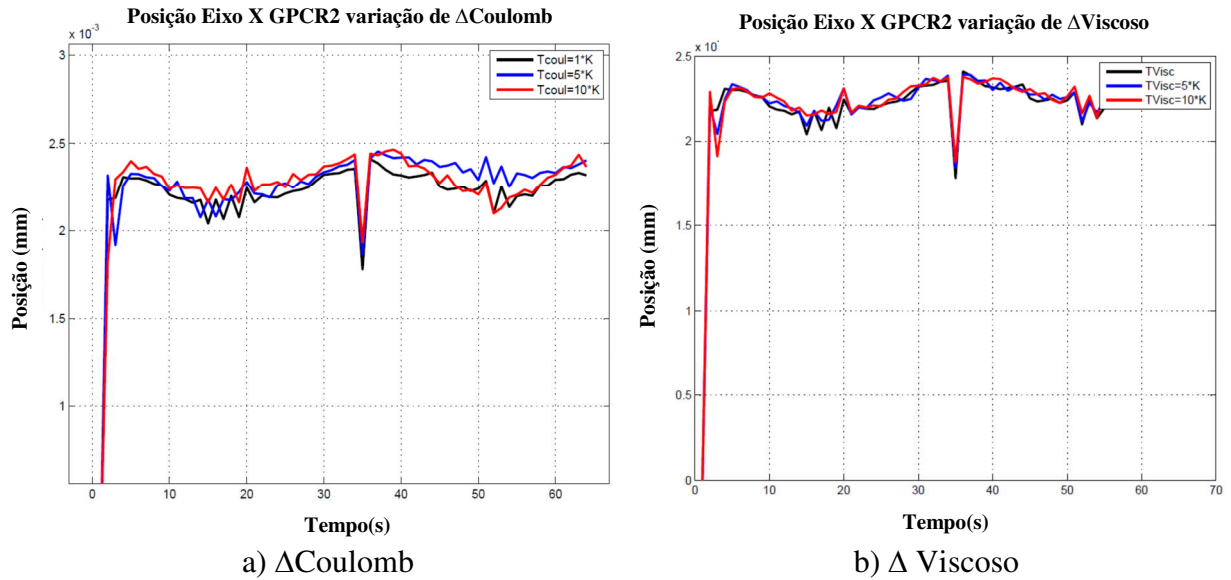


Figura 5.65: Posição com Controle GPCR2 sem efeito de ruído

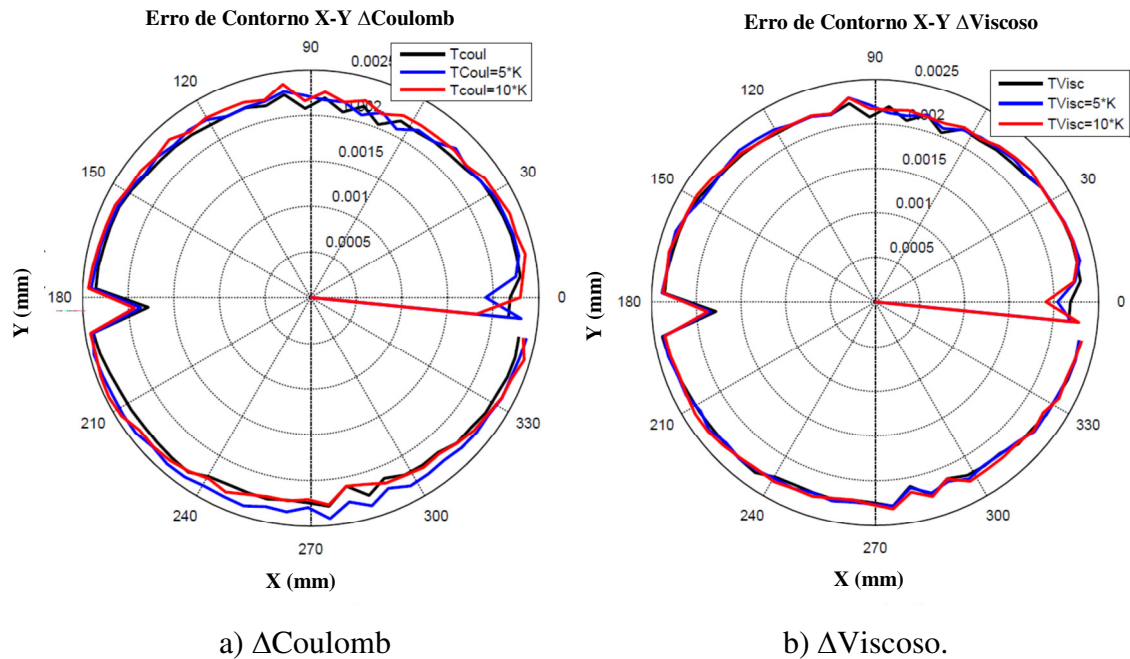


Figura 5.66: Erro de contorno- Controle GPCR2 sem efeito de ruído.

A comparação dos controladores robustificados GPC é feita na medição de erro de contorno. Na resposta da Figura 5.67 com o atrito de Coulomb e na Figura 5.69 com atrito Viscoso, o erro diminui com o GPR3 entre 0.001mm e 0.002mm.

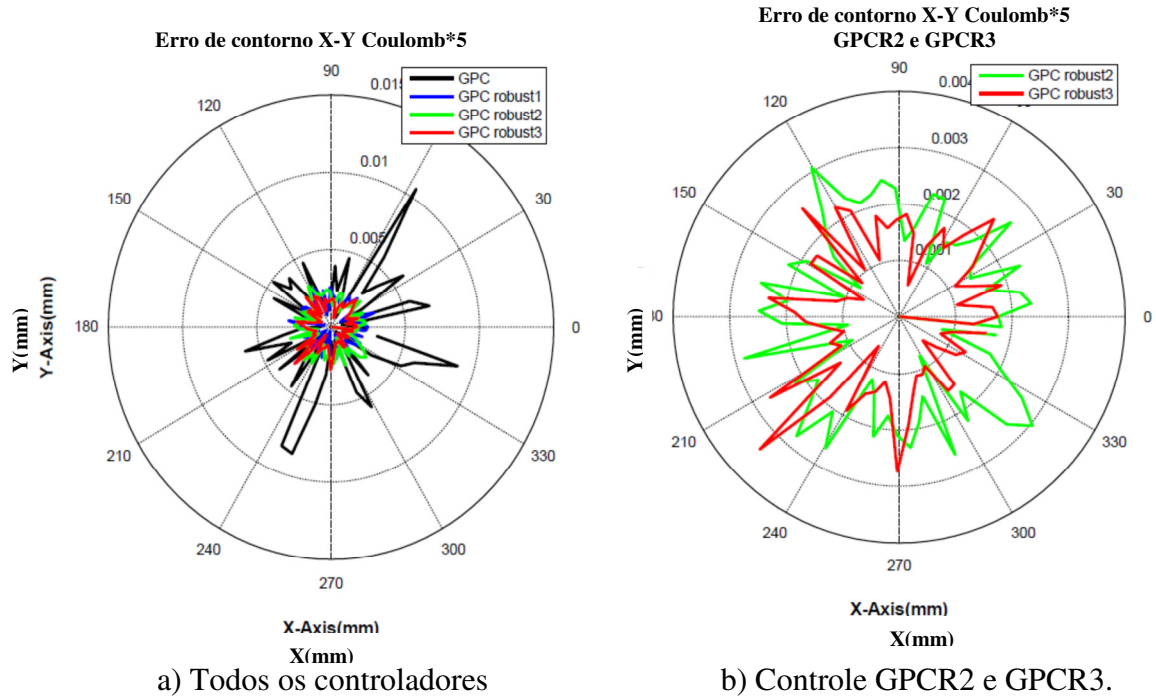


Figura 5.67: Erro de contorno com variação de atrito de Coulomb*5.

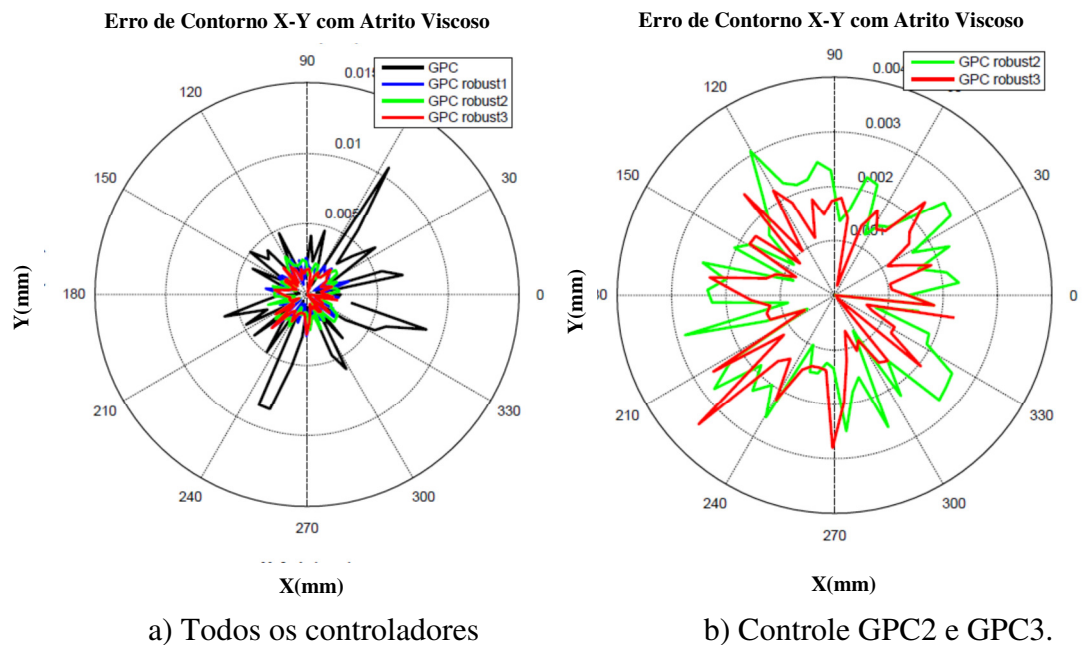


Figura 5.68: Erro de contorno com variação de atrito Viscoso*5.

5.12.3 Variação do Momento de Inércia e comparação com o ruído

Outros testes foram realizados para analisar o erro de contorno quando existe variação inercial e ruído no sistema, e os resultados deste erro são apresentados na Tabela 5.22.

Tabela 5.22: Erro MSE de Contorno para variação de ruído e atrito no sistema com o GPC.

Momento de Inércia	Sem ruído e Com Atrito	Com ruído e Com atrito	Sem ruído e sem atrito	Com ruído e sem atrito
Jex	7.8392×10^{-5}	0.0041	1.1538×10^{-10}	0.0042
Jex*5	2.7079×10^{-4}	0.0017	5.7900×10^{-10}	0.0020
Jex*10	2.3594×10^{-4}	0.0018	3.0874×10^{-8}	0.0028

5.12.4 Variação do Ruído e dos Atritos

Analisando o erro de Contorno MSE para o sistema com potência de ruído= 1.10^{-9} e atrito, a resposta é apresentada na Figura 5.69, na qual percebe-se a diminuição do valor de erro de posição com o incremento de momento de inércia, em presença de ruído e atrito.

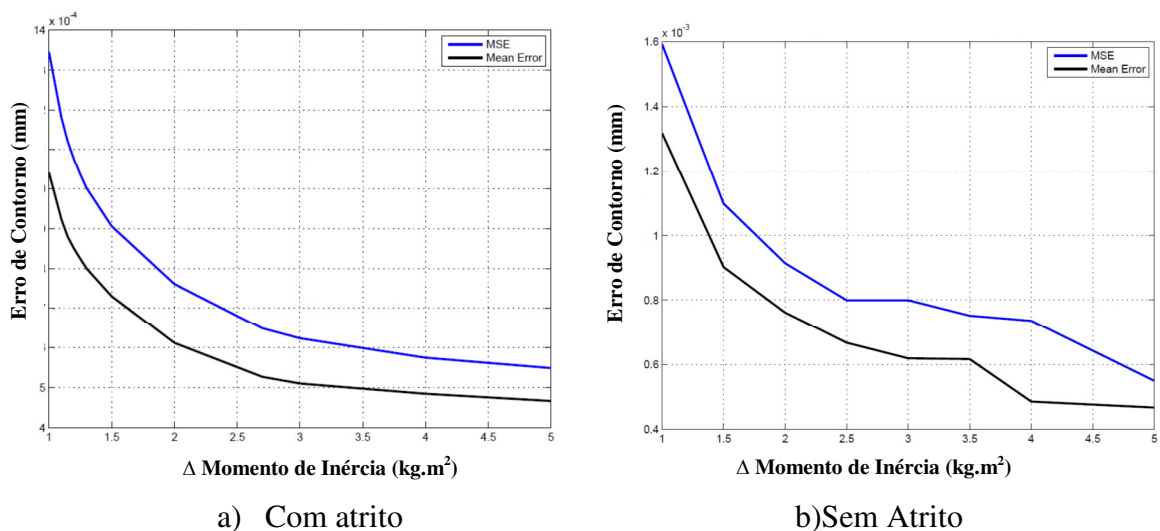
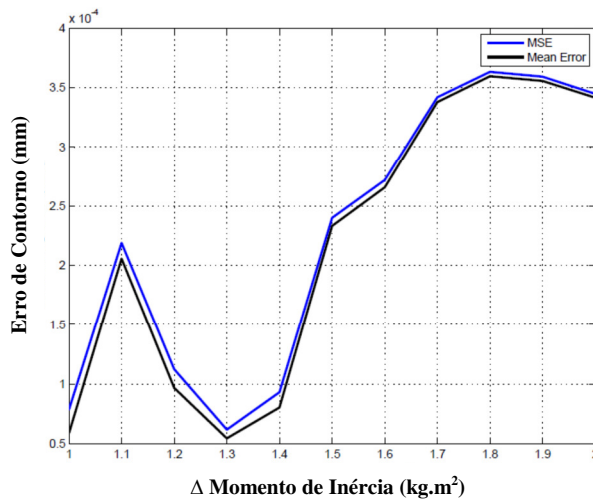
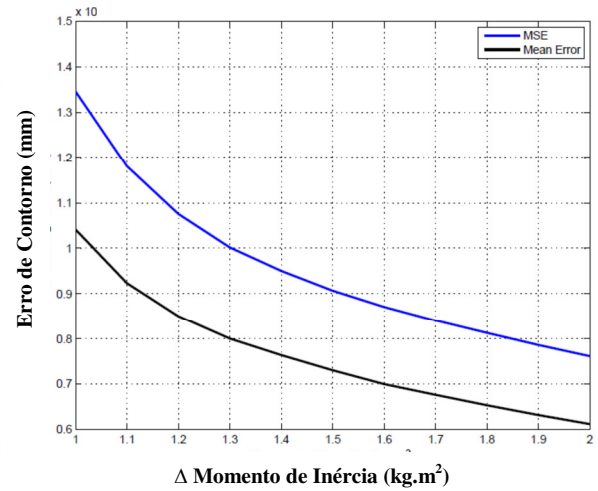


Figura 5.69: Erro de contorno X-Y com GPC, para variação do momento de inércia com ruído.



a) Sem ruído



b) com ruído

Figura 5.70: Erro de contorno X-Y com GPC, para variação do momento de inércia com atrito sem ruído: a) sem ruído b) com ruído.

Na Figura 5.71 é apresentado o comportamento do erro de contorno do sistema com variação do momento de inércia e do ruído. O resultado mostrou as diferenças quando existe ruído e em ausência do mesmo, com um comportamento em aumento ou diminuição do erro dependendo a faixa em que o momento de inércia varia, e evidenciou a sensibilidade do controlador com existência de ruído.

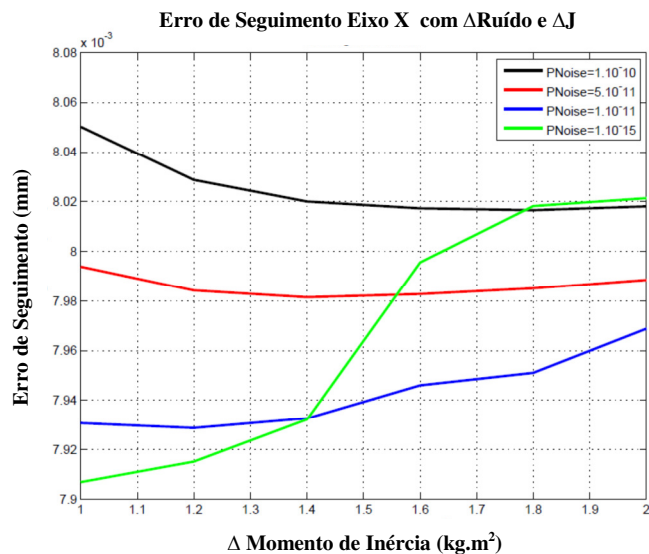


Figura 5.71: Erro de seguimento do eixo X para variação de momento de inércia e de ruído no sistema.

Observando o resultado da Figura 5.72, quando o momento de inércia começa a crescer, o erro de seguimento diminui com valores altos de ruído. No entanto, o sistema evidencia uma tendência de crescimento quando o ruído diminui com relação aos incrementos do momento de inércia. Neste sentido, o ruído é um fator muito importante na regulação do controle GPC, possuindo maior impacto que as variações de momento de inércia.

Se o ruído é alto, o sistema de controle apresenta maior sensibilidade para ser afetado, em relação com as variações do momento de inércia. No instante em que o ruído é menor, o parâmetro da variação inercial começa a influir sobre o erro de seguimento do sistema.

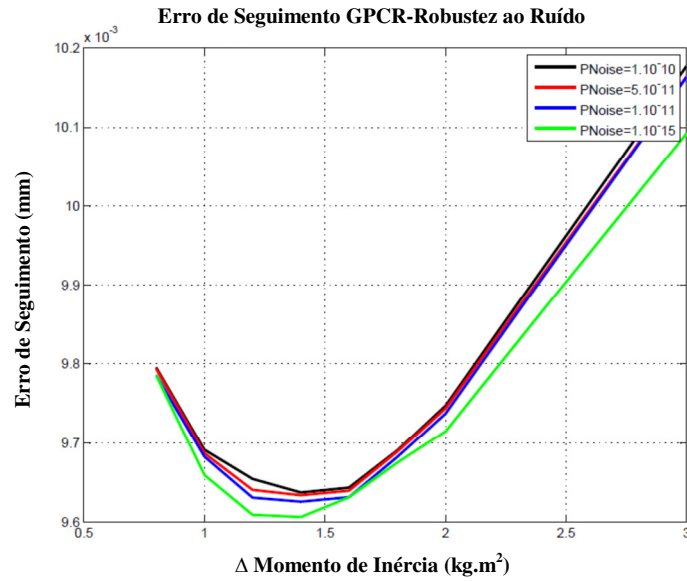


Figura 5.72: Erro de seguimento com GPCR1 e variação do momento de Inércia para $J=1$ - kg.m^2 .

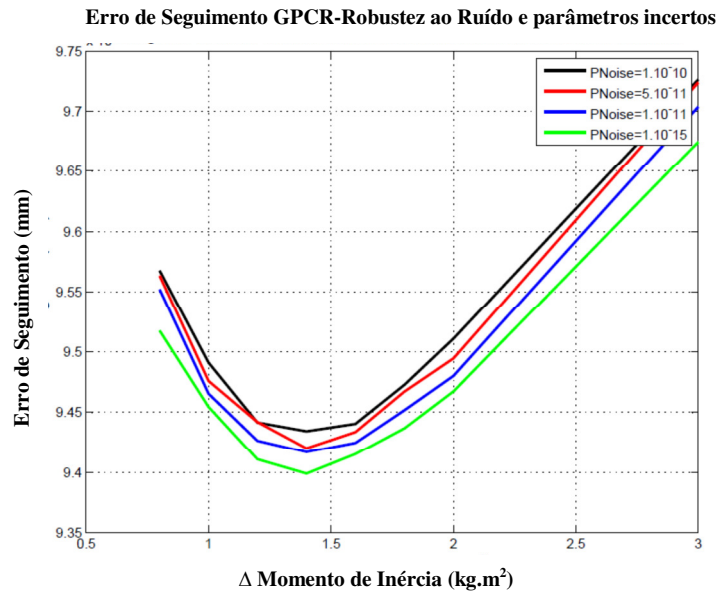


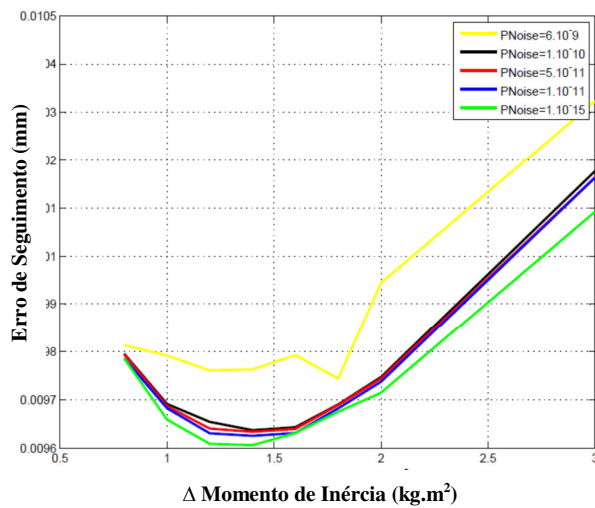
Figura 5.73: Erro de seguimento com GPCR3 e variação do momento de Inércia para $J=1-3$ kg.m^2 .

Segundo os resultados da Figura 5.72 e Figura 5.73 o erro aumentou em relação ao incremento do momento de inércia com os GPC robustificados. Assim, o GPCR1 apresenta um erro mais uniforme quando é variado o momento de inércia. Esse controlador foi projetado com a robustificação para o incremento do ruído. Com isso pode-se observar que para

incrementos de ruído, o sistema apresenta um mesmo comportamento, sendo robusto para estas mudanças. No entanto, este é afetado pelas mudanças de parâmetros incertos como a variação do momento de inércia.

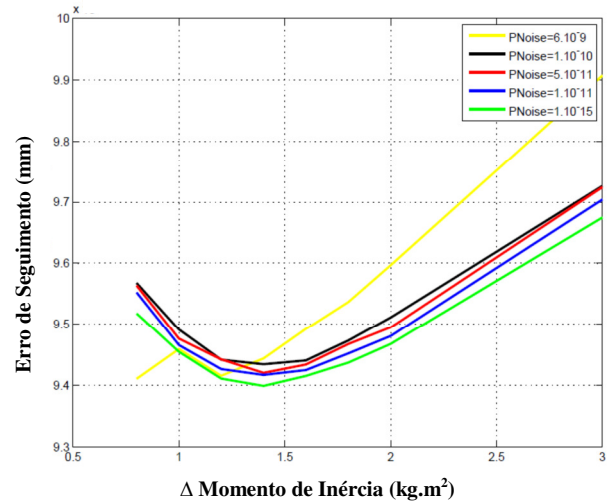
Por outro lado, o controle GPCR3 configurado para robustez a ruído da medição e parâmetros incertos, apresenta uma tendência parecida no crescimento do erro como é mostrado na Figura 5.73, tentando manter um menor erro a mudanças dos dois parâmetros (ruído e momento de inércia). Assim, é detalhado o comportamento dos controladores GPCR1 e GPCR3 na Figura 5.74, mostrando o comportamento do sistema a diferentes potências de ruído, e para uma potência muito maior, as configurações do controlador deve-se modificar, pois este incrementa o erro de seguimento.

Erro de Seguimento GPCR1-Robustez ao Ruído e parâmetros incertos



a) GPCR1

Erro de Seguimento GPCR3-Robustez ao Ruído e parâmetros incertos



b) GPCR3

Figura 5.74: Erro de Seguimento com GPC e variação do Momento de Inércia $J=1-2$ kg.m^2 : e variação da potência de Ruído $= 6.10^9$.

Na Figura 5.76 é apresentado o controle GPC, GPCR1 e GPCR3 para variações de momento de inércia e potência de ruído de 6×10^9 . Com o GPC o erro decresce com variações do momento de inércia, enquanto, o erro com o GPCR1 e GPCR3 diminui e mantém um valor constante as mudanças do momento de inércia, conseguindo maior robustez.

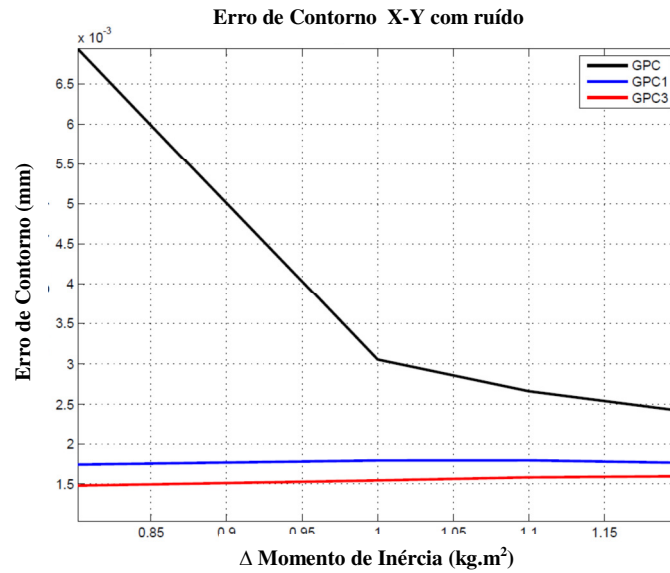


Figura 5.75: Erro de Seguimento com GPC, GPC1, GPC3 e Variação do Momento de Inércia $J=1-1.2 \text{ kg.m}^2$, com Potência de ruído = $6 \cdot 10^9$

Na Tabela 5.23, são resumidos os valores de erro de contorno para os diferentes controladores com variação do momento de inércia e ruído de potência de 1×10^9 .

Tabela 5.23: Erro de contorno MSE para variação de momento de inércia, com Potência de ruído de $1 \cdot 10^9$

Controle Momento de Inércia	GPC [mm]	GPCR1 [mm]	GPCR3 [mm]
J*0.8	0.0070	0.0017	0.0015
J*1	0.0031	0.0018	0.0015
J*1.1	0.0027	0.0018	0.0016
J*1.2	0.0024	0.0018	0.0016

Os resultados apresentam que o controlador GPCR3 robustificado a ruído e parâmetros incertos possui menos erro de contorno que os outros controladores. O ruído no sistema é um parâmetro que afeta diretamente o comportamento dos controladores, e um parâmetro que possui maior impacto na resposta de erro de posição, comparado com as variações de momento de inércia.

5.13 Controle GPCR3 e Controle P-feedforward

São comparados os controladores GPCR3 e o controle de P-feedforward utilizando o modelo inverso para variações de atrito, as respostas são apresentadas na Figura 5.76 e Figura 5.77, mostrando efetividade do GPCR3 em relação ao P-feedforward, pois o erro diminui ao redor de 0.6 mm, com o sistema alterado por potência de ruído.

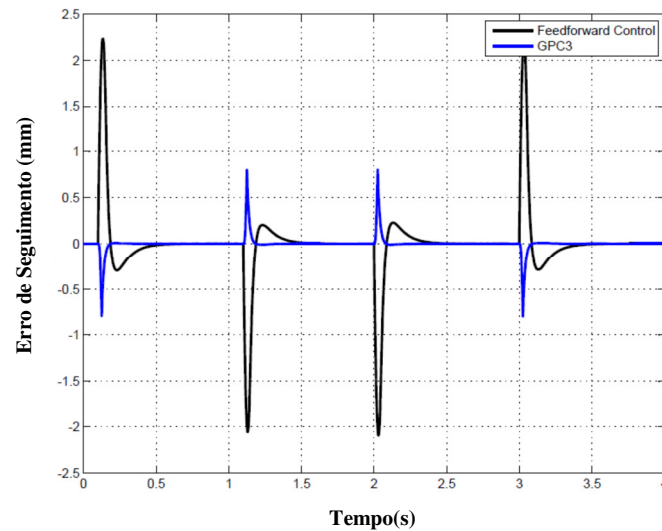


Figura 5.76: Erro de seguimento: Controle em P-feedforward utilizando o modelo inverso e saturação de corrente e GPC Robusto 3

Na Figura 5.77 percebe-se como é menor o erro de seguimento com o GPCR3 em relação ao P-feedforward com variações dos atritos. No entanto, com variação de momento de inércia, o

controlador *P-feedforward* mostra um incremento do erro, que é significativo para a precisão do eixo de movimentação.

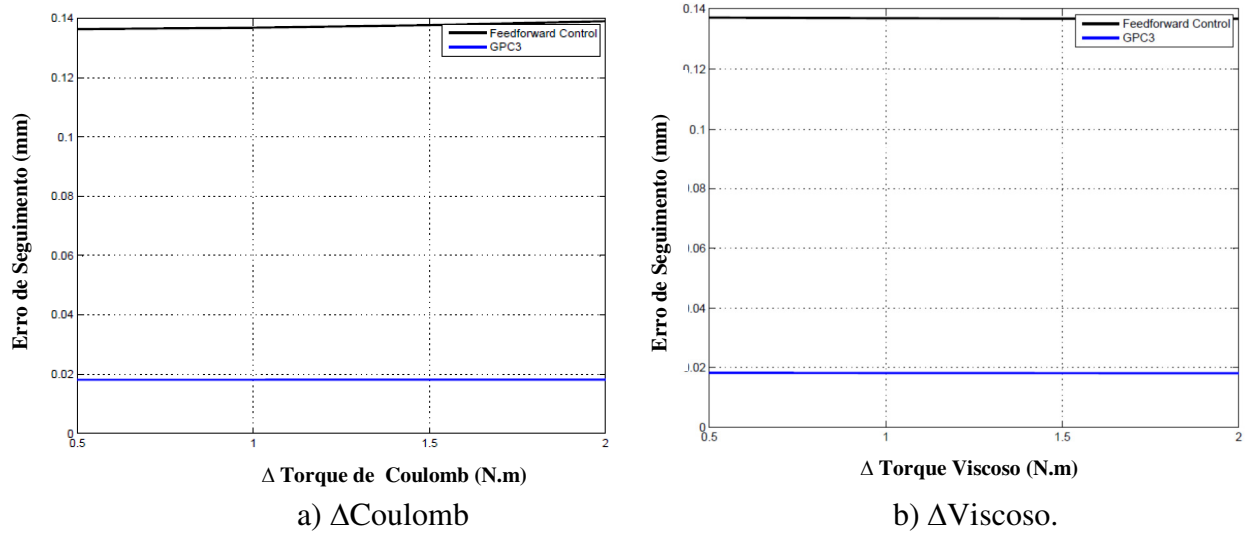


Figura 5.77: Erro de seguimento com P- *Feedforward* com modelo inverso e saturação de corrente e GPCR3.

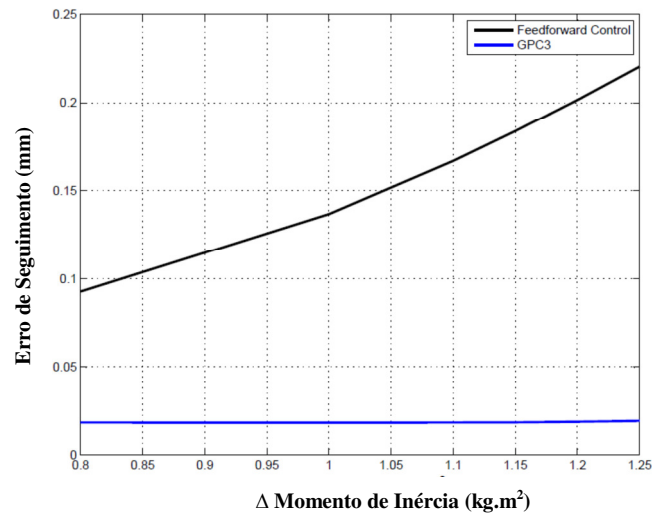


Figura 5.78: Erro de Seguimento com P-*feedforward* com modelo inverso e saturação de corrente: Δ momento de inércia.

As respostas no erro de contorno para o GPCR3 e o controlador *feedforward* são apresentadas na Figura 5.79, assim o erro médio de contorno com o controle P-*feedforward* é de 3.23×10^{-4} mm e o erro com o GPCR3 é de 15.7×10^{-4} mm.

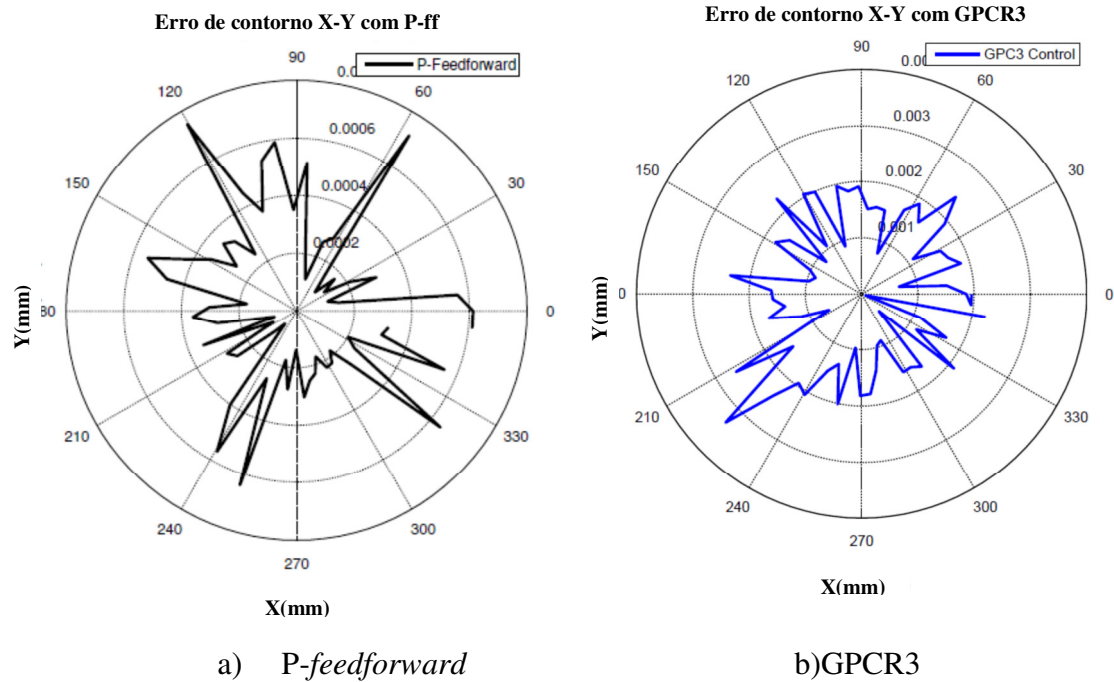


Figura 5.79: Erro de contorno.

A resposta do sistema utilizando o controle *GPC-feedforward* apresenta um pico de corrente alto que deve ser limitado aos valores máximos do sistema de 60A, apresentada na Figura 5.80, também o erro de seguimento evidencia seus picos maiores em 0.8mm.

O erro de seguimento com *GPC-feedforward* (Figura 5.80) e o erro de contorno (Figura 5.81) possui um valor similar utilizando o controlador GPCR3. Nesse sentido, não possui vantagem implementar o controlador *GPC-feedforward*, uma vez que o erro é aproximadamente de 0.0014 mm similar com o GPC robusto, e se é maior o custo na implementação e a dificuldade para projetar os modelos do controlador *feedforward* e a sintonia de seus parâmetros.

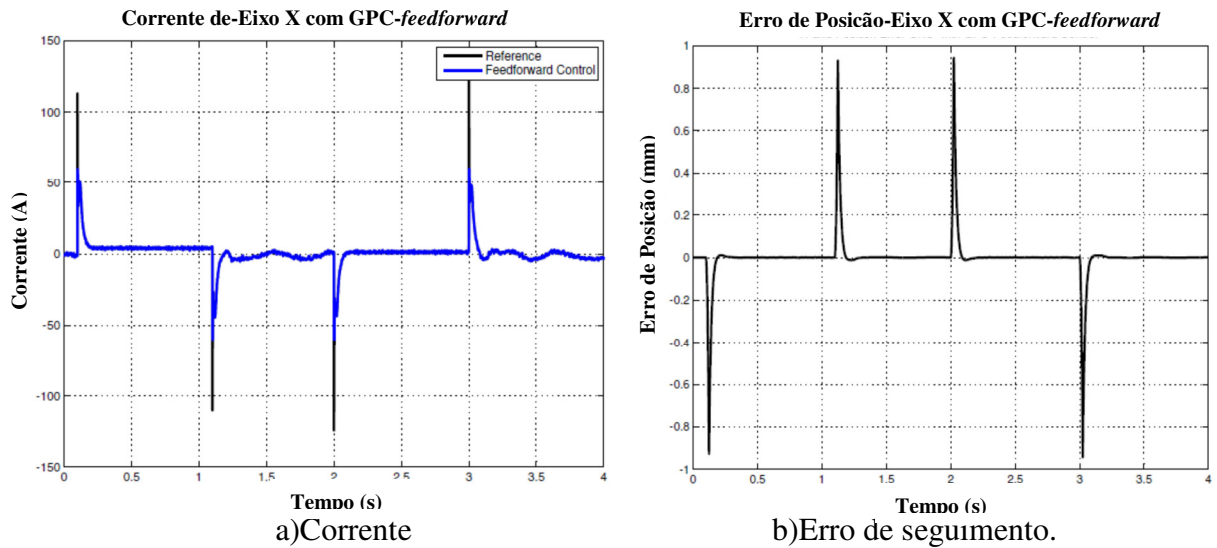


Figura 5.80: Controle GPC-feedforward (Modelo de atrito + momento de inércia).

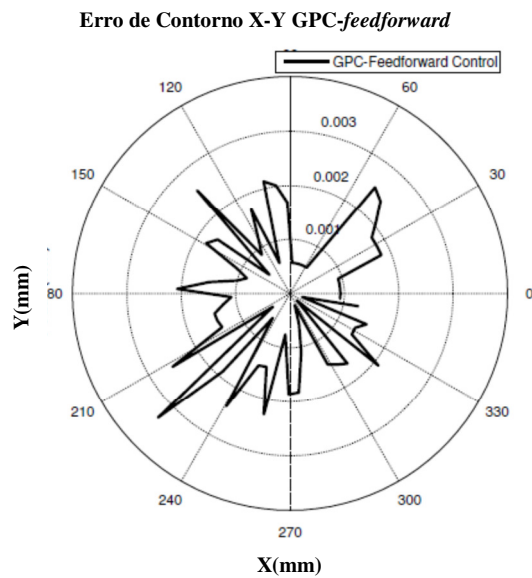


Figura 5.81: Erro de contorno Controle GPC-feedforward (Modelo de atrito + Momento de inércia).

5.14 Resultados Comparativos dos controladores

Na Tabela 5.24, são resumidos os erros de seguimento dos eixos de movimentação X e Y, comparando os diferentes tipos de controle projetados neste capítulo, e a Tabela 5.25 apresenta os erros de contorno.

Tabela 5.24: Resumo comparativo dos controladores para Erro de Seguimento.

<i>Controle</i>	<i>X-Axis</i>	<i>Y-Axis</i>
1. Controle GPC Robusto 3	0.0181mm	0.0316mm
2. P- Controle <i>feedforward</i> com modelo inverso	0.0804mm	0.0668mm
3. P- Controle <i>feedforward</i> com modelo de atrito e momento de inércia	0.0557mm	0.0625mm
4. GPC- Controle <i>feedforward</i> com modelo de atrito e momento de Inércia	0.0240mm	0.0269mm
5. P- Controle <i>feedforward</i> com modelo de Atrito Linearizado	0.6290mm	1.022mm

Tabela 5.25 : Resumo comparativo dos controladores para Erro de Contorno.

<i>Controlador</i>	<i>Erro Médio de Contorno Eixos X-Y</i>
1. Controle GPC Robusto 3	0.0015mm
2. P- Controle <i>feedforward</i> com modelo inverso	0.00032mm
3. P- Controle <i>feedforward</i> com modelo de atrito e momento de inércia	0.00030mm
4. GPC- Controle <i>feedforward</i> com modelo de atrito e momento de Inércia	0.0062mm
5. P- Controle <i>feedforward</i> com modelo de Atrito Linearizado	0.0130mm

Na Tabela 5.26 são apresentadas as características principais do GPCR3 e do controlador por P-*feedforward* com o modelo de atritos e momento de inércia, que foram os melhores controladores, obtidos dos resultados anteriores.

Tabela 5.26: Resumo da análise dos controladores GPCR3 e *Feedforward*

<i>Controladores</i>	<i>Problemas</i>	<i>Vantagens</i>
P-Feedforward com modelo de atritos e de momento de Inércia	<ul style="list-style-type: none"> • Aumenta o erro de contorno • Sensibilidade a mudanças do momento de inércia • É afetado pelo ruído no sistema. • Pico de corrente alto. 	<ul style="list-style-type: none"> • Mínimo erro de seguimento • Mantem uma limitada robustez em relação as variações de atrito. • Saída de posição estável e sem oscilações • Saída de velocidade estável e sem oscilações • Poucas oscilações na saída de corrente.
GPC3	<ul style="list-style-type: none"> • Aumenta o erro de seguimento 	<ul style="list-style-type: none"> • Mínimo erro de Contorno • Robustez a variação de atritos. • Robustez média com relação a variação do momento de inércia • Robusto a ruído no sistema • Corrente normal • Menos oscilações

5.15 Conclusões

A variação dos atritos possui uma alta influência pela variação da velocidade da máquina e do sentido de movimento, representado pela não linearidade próxima em velocidade zero e sua definição na função de *Stribeck*. Nesse sentido, o incremento nos atritos exige maior corrente e torque para movimentar o sistema, com maior influência na corrente exigida pelo incremento do atrito de Coulomb. O erro de seguimento é mais afetado pelo incremento do atrito Viscoso.

A variação do momento de inércia dos eixos de movimentação afeta o torque e corrente do sistema, porém, a velocidade de movimento. Esta variação de velocidade influencia o comportamento do torque de atritos em relação às superfícies de contato e guias de movimento, acrescentando oscilações e corrente. Devido a isso, o erro de seguimento e contorno aumenta na resposta final de posição.

O erro de contorno é mais afetado pelo incremento do atrito Viscoso, o qual possui uma influência direta com a velocidade do sistema. No entanto, o atrito de Coulomb incrementa os sobre picos de corrente, exigindo maior corrente em estado estável. Isso coloca em risco a operação da máquina. Em alta velocidade, o atrito de Coulomb diminui seu efeito, mas o atrito Viscoso começa agir diretamente na função de não linearidade, contudo este atrito produz erro de seguimento e de contorno, que afetaria a precisão em alta velocidade. O efeito em baixas velocidades do atrito e de mudanças de movimento está liderado pelo atrito de Coulomb, produzindo oscilações e forçando maior corrente nos atuadores.

A força de corte influencia ao sistema como uma fonte de perturbação externa. Esta força afeta o sistema em alta velocidade. O sistema de controle deverá ter uma medição desta força e robustecer o controlador, pois esta interage com as velocidades dos outros eixos e diminui a precisão final.

É importante a análise da variação do momento de inércia, já que o efeito da inércia modifica o comportamento dinâmico do sistema, afetando as respostas em velocidade e posição. Assim é necessário especificar as características da peça de trabalho como peso, material e geometria, para robustecer o modelo dinâmico e projetar os controladores com maior precisão.

O ruído no sistema possui maior influência no sistema, em relação aos efeitos dos atritos, pois os controladores tiveram que ser robustecidos, e mesmo assim, dependendo da potência do ruído, o comando de controle foi afetado.

A faixa de ruído de medição e do momento de inércia permitido no sistema deve ser considerada, já que sua influência modifica significativamente o comportamento do sistema de controle, influenciando na precisão. O projeto de controle GPCR para rejeição de ruído na medição e parâmetros incertos através de parâmetro de Youla, resultou em um comportamento satisfatório para mudanças na dinâmica da máquina ou perturbações, esse conseguiu agir com velocidade e mínimo erro de contorno e seguimento.

O controle GPC-*feedforward* apresenta um melhor desempenho quando é desenvolvido através de modelo completo da máquina e do atrito não linear. Este controle apresenta um melhor comportamento em relação ao P-*feedforward* quando é comparado o seguimento do sistema em trajetórias. No entanto, apresentaram-se problemas no ajuste de controle, devido aos incrementos dos picos de corrente. Para melhorar as elevadas correntes, foi colocado saturadores, mesmo que coloca-se em risco a estabilidade do sistema, no entanto, verificou-se os limites de corrente e do saturador possíveis com os controladores, para ajustar os polinômios finais.

6 IMPLEMENTAÇÃO EXPERIMENTAL

Neste capítulo, são realizados os experimentos em duas etapas. A primeira é a aplicação da estratégia de identificação e estimação de parâmetros na máquina-ferramenta CNC (Figura 5.1) fornecida pelo Laboratório de Automação e Robótica da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP, utilizando a estratégia de identificação planteada no Capítulo 4, e os modelos dinâmicos obtidos no Capítulo 3. A segunda etapa consiste nos experimentos do sistema de controle, aplicando os controladores discutidos no Capítulo 3 e resultados do Capítulo 5.

Para implementação dos controladores é utilizada a interface de controle de movimento de *Motion* da *National Instruments*. Nessa plataforma, configura-se cada eixo de movimentação, e são introduzidos os dados da trajetória mediante programas em *Labview* para gerar os perfis de movimento. O *Motion* possibilita a programação dos controladores tipo PID para posição, regulando os parâmetros de corrente e velocidade.

Na primeira etapa, são apresentadas as características da máquina-ferramenta CNC utilizada para os experimentos e validação. Em seguida, são realizados os experimentos aplicando a estratégia no nível 1 de identificação, e como resultado são obtidos os parâmetros dos eixos com as restrições e valores para o processo de otimização. Logo após, são realizados os experimentos no nível 2 que integra o controle PID de posição, obtendo os resultados dos parâmetros do sistema completo. Finalmente, são apresentados os resultados do nível 3, com a validação dos modelos dinâmicos e parâmetros finais do sistema.

Na segunda etapa, são mostrados os principais resultados dos experimentos do sistema de controle. A seguir, são expostos os controladores PID projetados para regular a posição, obtidos no Capítulo 7. Logo após, são validados os controladores utilizando o teste da trajetória linear e circular. Finalmente, é analisado o erro de seguimento e erro de contorno para validação dos controladores.

6.1 Máquina-Ferramenta CNC para teste e validação das estratégias

A máquina-ferramenta CNC (Figura 6.1) é um sistema mecânico linear cartesiano, constituído por três eixos de movimentação X, Y, Z (Figura 6.7). Esta utiliza a interface de *Motion* da *National Instruments* para programação dos perfis de movimento e sinais de controle para os eixos de movimentação.

Máquina CNC



Figura 6.1: Máquina-ferramenta CNC (FREZZATTO, 2011).

Eixo Vertical Z



Eixo Horizontal (X,Y)

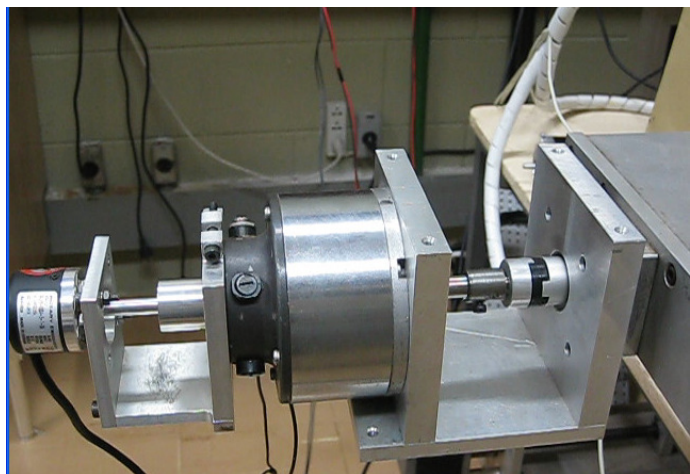


Figura 6.2: Eixos de Movimentação X-Y-Z.

Na estimação dos parâmetros e controle de trajetórias é utilizada a configuração de *Motion* e *LABVIEW* para as entradas de identificação, controle de posição e aquisição de dados. O processamento de dados é realizado *offline* com o sistema de estimação de parâmetros em *Simulink Design Optimization* de *MATLAB*®. A estrutura utilizada pelo ambiente da *National Instruments* é apresentada na Figura 6.3, com um nível de Configuração (*Measurement & Automation Explorer*) o qual permite a configuração do sistema de acionamento e controle da máquina física real, com a programação das características de motores, encoders, potência, e controle. Um segundo nível de Prototipagem (NI Motion Assistant) que fornece funções para programação de trajetórias e configuração de leitura e envio de dados para os motores. Finalmente, um nível de Programação para o sistema de Acionamento (*LABVIEW*) o qual permite realizar a programação das funções principais, integrando as funções de movimento do *Motion Assistant*.

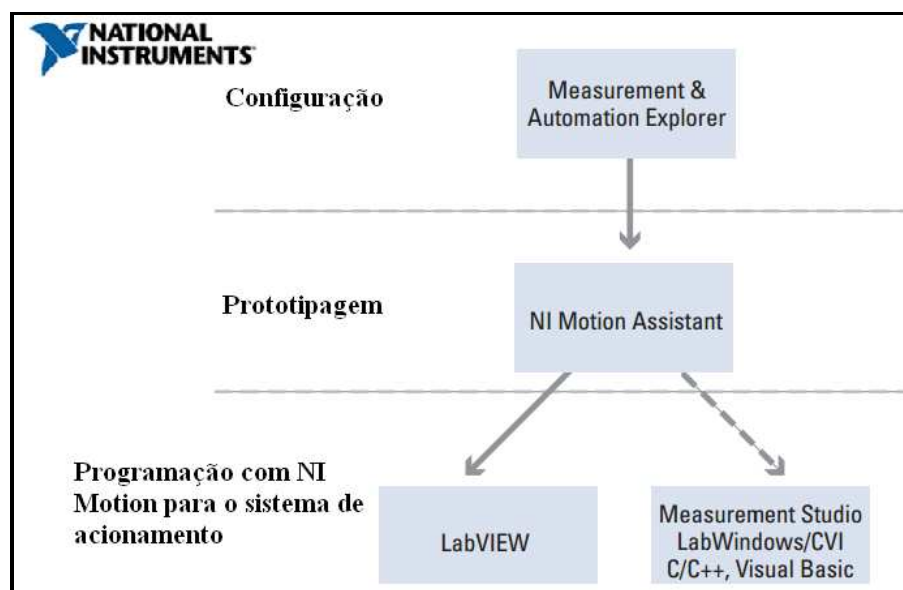


Figura 6.3: Estrutura do Sistema de Controle de Movimento no ambiente de *National Instruments*(NATIONAL INSTRUMENTS, 2013)

Na Figura 6.4 é mostrado um exemplo de programa em *LABVIEW* que realiza o movimento inicial para os eixos de movimentação X, Y, e Z, enviando sinais de perfis de movimento para cada motor.

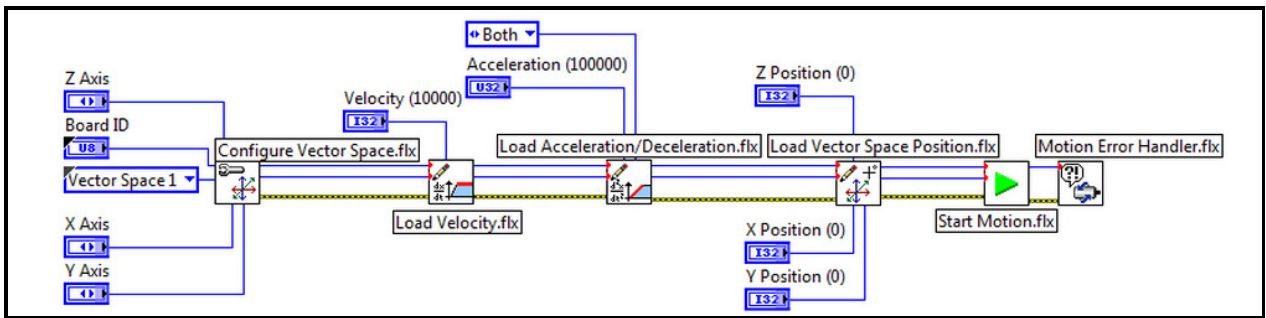


Figura 6.4: Programa inicial para configurar eixos de movimentação X, Y, Z com funções de *Motion* e *LABVIEW* (NATIONAL INSTRUMENTS, 2013).

A validação dos controladores foi realizada experimentalmente com os controladores PID de posição, devido a que *Motion* somente possui a possibilidade de configurar controladores tipo PID (Figura 6.5), sem flexibilidade para sistemas abertos de controle.

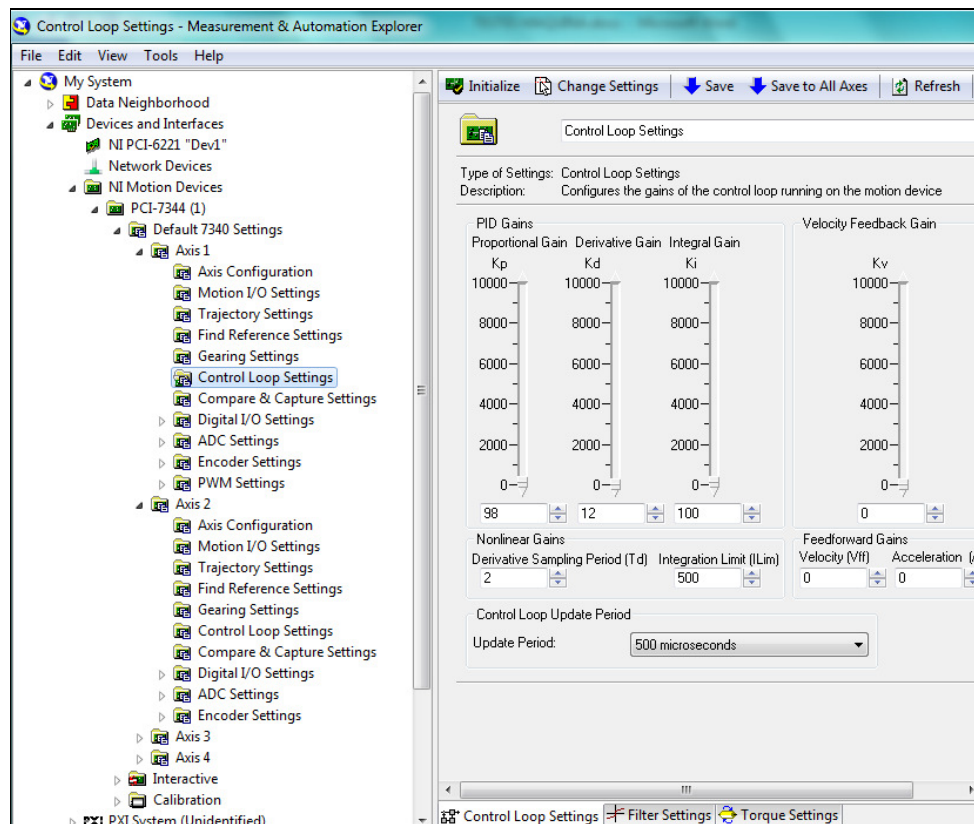


Figura 6.5: Software de National Instruments- *Measurement & Automation*, para configurar o sistema de acionamento e controle de cada eixo de movimentação.

Para implementação de outras estratégias avançadas de controle, o *Motion* restringe a programação. No entanto, a avaliação experimental do PID é suficiente para testar a modelagem, identificação e simulador da máquina CNC propostos neste trabalho, com o que os outros controladores sejam avaliados através do simulador, como foi realizado no Capítulo 5.

6.2 Etapa 1: Estratégia de Identificação e Estimação de Parâmetros

Para realizar a identificação de parâmetros foi utilizada a estratégia proposta na Figura 4.3 e a metodologia definida na Figura 6.1. As entradas no primeiro nível são sinais de tensão para os motores CC. Os motores trabalham até 34.4V, no entanto, para a máquina são colocados em operação desde 1V até 12V, obtendo velocidades desde 100 rpm até 2500 rpm. No segundo nível de identificação, a entrada é uma trajetória programada diretamente no ambiente de Motion, fornecendo os parâmetros de velocidade e aceleração para gerar os perfis de movimento. Para aquisição dos dados, o sistema é configurado em um tempo de amostragem de $T_s=1\text{ms}$.

Os dados são processados por meio de programas em MATLAB®. Os modelos de referência escolhidos estão definidos no Capítulo 4 de Identificação e Estimação de parâmetros. Finalmente o processo de validação tem como objetivo comparar os modelos propostos e os parâmetros obtidos com a máquina CNC. A validação utiliza os seguintes critérios: 1) Erro de Seguimento e 2) Erro de contorno.

6.2.1 Metodologia para o processo de Identificação e Estimação de parâmetros

A metodologia para identificação e estimação de parâmetros é apresentada na Figura 6.6.

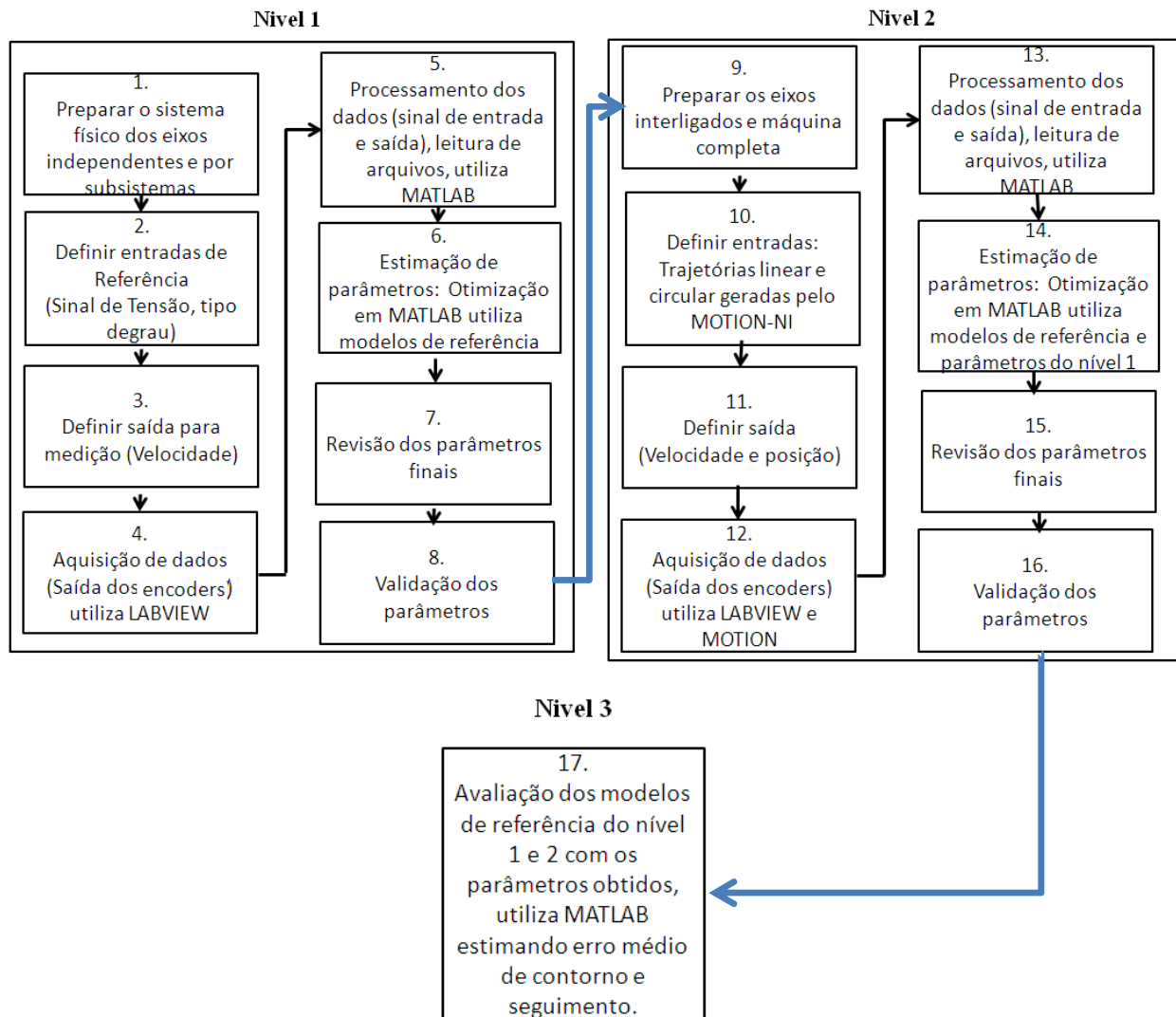


Figura 6.6: Metodologia para Identificação da Máquina-Ferramenta CNC.

Nível 1: Estimação de parâmetros sem controle de posição, eixos independentes

1. Desacople físico dos eixos de movimentação, nesta etapa é realizada a identificação por partes de cada subsistema do eixo, assim:

a) Identificação dos parâmetros do motor CC

- b) Identificado dos parâmetros do motor CC e dos acoplamentos
- c) Identificação do eixo completo (motor CC + acoplamento + mesa e mecanismos)

2. Entradas

As entradas do nível 1, são sinais de tensão tipo degrau, que atuam diretamente sobre os atuadores, com valores de tensão entre máximo e mínimo permitido pelos motores CC, e com inversão de giro de movimento. Estes sinais de tensão foram subministrados pela fonte de alimentação.

3. Saídas

Os dados de saída foram tomados em velocidade diretamente da contagem dos encoders, e calculando as velocidades, utilizando um tempo de amostragem de 1ms, e encoders incrementais de 1024 pulsos/rev. Previamente foram realizados os testes para conhecer o tempo aproximado de resposta da máquina, e assim considerar um valor de tempo de amostragem.

4. Aquisição de dados

Os dados foram adquiridos pela interface de aquisição de LABVIEW da National Instruments, a qual recebe os dados dos encoders através de um programa realizado em LABVIEW, que permite contar os pulsos, calcular a velocidade, e guardar em arquivos para ser lidos posteriormente.

5. Processo dos dados

São processados os dados de entrada de tensão e saída de velocidade fornecidos em arquivos de extensão (.txt), do programa de LABVIEW, em vetores de igual tamanho e normalizados. Este processo é realizado em MATLAB®, com leitura de arquivos de dados e processamento de matrizes de informação. Assim, alguns dos dados devem ser filtrados devido

ao ruído presente em velocidades muito baixas. Finalmente são obtidos os dados correspondentes para a estimação.

6. Processo de estimação

Para realizar a estimação é utilizado *Simulink Design Optimization* de *MATLAB*®, que permite a estimação através de diferentes algoritmos de otimização. São introduzidos os dados de entrada, de saída, escolhidos os parâmetros a estimar, o modelo de cada subsistema em Simulink, e são fornecidas as informações de: Valor inicial dos parâmetros, valor máximo e mínimo, tipo de algoritmo e numero de iterações. Para definir estes parâmetros foi importante realizar varias estimativas previas. Alguns parâmetros, já eram conhecidos, pelos manuais técnicos do fornecedor dos atuadores, cálculos e medições, assim era possível determinar alguns limites dos parâmetros para aproximar muito mais os valores finais.

7. Parâmetros finais

O algoritmo de otimização por método Quadrático Não Linear, utiliza os valores iniciais e minimiza a função objetivo neste caso em relação às variáveis de velocidade e posição, segundo o modelo colocado e os parâmetros escolhidos. Assim, o algoritmo minimiza uma função de custo e encontra o mínimo local, atingindo o valor que minimiza a função. Devido aos resultados deste algoritmo, foi importante sempre revisar os valores finais dos parâmetros, e avaliar com diferentes critérios se realmente são valores próximos ao sistema real.

8. Validação dos parâmetros

Para validar os parâmetros, são utilizadas funções do *software* de otimização o qual automaticamente valida a minimização da função de custo, e possui a possibilidade de revisar as respostas de saída de velocidade ou posição da máquina com os parâmetros novos, assim é possível determinar que tão próximo esta a resposta estimada com os parâmetros. No entanto, estes resultados não são suficientes, porem foi necessário revisar as seguintes respostas:

- a. **Valor final** do parâmetro dentro dos limites possíveis da máquina real.
- b. **Comparação da saída do modelo de referência com a saída real**, utilizando os parâmetros estimados.
- c. **Medição do erro médio** entre a saída de velocidade ou de posição do sinal da máquina real e da saída do modelo com os parâmetros estimados.

Nível 2: Estimação com controle de posição, eixos simultâneos

9. Identificação dos eixos de movimento completos

- a) Identificação de cada eixo completo independente dos outros com o sistema de controle PID para posição.
- b) Identificado de dois eixos simultaneamente.

10. Entradas

As entradas do nível 2, são trajetórias de referência criadas no ambiente de *Motion* da *National Instruments*. As trajetórias utilizadas são de trajetória linear e circular. A trajetória linear com máximo, médio e mínimo comprimento, e circular com radio maior e menor. As trajetórias são configuradas no gerador de trajetórias de *Motion*, esse *software* construí diretamente os perfis de movimento para enviar ao sistema de acionamento. Mediante Labview são criados uns programas básicos que executam as funções de *Motion* para uma linha reta e um círculo, ali são configurados aceleração, desaceleração, velocidades máximas e mínimas, e comandos para envio e leitura de dados.

11. Saídas

Os dados de saída foram tomados em posição e velocidade diretamente da contagem dos encoders.

12, 13. Aquisição e Processamento de dados

As etapas de aquisição de dados e processamento é igual que no nível 1.

14. Processo de estimação

O processo de estimação utiliza o mesmo algoritmo de otimização do nível 1, e as mesmas características, somente que ele inclui nos valores iniciais dos parâmetros os valores obtidos na estimação do nível 1 e segundo as respostas do nível 1 são limitados e ponderados os parâmetros do nível 2.

15, 16. Parâmetros finais e validação destes

A etapa de parâmetros finais e validação dos valores é realizada utilizando o mesmo procedimento feito no nível 1, incluindo medição do erro de contorno e de seguimento.

Nível 3: Validação dos modelos

17. Validação dos modelos da máquina-ferramenta CNC

São validados os modelos finais, os quais são definidos em cada nível de estimação com os parâmetros estimados. Para validar é utilizado os parâmetros finais do nível 2, e o modelo de referência escolhido no nível 1 e no nível 2, através do erro de seguimento e de contorno, calculando o erro médio quadrático, segundo o valor real de trajetória da máquina e do valor simulado, obtendo o modelo mais próximo ao sistema real.

6.2.2 Desenvolvimento experimental da identificação: Nível 1

No nível 1 de identificação de parâmetros, foram estimados os parâmetros de cada eixo de movimentação independentemente, em malha aberta sem o sistema de controle. Esse nível utiliza os modelos de referência definidos no Capítulo 3, por meio do método de estimação de parâmetros não linear. Essa estimação é realizada através de diferentes subsistemas que

constituem cada eixo de movimentação que são: a) motor CC, b) motor CC e acoplamentos, c) eixo completo de movimentação.

Estimação de parâmetros para o atuador (Motor CC):

O eixo X e eixo Y possuem motores CC com as mesmas características, enquanto o eixo Z possui outro tipo de motor. Para os eixos X e Y, as características da estimação são definidas na Tabela 6.1, os resultados são apresentados na Tabela 6.13, que descreve a média aritmética do valor, desvio padrão, erro típico, erro relativo e porcentagem de erro dos parâmetros obtidos de momento de inércia J_m , Coeficiente Viscoso B_m , Resistência Elétrica R_m , Constante de Torque K_t , Constante Eletromotriz K_e e Indutância L_m .

Tabela 6.1: Características do Processo de Identificação da Máquina-Ferramenta CNC

<i>Requerimentos</i>	<i>Parâmetro</i>	<i>Descrição</i>	<i>Características</i>
<i>Dados para identificação</i>	<i>Entrada do sistema</i>	Sinal degrau de Tensão que varia entre 1V- 12V no sentido horário e anti-horário.	Tempo de amostragem 1ms
			Tamanho dos vetores de dados entre 500 e 1000 dados.
	<i>Saída do sistema</i>	Dados de Velocidade dos motores entre os valores limite 100-2500RPM	Tempo de amostragem 1ms
			Tamanho dos vetores de dados entre 500 e 1000 dados
<i>Modelos de Referência</i>	<i>Modelos Dinâmicos</i>	Modelo do motor DC representado na Equação (3.13)	
<i>Variáveis</i>	<i>Parâmetros para estimar</i>	Momento de Inércia <i>Jm</i> , Atrito Viscoso <i>Bm</i> , Resistência Elétrica <i>Rm</i> , Constante de Torque <i>Kt</i> , Constante Eletromotriz <i>Ke</i> e Indutância <i>Lm</i>	
	<i>Valor Inicial</i>	Os valores para os parâmetros estão definidos na Tabela 7.2	
	<i>Valor Mínimo</i>		

	Valor Máximo	
Estimação	Método de Estimação	Mínimos Quadrados não lineares
	Algoritmos de solução	Região de confiança
	Número máximo de iterações	400
	Tipo de Gradiente	Básico
Validação de parâmetros	Dados de erro e valor da média de cada parâmetro	Erro obtido da saída em simulação e da saída real

Para estimar os parâmetros de cada sistema foram definidos os valores limite (máximo e mínimo) e o valor inicial de cada parâmetro. Na Tabela 6.2, estão representados os valores dos motores CC para começar o processo de estimação.

Tabela 6.2: Valores limite para estimação dos parâmetros dos motores DC

Parâmetros	Valor Inicial	Valor Mínimo	Valor Máximo
<i>Bm</i>	0	1×10^{-5}	1×10^{-4}
<i>Jm</i>	0	1×10^{-4}	1×10^{-3}
<i>Rm</i>	0	0	2
<i>Lm</i>	0	0	0.01
<i>Ke</i>	0	0	1×10^{-3}
<i>Kt</i>	0	0	1×10^{-3}

Os resultados de velocidade do motor em vazio são representados na Figura 6.7, para diferentes entradas de tensão.

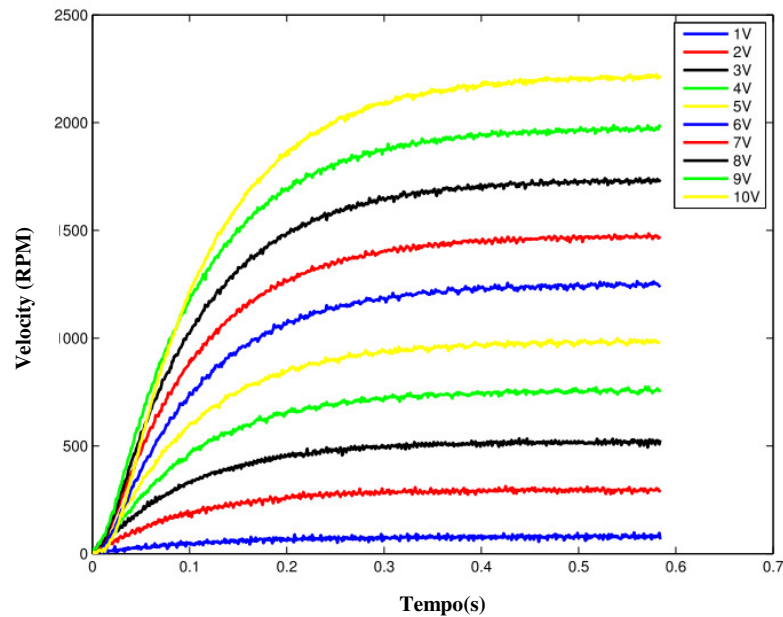


Figura 6.7: Velocidades do Motor CC.

As entradas do sistema são configuradas em diferentes níveis de tensão, para excitar o motor em sentido horário e anti-horário, observando as mudanças na variação do giro. As entradas e saídas obtidas do sistema são vetores de dados em velocidade (pulsos/s) que foram processados utilizando o *software* de *MATLAB*®. Essas entradas e saídas são colocadas no programa de estimação de parâmetros, utilizando o modelo de referência do motor CC Equação (3.13), os limites dos parâmetros da Tabela 6.2, e as características do programa expressos na Tabela 6.1. Com esse processo, são realizadas diferentes iterações variando dados de entrada e saída, obtendo os resultados apresentados na Tabela 6.3. Os dados são processados calculando a média aritmética dos parâmetros, e os outros valores estatísticos.

Tabela 6.3: Valores estatísticos dos parâmetros obtidos pelos motores CC do Eixo X-Y

<i>Parâmetros</i>	<i>Parâmetros do Motor do Eixo X-Y</i>					
	<i>Bm</i>	<i>Jm</i>	<i>Rm</i>	<i>Lm</i>	<i>Ke</i>	<i>Kt</i>
<i>Média Aritmética</i>	6.3×10^{-5}	4.6×10^{-6}	0.812	7.8×10^{-5}	0.0403	0.063
<i>Desvio Padrão</i>	0.6236	0.67596	0.036	0.3718	0.0019	0.0102

<i>Erro Típico</i>	2.1×10^{-6}	2.3×10^{-7}	0.012	1.2×10^{-6}	0.0006	0.0034
<i>Erro Relativo</i>	0.06076	0.03425	0.044	0.12432	0.0182	0.5471
<i>% de Erro</i>	6.08%	3.43%	4.41%	12.43%	1.82%	54%

O valor médio estimado dos parâmetros do motor CC é utilizado para simular a saída de velocidade do motor e comparar com a resposta medida do motor real. As respostas para diferentes velocidades estão na Figura 6.8.

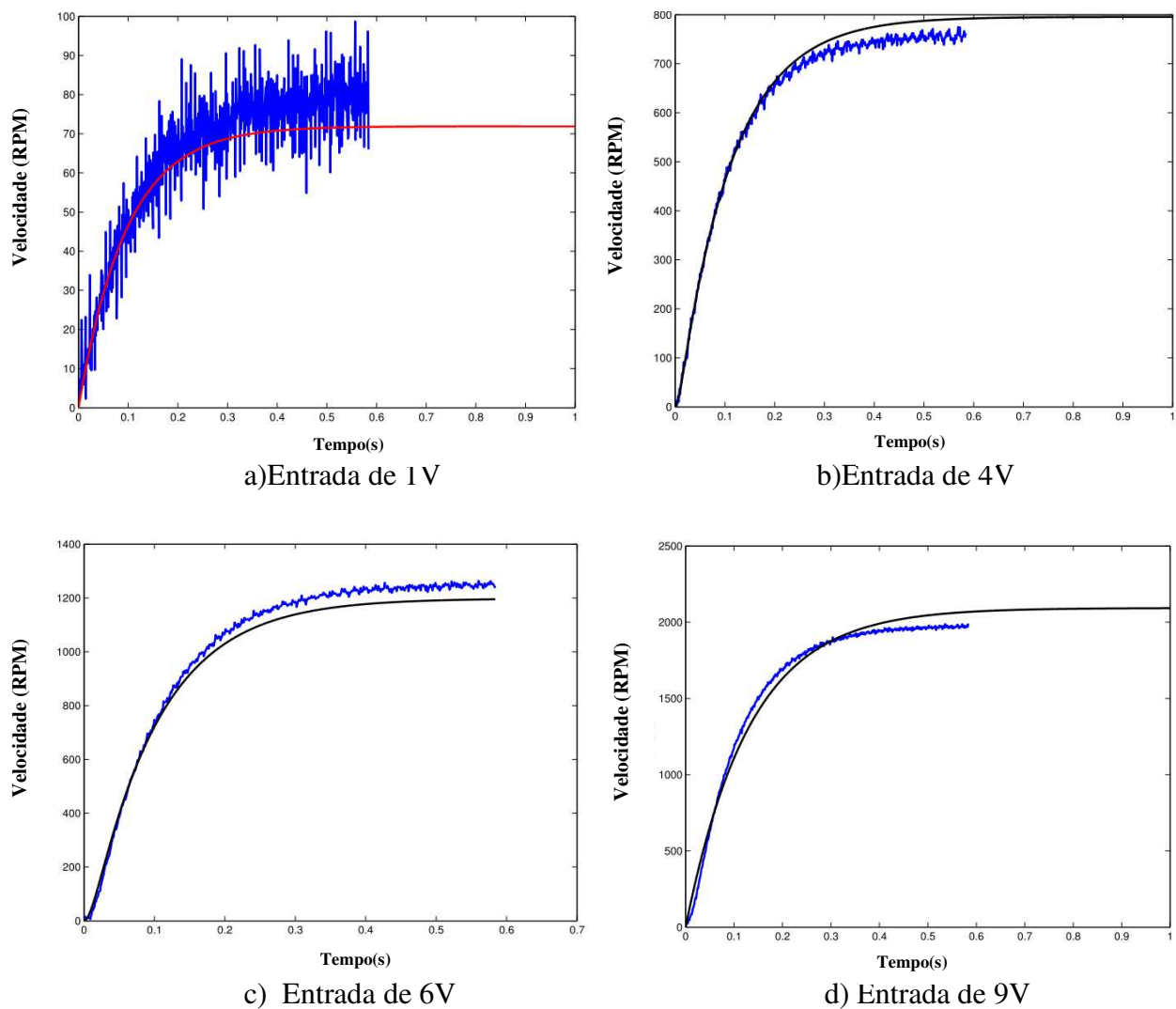


Figura 6.8: Velocidade do motor CC para entradas de tensão. (Modelo e Real)

Para validar a metodologia de estimação de parâmetros é calculado o erro relativo entre os valores dos parâmetros medidos e os valores estimados, os resultados são apresentados na Tabela 6.4.

Tabela 6.4: Comparação dos valores teóricos e estimados

<i>Parâmetros</i>	<i>Motor do Eixo X-Y</i>		
	<i>VALOR TEORICO</i>	<i>Valor Estimado</i>	<i>Erro Relativo</i>
<i>BM</i>	6.743×10^{-5}	6.3×10^{-5}	0.065
<i>Jm</i>	4.8×10^{-6}	4.6×10^{-6}	0.041
<i>Rm</i>	0.85	0.812	0.044
<i>Lm</i>	0.09×10^{-3}	0.089×10^{-3}	0.011
<i>Kex</i>	0.041	0.043	0.048
<i>Ktx</i>	0.041	0.063	0.536

Os parâmetros obtidos da estimação de parâmetros do motor CC apresentam erros relativos pequenos entre os valores estimados e os valores teóricos. O erro é maior na identificação da constante de torque K_t que está com um erro relativo de 0.536, em relação aos outros erros dos parâmetros.

Estimação de parâmetros para o atuador e os acoplamentos

Depois de estimar os parâmetros básicos dos motores, é importante estimar os valores do motor com os acoplamentos como é apresentada na Figura 5.2. Esses acoplamentos são os mecanismos que ligam o atuador com o eixo dos outros mecanismos da mesa. O acoplamento do motor com o eixo completo possui alta influência no comportamento final da máquina, uma vez

que essa parte é fonte de possíveis folgas e atritos. Inicialmente, é identificado o motor junto com os acoplamentos utilizando os modelos de referência para estimação definidos na Tabela 4.1.

A estimação para esse sistema motor e acoplamentos utiliza o mesmo procedimento realizado para a estimação dos motores CC. É feita a configuração de entradas para o motor com diferentes valores de tensão, em sentido horário e anti-horário. Os dados de velocidade (pulsos/s) do sistema são configurados em vetores de estimação com a mesma quantidade de dados e valores normalizados. O modelo para esse subsistema está definido na Tabela 4.1. O algoritmo de mínimos quadrados não lineares é utilizado para essa estimação. Os parâmetros estimados são o momento de inércia do sistema total e o coeficiente viscoso no eixo do motor. Os parâmetros do motor estimados são aplicados como base para o processo seguinte de estimação. Os valores limite para o momento de inércia J_{m+c} são: o valor mínimo de 1×10^{-4} e valor máximo de 1×10^{-3} , para o coeficiente viscoso B_{m+c} são: 1×10^{-5} e 1×10^{-4} .

Os resultados estatísticos da estimação dos parâmetros do momento de inércia J_{m+a} e do coeficiente Viscoso B_m são apresentados na Tabela 6.5.

Tabela 6.5: Valores estatísticos dos parâmetros motor CC e Acoplamentos do Eixo X-Y

<i>Parâmetros</i>	<i>Parâmetros do Motor + Acoplamentos Eixo X-Y</i>	
	B_m	J_{m+a}
<i>Média Aritmética</i>	0.00516	0.0133665
<i>Desvio Padrão</i>	0.004195241	0.014349241
<i>Erro Típico</i>	0.001398414	0.00478308

A Figura 6.9 apresenta a resposta da velocidade e dos acoplamentos segundo a entrada de tensão no atuador, nos sentidos de movimento horário e anti-horário do eixo. A resposta do motor e acoplamentos apresenta uma diminuição em velocidade devido ao incremento do momento de inércia dos acoplamentos no sistema.

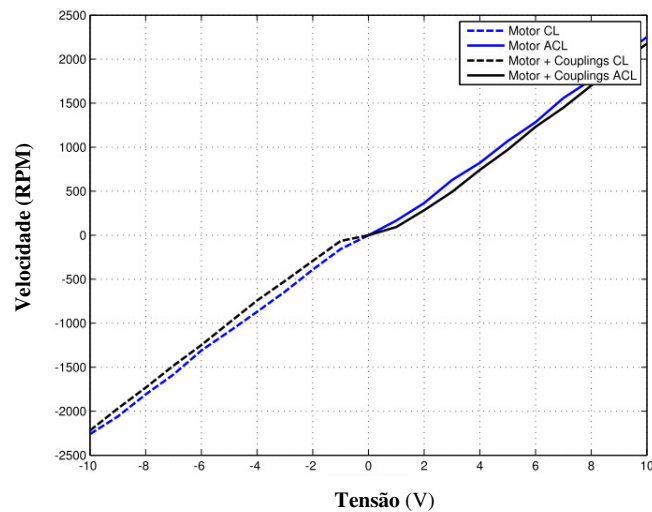


Figura 6.9: Velocidade Vs Tensão: Motor e Motor + Acoplamentos.

A Figura 6.10 apresenta o erro médio de velocidade do motor em relação ao sistema motor e acoplamentos. O erro de velocidade está aproximadamente entre 60 e 140 rpm. Essa diferença em velocidades é devido ao incremento no momento de inércia o qual gera respostas diferentes na saída de posição e velocidade final.

O sistema de controle necessita responder ante esse incremento do momento de inércia, e do torque que exigem os diferentes mecanismos, em termos de corrente necessária para os movimentos. Se os perfis de movimento apresentam mudanças rápidas em posição e velocidade, pequenas mudanças em velocidade podem afetar a posição e precisão final da trajetória na peça de trabalho.

Os parâmetros obtidos de diferentes estimações no sistema motor e acoplamentos foram utilizados no modelo para simular a resposta em velocidade. Os parâmetros estimados utilizam os dados medidos de velocidade para entradas de tensão entre 5V até 9V. As velocidades simuladas são comparadas com as velocidades reais do sistema para calcular o erro médio.

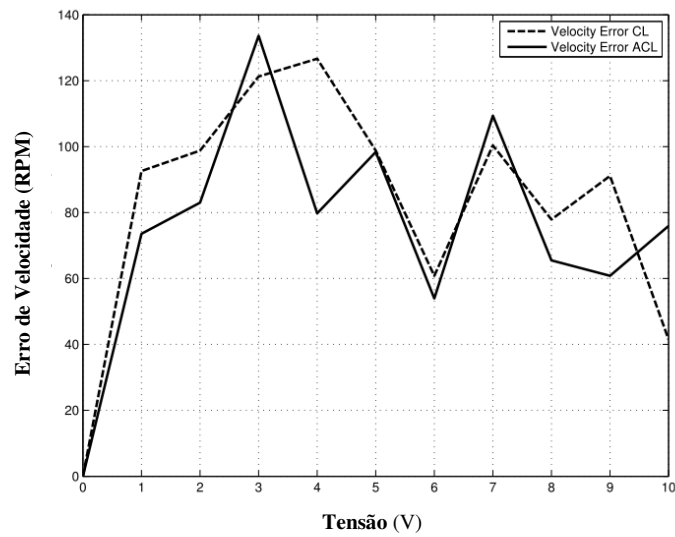


Figura 6.10: Erro de Velocidade: Motor e Motor e Acoplamentos no sentido horário e anti-horário.

A Figura 6.11 apresenta o erro de velocidade média para cada tensão com diferentes iterações da estimação dos parâmetros. O erro de velocidade é maior com parâmetros estimados em baixas velocidades e diminui quando a estimação é feita em altas velocidades.

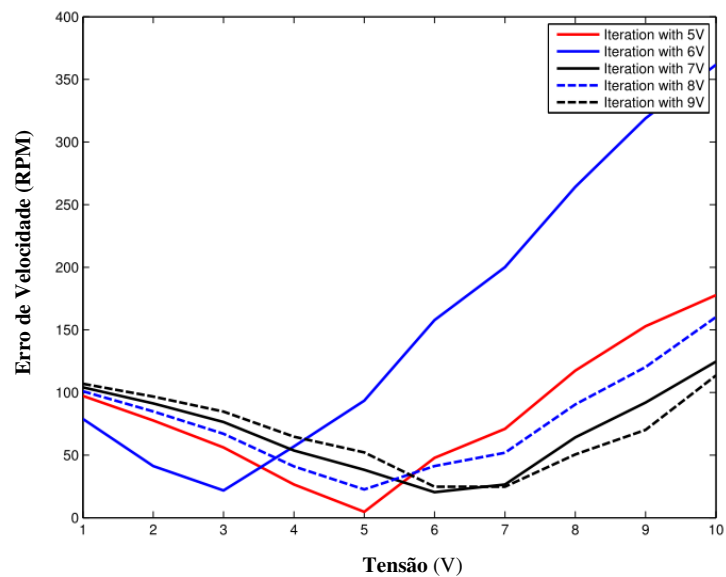


Figura 6.11: Erro de Velocidade: Motor e Acoplamentos com parâmetros estimados.

A média do erro em velocidade é apresentada na Figura 6.11, do sistema motor e acoplamentos do modelo sem efeito dos atritos. O erro não é uniforme, com um valor disperso em todas as medições. Os resultados dos experimentos mantem um mínimo erro de velocidade quando a estimação dos parâmetros é feita para uma entrada de 5V. Assim, os parâmetros dessa estimação são: $B_{mx}=4.596 \times 10^{-3}$, $J_{mx}=23.20 \times 10^{-3}$, $R_x=0.009$, $L_x=9 \times 10^{-5}$, $K_{ex}=0.0474$, $K_{tx}=0.04105$.

A identificação apresentou um maior erro em velocidades baixas do sistema. A resposta de velocidade para diferentes entradas de tensão são apresentadas na Figura 6.12 com a comparação da resposta real e da simulação.

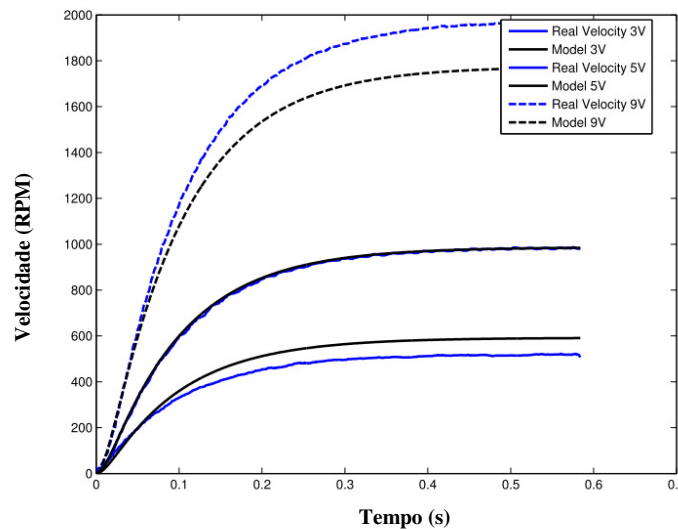


Figura 6.12: Resposta de Velocidade Motor e Acoplamentos (Modelo e Sistema Real).

O erro médio em velocidade é 4.7135 rpm, cujos parâmetros do sistema são aproximadamente iguais aos originais sem carga, alterando os parâmetros do momento de inércia total do sistema e coeficiente viscoso. Essa resposta é apresentada devido ao comportamento da dinâmica do eixo do motor com os acoplamentos, e a influência dos atritos ou folgas presentes, que incrementam a corrente e torque para movimentar o sistema, adicionalmente é dado o incremento no momento de inércia total.

Estimação de parâmetros para o motor CC e Acoplamentos com o modelo de Atritos:

Nos acoplamentos instalados no eixo do motor, são produzidos efeitos de folga e atrito devido à natureza dos mecanismos em contato. Os parâmetros estimados para o sistema são processados utilizando o modelo de referência do motor CC (Equação (3.13)), acoplamentos (Equação (3.3-3.6)) e o efeito dos atritos definido com a função não linear de *Stribeck* (Equação (3.16)). Devido ao erro médio de velocidade obtido na anterior identificação são estimados os parâmetros introduzindo o modelo de efeito de atrito focado no atrito de Coulomb e Viscoso, e os valores da estatística resumida da estimação do sistema motor e acoplamentos são expressos na Tabela 6.6.

Tabela 6.6: Parâmetros Estatísticos dos parâmetros estimados do Sistema Motor + Acoplamentos: Modelo de referência com efeito de Atritos.

<i>Parâmetros</i>	<i>Parâmetros do Motor e Acoplamentos Eixo X-Y</i>					
	B_m	J_{m+a}	$T_{coulmas}$	T_{visc}	T_{pert}	$T_{stamasx}$
<i>Média Aritmética</i>	2.90017×10^{-5}	1.9695×10^{-4}	2.7536×10^{-2}	1.3561×10^{-3}	2.3001×10^{-2}	4.3856×10^{-2}
<i>Desvio Padrão</i>	2.53414×10^{-5}	2.7301×10^{-4}	2.2141×10^{-2}	2.3550×10^{-3}	3.5445×10^{-2}	6.1043×10^{-2}
<i>Erro Padrão</i>	0.8447×10^{-5}	0.9100×10^{-4}	0.7380×10^{-2}	0.7850×10^{-3}	1.1815×10^{-2}	2.0347×10^{-2}

A estimação do momento de inércia e do atrito viscoso no motor e acoplamentos são valores mais uniformes na faixa de valores estimados com a função do sistema completo de atritos em relação ao sistema sem atritos. O erro médio de velocidade do sistema motor e acoplamentos é apresentado na Figura 6.13. O erro médio 1 é de 97.8514 rpm, o erro médio 2 é de 41.9419 rpm, o erro médio 3 é de 42.1473 rpm e o erro médio 5 é de 42.0067 rpm. Das diferentes iterações são obtidos grupos de parâmetros os quais são utilizados no modelo de simulação e é calculado o erro de velocidade entre a medição e o valor em simulação.

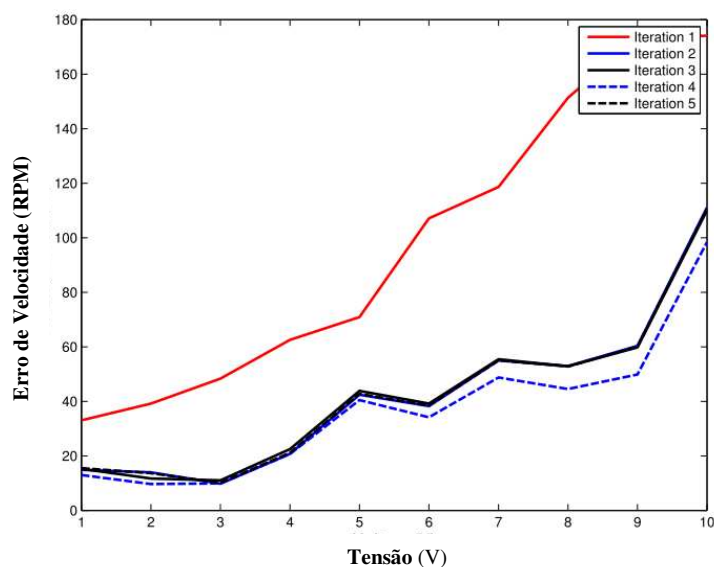


Figura 6.13: Erro de Velocidade: Motor e Acoplamentos utilizando modelo de referência com efeito de Atritos.

A melhor estimaco dos parâmetros em relação aos erros do sistema é apresentada na Tabela 6.7. Com estes parâmetros, foi simulada a resposta de velocidade utilizando o modelo de referência, e feita  comparação entre a saída de velocidade real e a resposta do modelo, o que é apresentado na Figura 6.14 para diferentes velocidades.

Tabela 6.7: Parâmetros do Motor e acoplamentos do Eixo X-Y com modelo de atritos.

Parâmetros	Parâmetros do Motor e Acoplamentos Eixo X-Y Modelo com Atritos				
	B_m	J_{m+a}	$T_{coulmas}$	T_{visc}	T_{pert}
Média Aritmética	6.471×10^{-5}	9.238×10^{-4}	0.0832	0.000793	0.1034
	R_{mx}	K_{ex}	K_{tx}	$w1$	$w2$
	0.053478	0.003540	0.011822	1.2295	3.9997

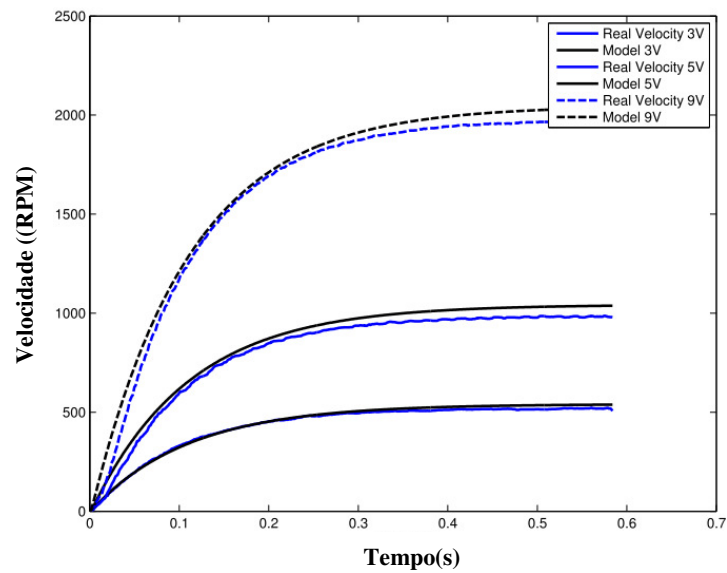


Figura 6.14: Velocidade do sistema Motor e Acoplamentos com Modelo de referência com atritos: (Modelo e Sistema Real).

A resposta de velocidade, com o modelo do motor e acoplamentos aplicando a função de atrito não linear, resulta em uma resposta com menos erro entre a saída real e o modelo. Os parâmetros finais são apresentados na Tabela 6.8.

Tabela 6.8: Parâmetros do Sistema Motor e Acoplamentos Eixo X-Y

<i>Parâmetro</i>	<i>Valor</i>	<i>Parâmetro</i>	<i>Valor</i>
J_{mx}	4.645×10^{-6}	T_{sta_menx}	-0.0108
B_{mx}	6.333×10^{-5}	w_{1mas_x}	1.0035
R_{mx}	0.50511	w_{2mas_x}	3.1019
L_{mx}	8.9×10^{-5}	w_{1men_x}	-1.0035
k_{ex}	0.003540	w_{2men_x}	-3.52
k_{tx}	0.011822	$T_{coulmas}$	0.014255
J_{coupb}	9.5331×10^{-5}	$T_{coulmen}$	-1.4730
J_{ex}	9.9976×10^{-5}	T_{visc}	0.00079318
B_{ex}	6.471×10^{-5}	T_{pert}	0.006219

Estimação de parâmetros dos eixos completos

É analisada a resposta de velocidade com o eixo completo, como está representado na Figura 6.15. O movimento é analisado em duas direções do sistema, para entradas de tensão de -10 até 10 V. O acionamento (motor e acoplamentos) se movimenta com maior velocidade em relação ao eixo completo, e suas maiores velocidades são em direção anti-horária.

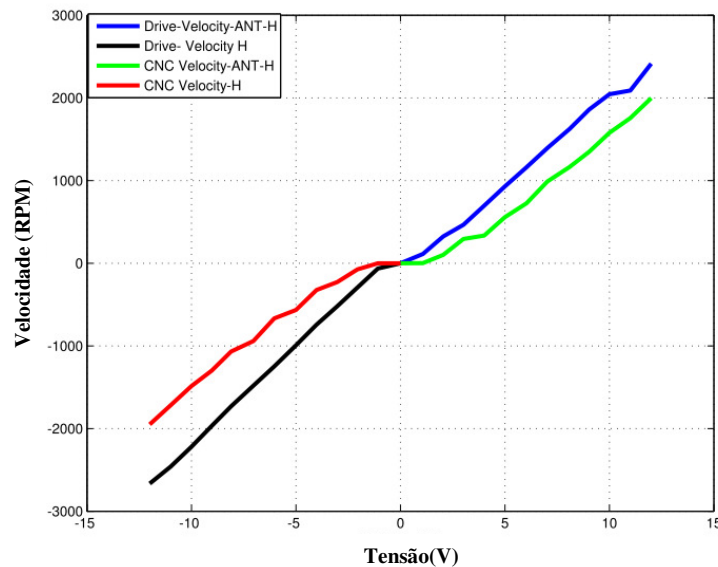
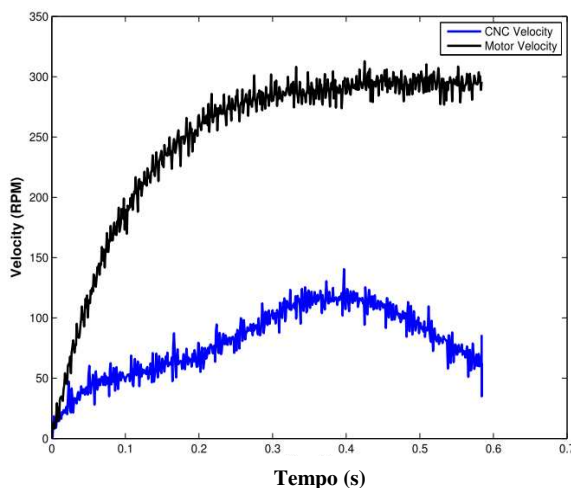


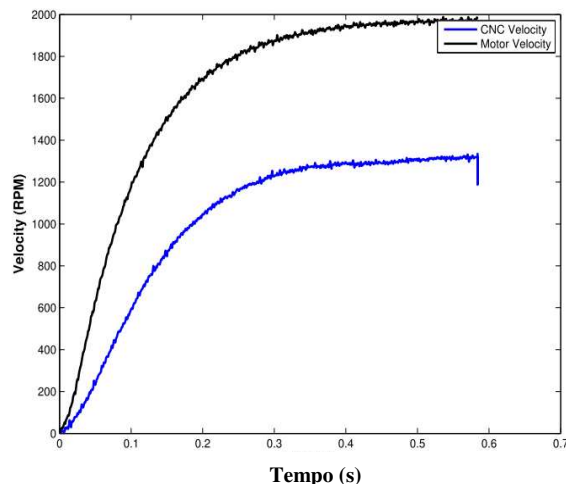
Figura 6.15: Velocidade do motor e acoplamentos comparado com o eixo completo de movimentação.

O momento de inércia total do eixo completo e os efeitos de atrito presentes nas superfícies em contato e nos eixos do motor afetam a resposta do torque dinâmico e estático da máquina, alterando as velocidades da resposta final do eixo de movimentação. A máquina possui dificuldade em baixas velocidades e no começo das trajetórias. Os mecanismos no estado inicial produzem alto torque de entrada com aumento da corrente, apresentando dificuldades no movimento até conseguir um torque maior ao torque estático do sistema para gerar o movimento dos eixos. Assim, a máquina precisa de maior corrente neste ponto. Uma vez que a máquina conseguiu responder, o sistema de controle deve regular os parâmetros exigidos na trajetória de entrada. Em baixas velocidades, a saída de velocidade apresenta maior ruído na medição, em relação às velocidades altas, como é demonstrado na Figura 6.16. Em baixa velocidade, a influência de

atritos possui uma maior não linearidade que são apresentados como oscilações no eixo de movimentação.



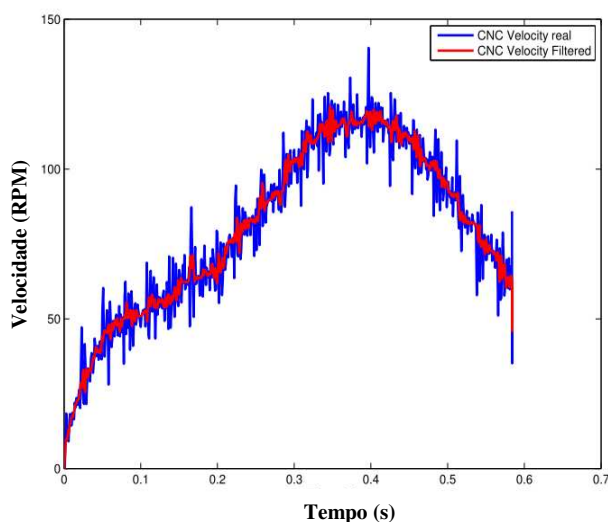
a) Entrada de 2V



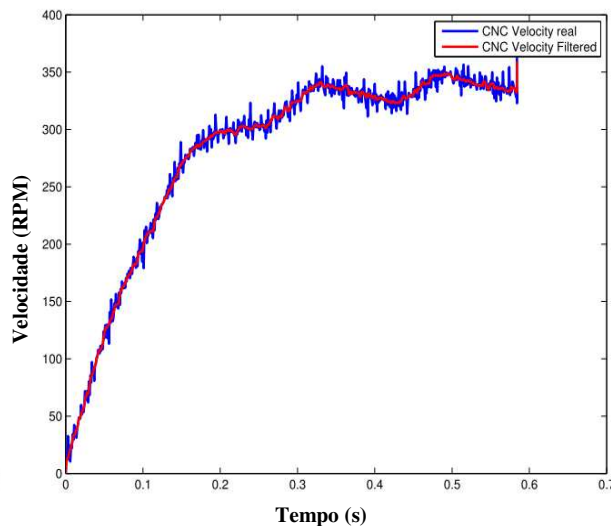
b) Entrada de 9V

Figura 6.16: Velocidade do acionamento e do eixo da máquina.

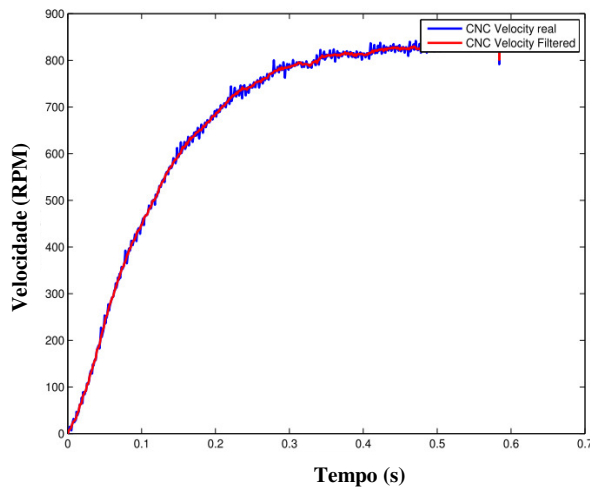
As respostas de velocidade do eixo da máquina real para diferentes entradas de tensão nos atuadores e o ajuste com o filtro para efeito de ruído na medição são visualizadas na Figura 6.17



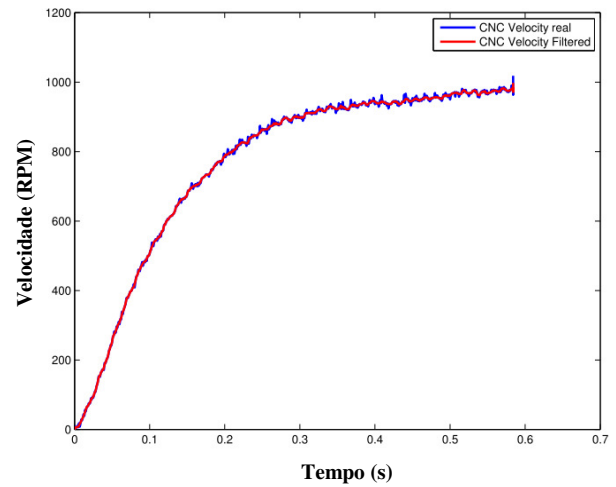
a) Entrada de 2V



b) Entrada de 4V



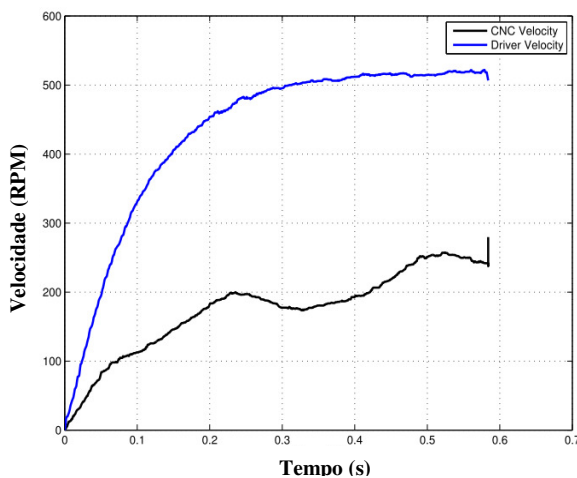
c) Entrada de 6V



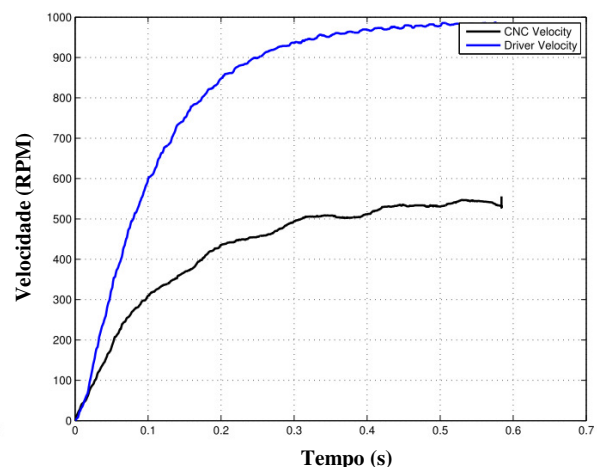
d) Entrada de 9V

Figura 6.17: Velocidade da máquina Real e filtragem na medição.

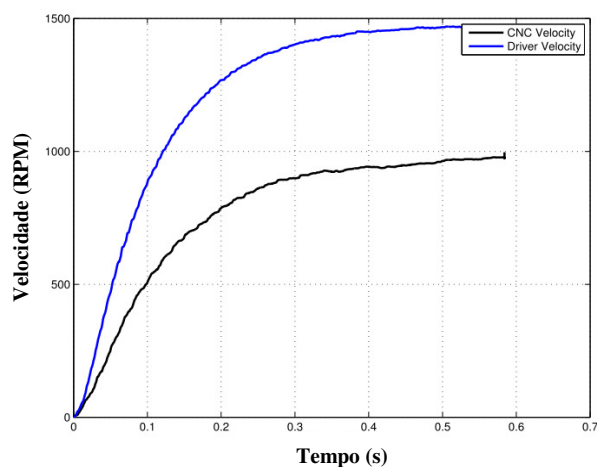
Na Figura 6.18 são apresentadas as respostas de velocidade do eixo de movimentação completo e do sistema de acionamento da máquina. O momento de inércia e os atritos aumentam com o eixo completo. Com isso, as velocidades diminuem. O efeito do eixo em baixas velocidades apresenta maiores oscilações que com o sistema de acionamento sem carga. Nesse caso, a influência em baixa velocidade da não linearidade dos atritos é maior, e é evidenciada uma maior influência no eixo completo que no sistema motor e acoplamentos.



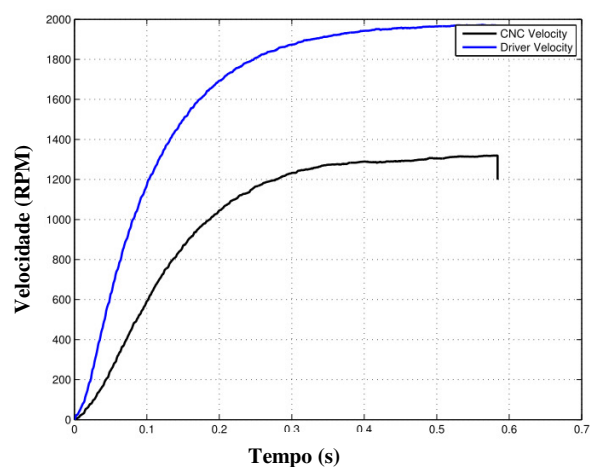
a) Entrada 3V



b) Entrada 5V



c) Entrada de 7V



d) Entrada de 9V

Figura 6.18. Velocidade do acionamento e do eixo completo.

A saída de velocidade do eixo completo da máquina para diferentes velocidades é apresentada na Figura 6.19 para as duas direções de movimento do eixo X. A velocidade de saída do eixo é maior com o sistema motor e acoplamentos, que quando estão presentes todos os mecanismos do eixo. O momento de inércia do eixo incrementa-se exigindo maior torque e corrente para se movimentar. Em baixas velocidades, o eixo apresenta algumas oscilações devido ao efeito de atritos e seu comportamento não linear perto da velocidade zero da máquina. O tempo de resposta é menor no eixo completo, com um tempo aproximado de 0.3s. O comportamento dos eixos apresenta maior tempo de resposta no sentido horário, e as velocidades são maiores neste caso. A influência dos atritos é acrescentada em baixas velocidades. Os resultados da variação de inercia e dos atritos são definidos na Tabela 6.9.

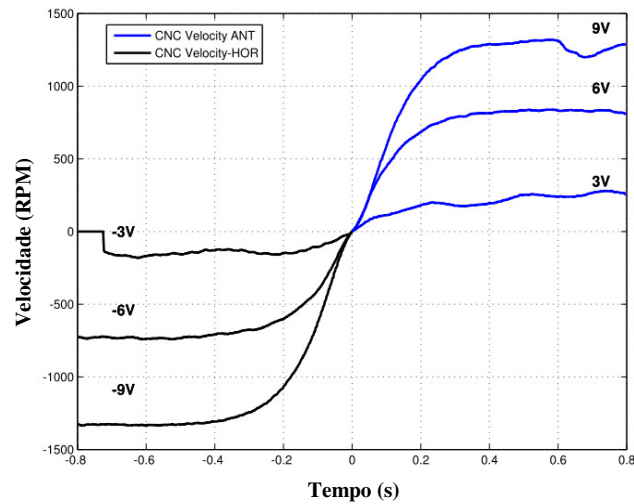


Figura 6.19: Medição de Velocidade da máquina em direção horária e anti-horária.

Tabela 6.9: Resultados dos Parâmetros de Variação Inercial e Efeito Viscoso dos Eixos.

Parâmetros	Parâmetros do Eixo X-Y-Z					
	Be_X	Je_X	Be_Y	Je_Y	Be_Z	Je_Z
Média Aritmética	2.0756×10^{-5}	1.4158×10^{-4}	1.69207×10^{-5}	1.62851×10^{-4}	1.607×10^{-5}	1.581×10^{-5}

Estimação dos atritos dos eixos :

A estimação dos atritos nos eixos da máquina utiliza o modelo de referência do sistema completo dos eixos, com as funções do atrito não linear. Nesse sentido, a função de *Stribeck* aplica os modelos do comportamento de atrito de Coulomb e Viscoso como é definida na Equação (3.18) e (3.19). O procedimento e método para estimar os parâmetros são iguais aos anteriores métodos para estimar os parâmetros do motor, descritos nos Capítulos 4 e 6. Os parâmetros para estimar são os torques de atrito de Coulomb em duas direções de movimento T_{coul+} e T_{coul-} , viscoso T_{visc} , e perturbações T_{pert} . Também são estimadas as velocidades limite da função de atritos com o limite inferior e superior w_{l+} , w_{l-} , w_{2+} e w_{2-} , velocidades presentes na Equação (3.16) dos atritos representados na Figura 3.5. Os resultados da estimação dos parâmetros de atrito e perturbação são relacionados na Tabela 6.10.

Tabela 6.10: Resultados estatísticos dos Parâmetros dos Atritos e de Perturbação dos eixos.

Parâmetro	Eixo X			Eixo Y			
	<i>Tcoul+</i>	<i>TVisc</i>	<i>Tpert</i>	<i>Tcoul+</i>	<i>Tcoul-</i>	<i>TVisc</i>	<i>Tpert</i>
<i>Média</i>	0.0025892	0.0011545	0.054252	0.0771869	-0.0451038	0.00038273	0.040911756
<i>Desvio Padrão</i>	0.006796	0.001155	0.050019	0.02389849	0.007168834	0.000124566	0.034814956
<i>Erro Típico</i>	0.034923	0.0011421	0.023396	0.00755736	0.002266984	3.9391×10^{-05}	0.011009456

Eixo Z				
Parâmetro	<i>Tcoul+</i>	<i>Tcoul-</i>	<i>TVisc</i>	<i>Tpert</i>
<i>Média</i>	0,076478	-0,02022	0,000378	0,0442887
<i>Desvio Padrão</i>	0,000654	0,001611	$6,77 \times 10^{-6}$	0,0029495
<i>Erro Típico</i>	0,00037	0,00093	$3,91 \times 10^{-6}$	0,0017029

Com os resultados obtidos dos parâmetros na Tabela 6.9 e Tabela 6.10, é calculado o erro quadrático médio das velocidades dos eixos para o eixo X. O erro é obtido por meio do modelo em simulação com os parâmetros estimados e a referência de velocidade. O modelo utilizado é do eixo completo com a função de atrito não linear (Equação (3.16)). O erro de velocidades é representado na Figura 6.20.

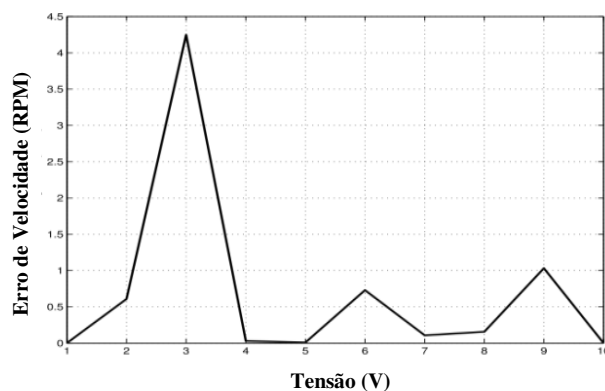


Figura 6.20: Erro Quadrático Médio da velocidade medida e da simulada com os parâmetros estimados.

A Figura 6.20 apresenta um maior erro de velocidade em baixas velocidades. O efeito de atritos influencia o sistema acrescentando as não linearidades ao redor do ponto de velocidade zero devido ao atrito de Coulomb que apresenta o maior efeito quando a velocidade atual é baixa.

As respostas da estimação de parâmetros do atrito de Coulomb possuem o maior valor com relação ao atrito viscoso. O atrito viscoso apresenta a maior influência em altas velocidades. Contudo, o efeito é maior com o atrito de Coulomb em baixa velocidade. Com o atrito viscoso, já o efeito continua sendo mais linear, em relação ao sistema próximo da velocidade zero.

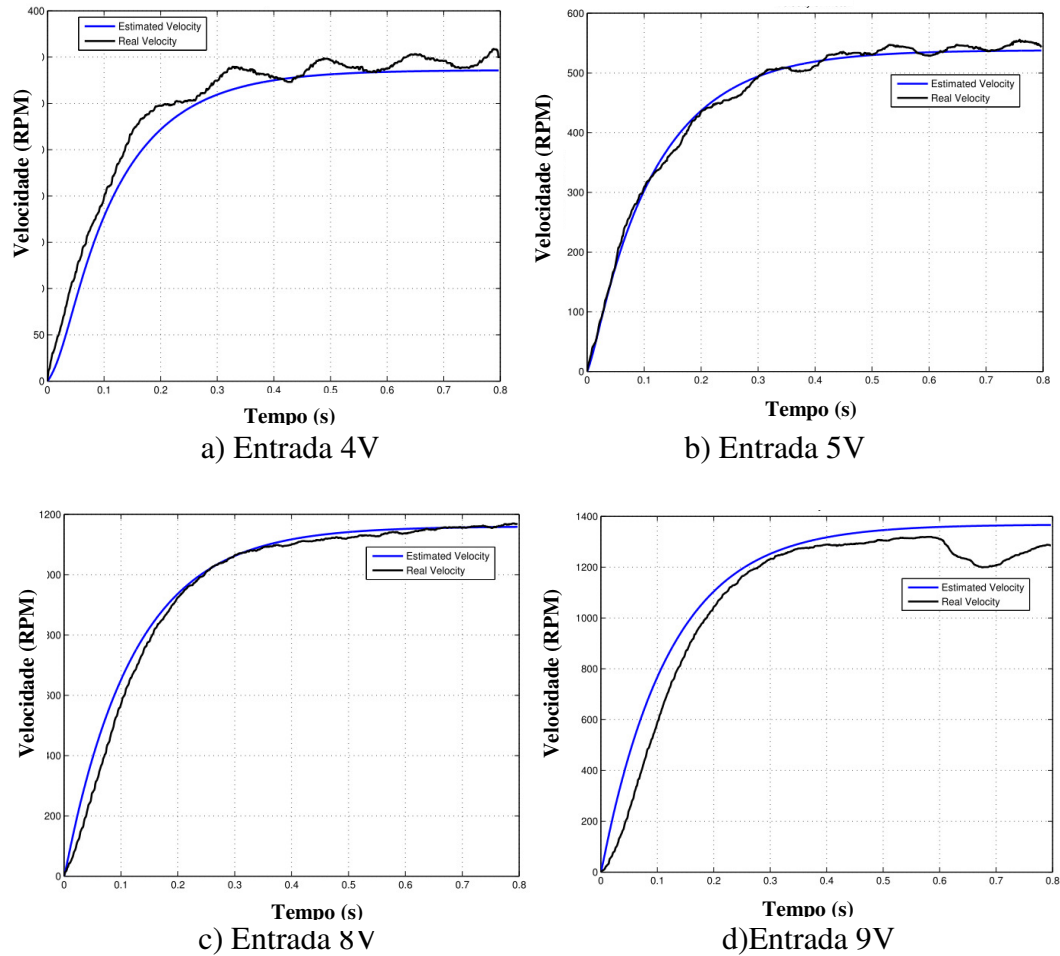


Figura 6.21: Velocidade Estimada e Real da máquina.

Na Figura 6.21 é representada a velocidade de resposta com o modelo de eixo com atritos, aplicando o grupo de parâmetros de atritos obtidos, em altas e baixas velocidades. O atrito de Coulomb afeta a velocidade como é analisado na Equação (3.18). No entanto, esse atrito pode reduzir seu efeito em altas velocidades devido às características expressas na função não linear de *Stribeck*. As oscilações são frequentes em baixas velocidades, porém, em altas velocidades são apresentadas oscilações de valor maior com menos frequência.

O momento de inércia do eixo Y é maior ao momento de inércia do eixo X, o que corresponde á localização dos eixos. Com relação ao eixo Z, o motor apresenta maior momento de inércia que os outros eixos o qual incrementa o momento de inércia completo desse eixo.

O torque de Coulomb e o torque de Atrito Viscoso apresentam maior valor no eixo Y que no eixo X. Isso se deve ao efeito que gera o eixo X sobre o eixo Y devido a seu incremento de momento de inércia, o qual influencia no contato das superfícies gerando maior força e pressão entre as superfícies e sobre as guias de movimento, incrementando o efeito de atrito nas guias refletido no eixo do motor.

Com relação ao torque de perturbação, o valor incrementou-se no eixo X em relação ao eixo Y. É possível ver esse efeito devido às folgas que tinha o eixo X no acoplamento entre o eixo do motor e o encoder. Além que o eixo esta sobre a superfície do outro eixo e a estabilidade da estrutura é mais exposta à vibração do próprio movimento da máquina.

6.2.3 Nível 2: Identificação com controle de realimentação

O sinal de entrada aplicada para a estimação em malha fechada é apresentada na Figura 6.22. Essa entrada é colocada no gerador de trajetórias o qual construí os perfis de posição, velocidade e aceleração para uma trajetória linear. A entrada possui limites em mínima e máxima posição de referência. A estimação dos parâmetros é realizada utilizando três velocidades como mínima, média e máxima. Para garantir o movimento de cada eixo em duas direções é utilizada uma trajetória de ida e retorno de uma linha reta, a qual deve atravessar pelo ponto critico de velocidade zero na mudança de giro do eixo. A posição de referência varia entre 5000 pulsos e 10000 pulsos.

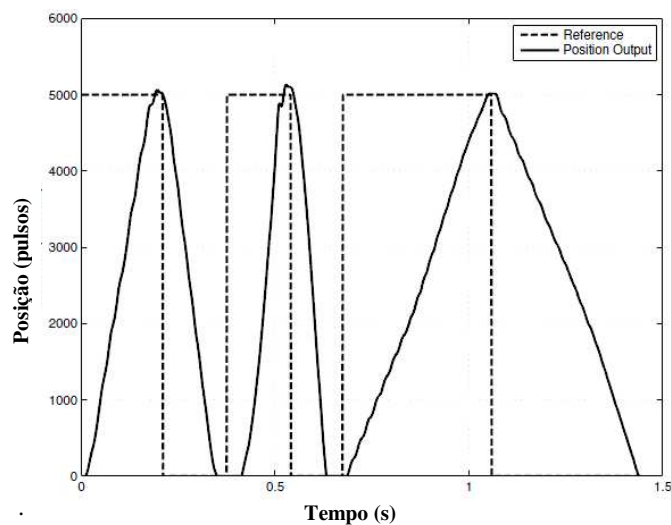


Figura 6.22: Trajetória de Entrada em posição para estimação em malha fechada.

Tabela 6.11 define as posições, velocidades e tempos para programar o gerador de trajetórias utilizando a interface de LABVIEW com funções de *Motion* da National Instruments.

Tabela 6.11: Características da entrada de trajetória para estimação de parâmetros em malha fechada

<i>Parâmetro</i>	<i>Posição:5000 pulsos</i>			<i>Posição:10000 pulsos</i>		
	<i>Velocidade</i>			<i>Velocidade</i>		
	<i>Baixa</i>	<i>Media</i>	<i>Alta</i>	<i>Baixa</i>	<i>Media</i>	<i>Alta</i>
<i>Máxima Posição de Referência [pulsos]</i>	5015	5050	5103	10002	10004	10004
<i>Tempo de Estabelecimiento</i>	0.385	0.198	0.132	0.731	0.325	0.223

Estimação do eixo com o sistema de medição e quantização:

Utilizando o modelo completo do eixo definido na Tabela 4.3 são estimados os parâmetros com os perfis de movimento da Tabela 6.15 e o método de otimização por mínimos quadrados não lineares além dos parâmetros estimados no primeiro nível de identificação. Os

resultados da identificação para o eixo X são apresentados na Tabela 6.12, a estimação é realizada utilizando o modelo com os efeitos de atrito.

Tabela 6.12 : Parâmetros Estimados do Eixo X, com o efeito dos atritos.

<i>Estimação</i>	<i>B</i>	<i>J</i>	<i>K_{measured}</i>	<i>G_{convert}</i>	<i>w1+</i>	<i>w1-</i>	<i>w2+</i>	<i>w2-</i>
3	5.39x10 ⁻⁵	9.02 x10 ⁻⁵	0.2911	0.37421	2.29	-4.34	12.993	-8.1231
4	4.42x10 ⁻⁵	5.25 x10 ⁻⁵	0.8962	0.12338	4.88	-5.45	11.62	-9.8484

<i>Estimação</i>	<i>Tcoul+</i>	<i>Tvisc</i>	<i>Tsatmax</i>	<i>Tpert</i>
5	0.0328	0.00082	0.0599	0.01105
6	0.0108	0.00096	0.2950	0.00985

As principais mudanças no modelo são o ganho do sistema de medição $K_{measured}$ e o ganho de conversão do sinal de controle de posição para o sinal do atuador $G_{convert}$. As estimações mais importantes são apresentadas na Tabela 6.13.

Tabela 6.13: Estimações do Ganho $K_{measured}$ e $G_{convert}$

<i>Estimação</i>	<i>K_{measured}</i>	<i>G_{convert}</i>
<i>P1</i>	1.0672	1.0191
<i>P2</i>	1.0908	0.50552
<i>P3</i>	0.5828	0.29923
<i>P4</i>	0.49291	0.40057

Esses parâmetros são aplicados no modelo apresentado na Equação (3.1)-(3.23), e as respostas são comparadas com a posição real da máquina CNC. Os valores reais da máquina com os simulados são utilizados para calcular o erro quadrático médio de posição (Equação 6.1), estes são apresentados na Tabela 6.14.

$$MSE = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (x_i - y_i)^2} \quad (7.1)$$

Tabela 6.14: MSE de posição com os parâmetros estimados em malha fechada com o modelo de quantização e medição.

<i>Parâmetro</i> <i>K_{measured}</i> <i>G_{convert}</i>	<i>MSE Posição:5000</i> <i>pulsos</i>			<i>MSE Position:10000</i> <i>pulsos</i>		
	<i> Velocidade</i>			<i> Velocidade</i>		
	<i>Baixa</i>	<i>Media</i>	<i>Baixa</i>	<i>Media</i>	<i>Baixa</i>	<i>Media</i>
<i>P1</i>	2.162	5.924	10.457	2.425	6.447	12.175
<i>P2</i>	4.365	9.972	14.505	4.845	11.992	19.358
<i>P3</i>	11.412	17.004	19.505	15.316	25.983	34.669
<i>P4</i>	10.609	16.428	19.103	13.751	24.605	33.286

O mínimo erro é obtido com os parâmetros $P1=(k_{measured}=1.0672, G_{convert}=1.0191$. Os parâmetros de ganho de conversão e de medição dos eixos Y e Z são apresentados na Tabela 6.15.

Tabela 6.15: Parâmetros estimados dos Eixos Y-Z com modelo de atritos e sistema de Quantização e medição

<i>Estimação</i>	<i>Eixo Y</i>		<i>Eixo Z</i>	
	<i>K_{measured}</i>	<i>G_{convert}</i>	<i>K_{measured}</i>	<i>G_{convert}</i>
<i>Valor Médio</i>	2.43257	5.95448	1.825043	4.54316
<i>Desvio Padrão</i>	0.204409	0.419027	0.941732	2.4064
<i>Erro típico</i>	0.06464	0.132508	0.54370	1.38937

Os valores dos ganhos de conversão e medição do Eixo Y são maiores em relação aos valores do eixo X e Z.

Estimação do eixo com o sistema de regulação de Velocidade e Corrente:

Na seguinte estimação, o modelo é modificado incluindo o sistema de regulação de corrente e velocidade mediante um controle PI para corrente e outro da velocidade, como é definido pelos modelos das Equações (3.28)-(3.29).

Tabela 6.16: Estimações do Ganho $K_{measured}$, $G_{convert}$, com controladores de velocidade e corrente

<i>Estimação</i>	$K_{measured}$	$G_{convert}$
$P1$	0.5279	0.17374
$P2$	12.102	14.946
$P3$	33.55	35.42
$P4$	1.0672	1.0191

Na quarta estimação são utilizados os parâmetros obtidos na estimação da Tabela 6.13 $P4=(k_{measured}=1.0672, G_{convert}=1.0191)$. Os parâmetros da Tabela 6.16 são aplicados no modelo definido nas Equações (3.1)-(3.23), e as respostas são comparadas com a posição real da máquina CNC. O erro médio quadrático foi calculado para esses dados, os resultados estão na Tabela 6.17.

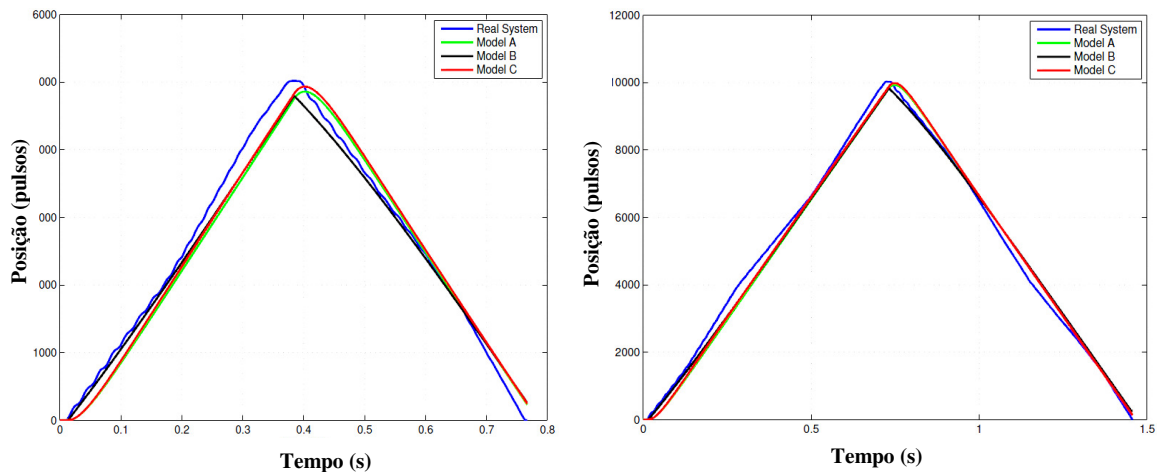
Tabela 6.17: MSE de posição com os parâmetros estimados em malha fechada com o modelo de corrente e velocidade

<i>Parâmetros</i> $K_{measured}$ $G_{convert}$	<i>MSE [mm]</i> <i>Posição:5000 Pulsos</i>			<i>MSE[mm]</i> <i>Posição:10000 pulsos</i>		
	<i> Velocidade</i>			<i> Velocidade</i>		
	<i>Baixa</i>	<i>Media</i>	<i>Baixa</i>	<i>Media</i>	<i>Baixa</i>	<i>Media</i>
$P1$	10.6782	14.0477	15.5376	17.9632	22.4300	40.5442
$P2$	1.3281	2.0518	4.7677	1.3076	1.4310	8.59
$P3$	1.3321	2.0447	4.7603	1.3118	1.4304	8.5755
$P4$	1.6471	3.8059	6.3033	2.0661	3.9105	10.895

6.2.4 Nível 3 : Validação dos modelos e parâmetros estimados

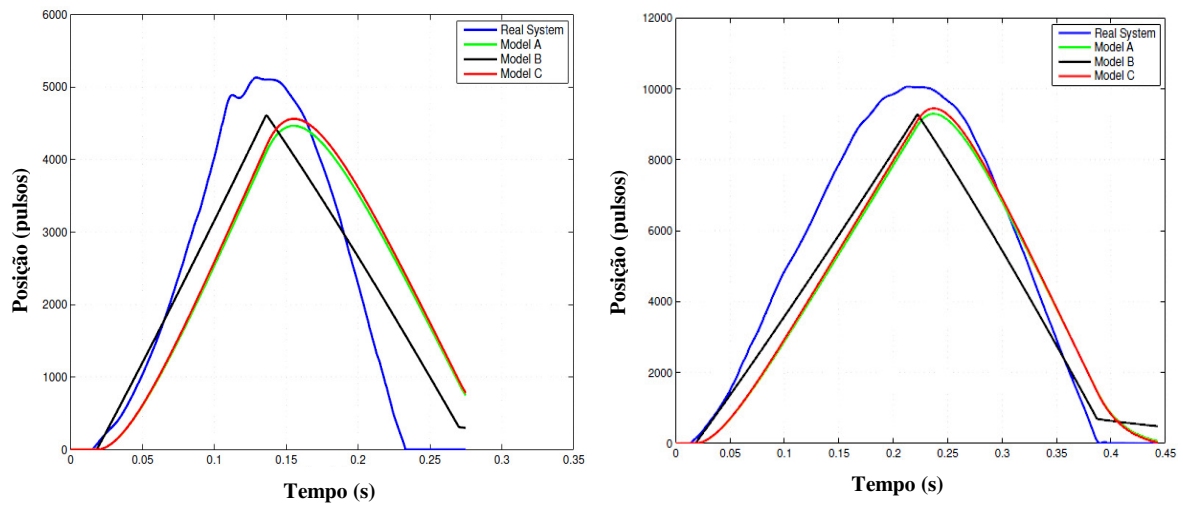
No nível 3 da estratégia de identificação é realizada a validação dos modelos com o valor médio dos parâmetros estimados anteriormente. Para validar qual é o modelo de referência mais próximo da resposta da máquina real, são utilizados os modelos de cada eixo com efeito dos atritos não lineares apresentados pelas Equações (3.1)-(3.23). Esse modelo é chamado o modelo A. O modelo B é o modelo constituído pelo eixo completo e os ganhos do sistema de quantização e medição representado nas Equações (3.25), (3.26) e (3.27). Finalmente o modelo C é definido pela função reduzida do sistema que inclui as malhas de regulação de corrente e velocidade mostrado nas Equações (3.28)-(3.29).

A validação dos modelos é analisada pelo erro médio quadrático de seguimento, e as respostas dos modelos com a resposta real do sistema, para o seguimento de uma trajetória de linha reta, em diferentes posições e velocidades. Os resultados são apresentados na Figura 6.23.



a) Trajetória 5000 pulsos, alta velocidade

b) Trajetória 10000 pulsos e alta velocidade



c) Trajetória 5000 pulsos e baixa velocidade d) Trajetória 10000 pulsos e baixa velocidade

Figura 6.23: Posição para trajetória linear com diferentes modelos no Eixo X.

O erro dos modelos com os parâmetros estimados é apresentado na Tabela 6.18.

Tabela 6.18: MSE de Posição para trajetória linear, Eixo X

Modelo	MSE [mm] Posição:5000Pulsos			MSE [mm] Posição:10000pulsos		
	Velocidade			Velocidade		
	Baixa	Media	Alta	Baixa	Media	Alta
A	2.161	5.929	10.457	2.4263	6.452	12.181
B	1.975	5.828	10.561	2.166	6.248	11.651
C	1.647	3.807	6.306	2.066	3.913	10.895

Os parâmetros estimados finais para utilizar nos modelos de referência dos eixos da máquina foram apresentados na Tabela 5.3.

6.3 Etapa2: Validação experimental do sistema de controle

O sistema de controle utiliza a interface de *Motion* da *National Instruments* para configurar as características elétricas do sistema de medição e de potência da máquina. Além de possibilitar a programação de controladores tipo PID. No entanto, este possui restrições para implementar outro tipo de controladores. Porém, o projeto dos controladores PID é testado experimentalmente na máquina real, e os outros controladores foram validados na simulação.

Os testes do sistema de controle foram configurados para realizar trajetórias lineares em três posições (baixa, media, alta) e três tipos de velocidade (baixa, media, alta). A configuração de aceleração e desaceleração possui um valor constante. Para teste de cada eixo, é utilizada a trajetória linear de ida e retorno como é apresentada na Figura 6.24, com o objetivo de gerar movimento do sistema no sentido horário e anti-horário, passando por velocidade zero e mudança de giro de movimento. Na Tabela 6.19, são apresentadas as características da trajetória linear configurada para os três eixos de movimento.

Tabela 6.19: Parâmetros de configuração para trajetória linear

<i>Saída</i>	<i>Eixo X</i>			<i>Eixo Y</i>			<i>Eixo Z</i>		
	<i>Baixa</i>	<i>Media</i>	<i>Alta</i>	<i>Baixa</i>	<i>Media</i>	<i>Alta</i>	<i>Baixa</i>	<i>Media</i>	<i>Alta</i>
<i>Velocidade</i> [pulsos/s]	5000	10000	40000	5000	10000	40000	5000	10000	18000
<i>Posição</i> [pulsos]	5000	20000	50000	5000	20000	50000	5000	20000	80000

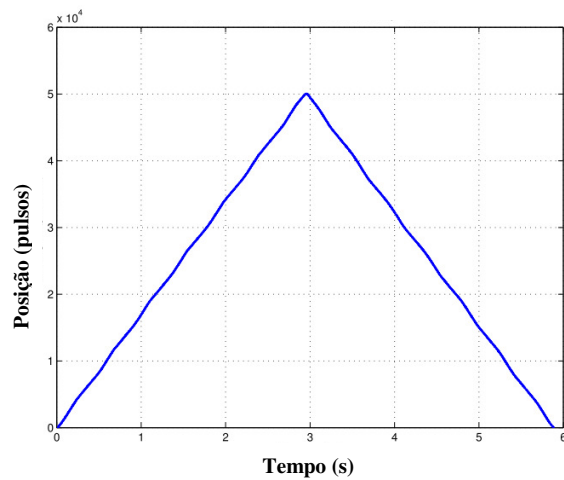


Figura 6.24: Trajetória linear para testes dos Controladores.

Para a análise da máquina utilizando movimentos que incluem dois eixos de movimento simultâneo, é feito o experimento de uma trajetória circular como é apresentado na Figura 6.30, com o movimento do eixo X-Y, e outros testes com o eixo Y-Z. A trajetória circular é igualmente configurada com três velocidades (baixa, media, alta) e dois valores de raio do círculo. Na Tabela 6.20, são definidos os valores para a trajetória circular.

Tabela 6.20: Parâmetros de configuração para a trajetória Circular

<i>Saída</i>	<i>Eixo X</i>			<i>Eixo Y</i>			<i>Eixo Z</i>		
	<i>Baixa</i>	<i>Media</i>	<i>Alta</i>	<i>Baixa</i>	<i>Media</i>	<i>Alta</i>	<i>Baixa</i>	<i>Media</i>	<i>Alta</i>
<i>Velocidade</i> [pulsos/s]	5000	10000	40000	5000	10000	40000	5000	10000	18000
<i>Raio</i> [pulsos]	5000		20000	5000		20000	5000		20000

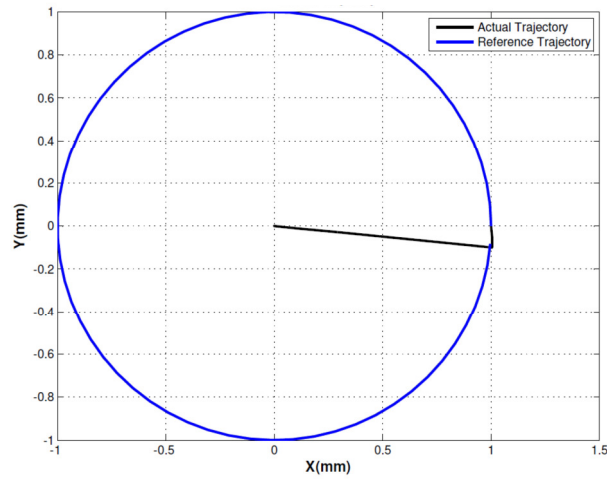


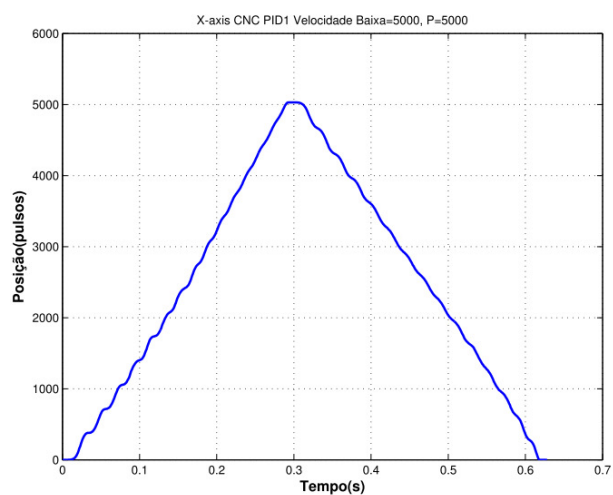
Figura 6.25: Trajetória Circular para testes dos Controladores.

6.3.1 Trajetória linear com o PID de configuração inicial (PID1)

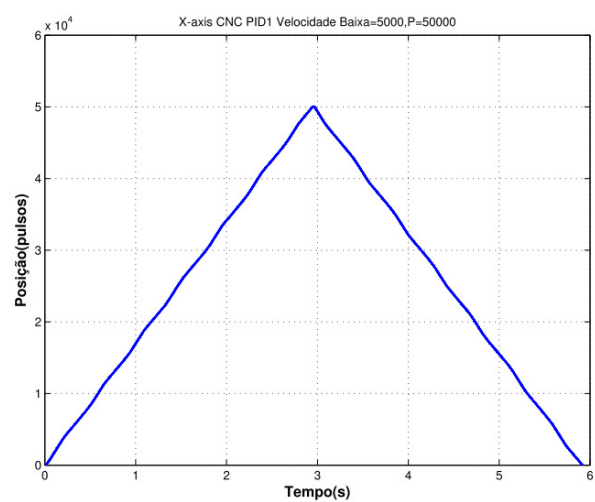
Os eixos da máquina estão configurados inicialmente com um controlador de posição PID1 com os valores de $K_p=50$, $K_i=50$ e $K_d=10$. O controlador PID1 possui as mesmas constantes nos três eixos de movimentação. Este controlador inicial foi ajustado diretamente na máquina através de procedimentos empíricos. O resumo de resultados do erro de seguimento com o PID1 é mostrado na Tabela 6.22 e o comportamento da posição, é apresentado na Figura 6.26 para o eixo X, Figura 6.27 para o eixo Y e Figura 6.28 para o eixo Z no seguimento da trajetória linear.

Tabela 6.21: Erro de Seguimento em trajetória Linear utilizando controle PID1.

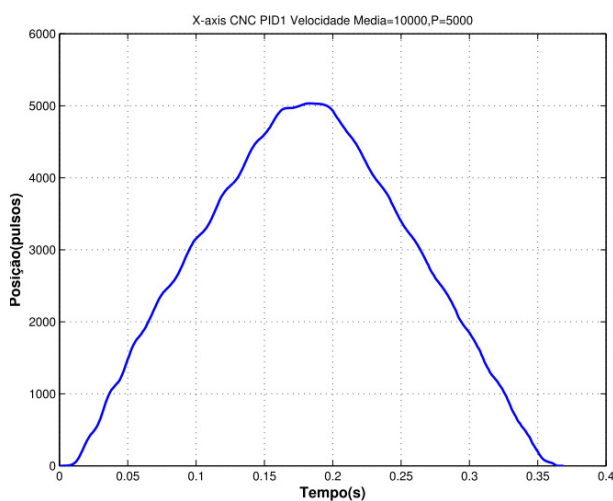
<i>Posição</i>	<i>Velocidade</i>	<i>Eixo X</i>	<i>Eixo Y</i>	<i>Eixo Z</i>
<i>Baixa</i> <i>5000 pulsos</i> <i>6.1035mm</i>	Baixa	0.3065	0.0960	0.1542
	Media	0.1813	0.2026	0.9837
	Alta	0.4664	0.7056	0.8700
<i>Alta</i> <i>50000 pulsos</i> <i>61.035mm</i>	Baixa	0.7943	0.9376	0.5928
	Media	0.5260	0.6327	0.3797



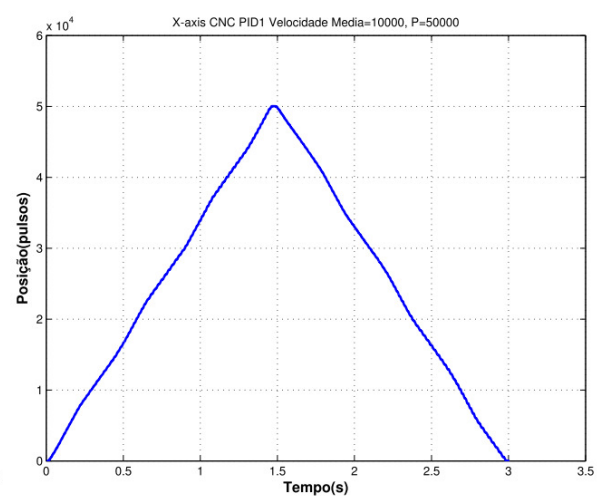
a) Posição Baixa, Velocidade baixa



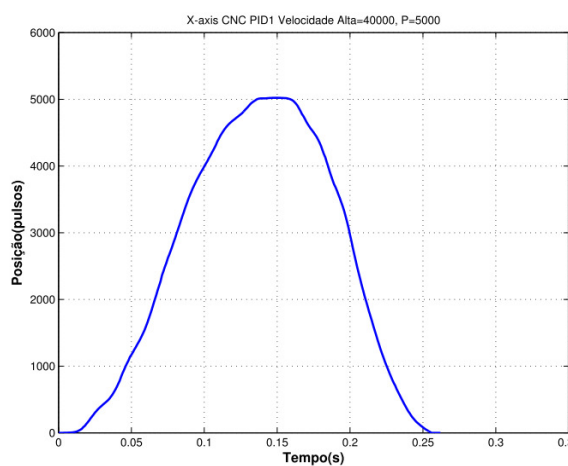
b) Posição Alta, Velocidade Baixa



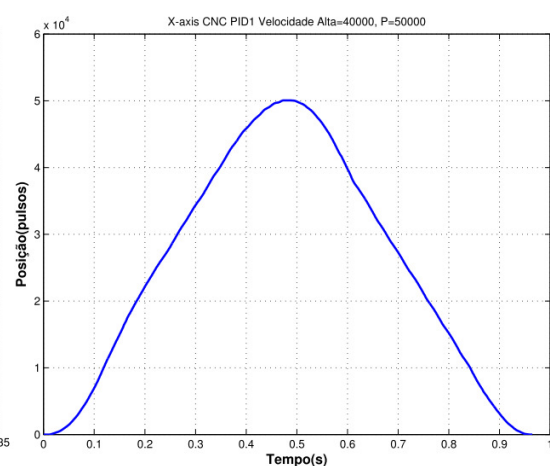
c) Posição Baixa, Velocidade Media



d) Posição Alta, Velocidade Media

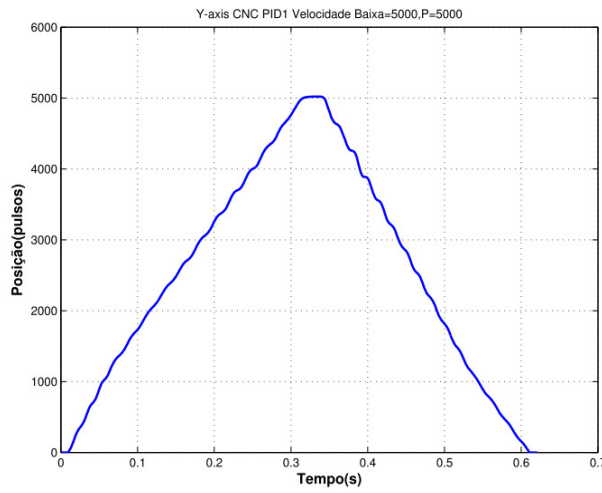


e) Posição Baixa, Velocidade Alta

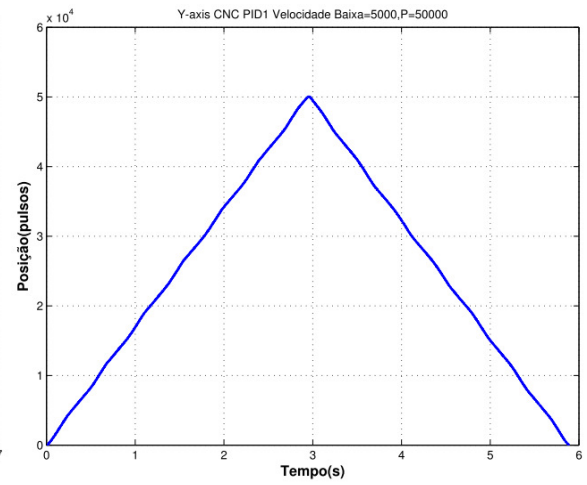


f) Posição Alta, Velocidade Alta

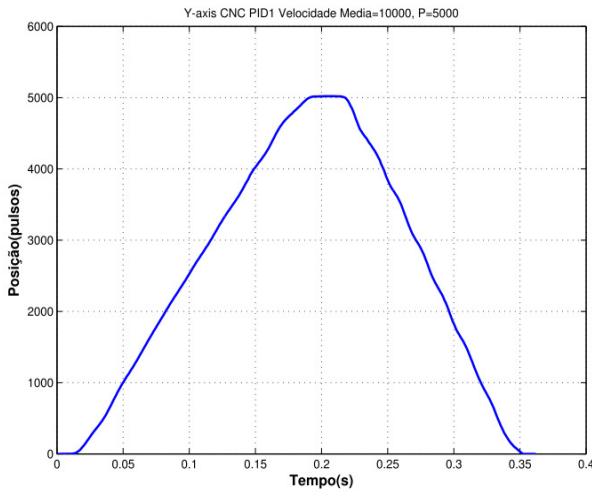
Figura 6.26: Posição medida para uma trajetória Linear do Eixo X e PID1.



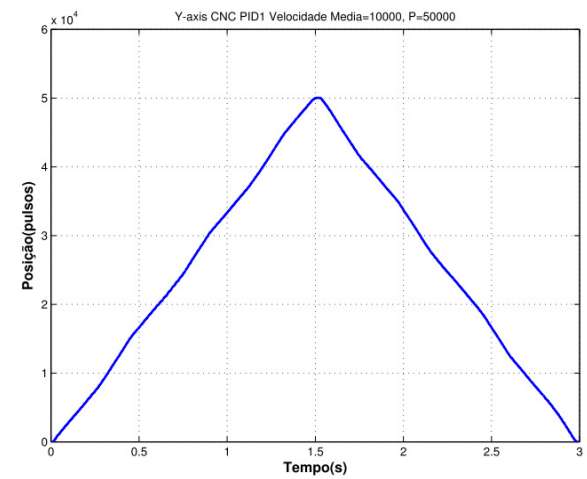
a) Posição Baixa, Velocidade baixa



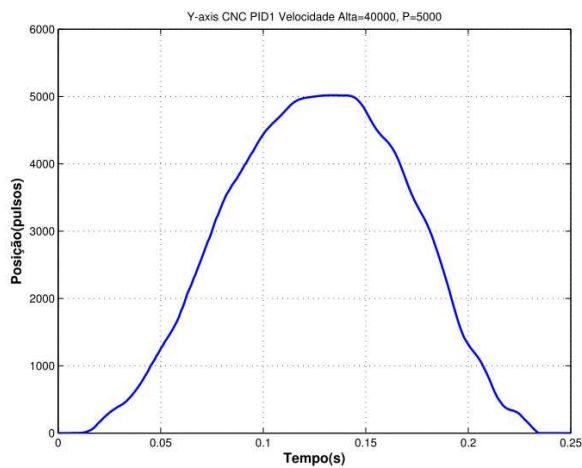
b) Posição Alta, Velocidade Baixa



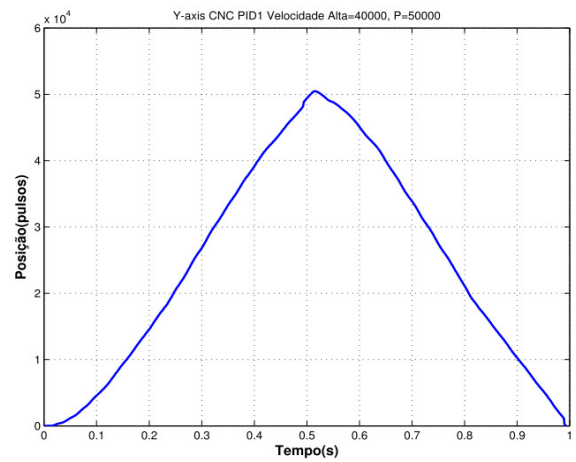
c) Posição Baixa, Velocidade Media



d) Posição Alta, Velocidade Media

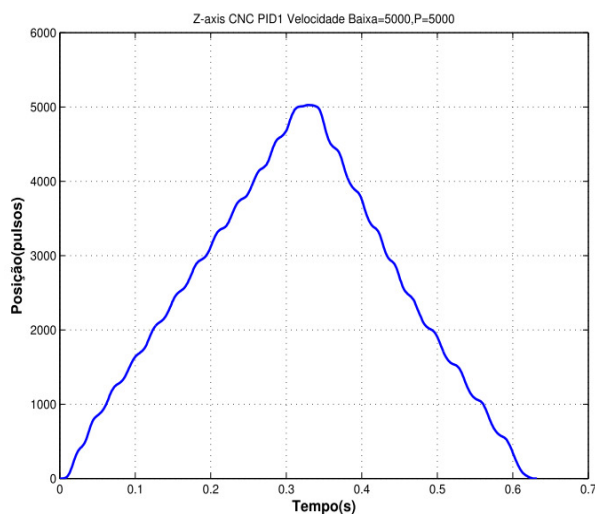


e) Posição Baixa, Velocidade Alta

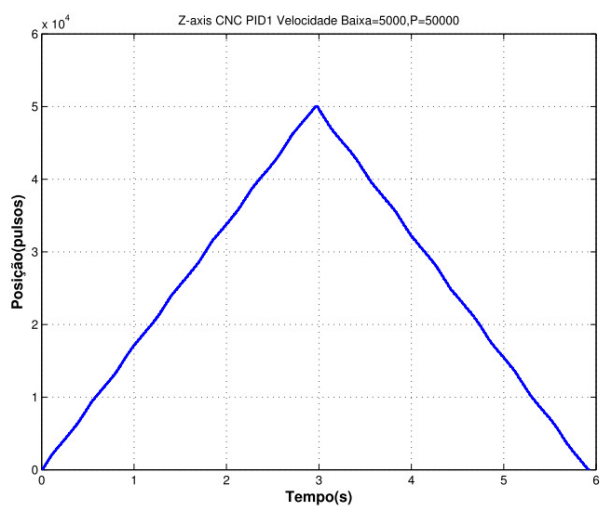


f) Posição Alta, Velocidade Alta

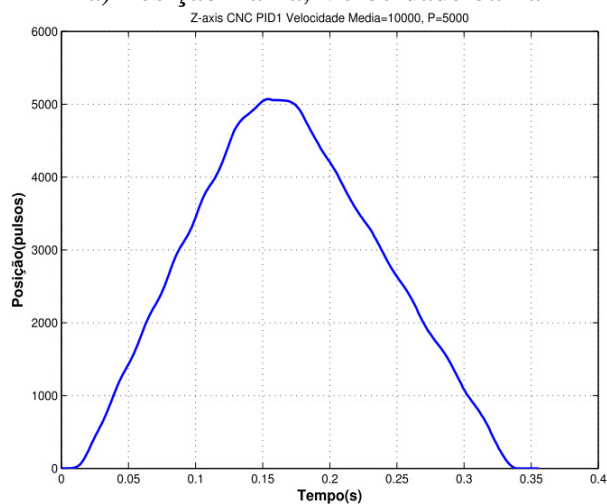
Figura 6.27: Posição medida para uma trajetória Linear do Eixo Y e PID1.



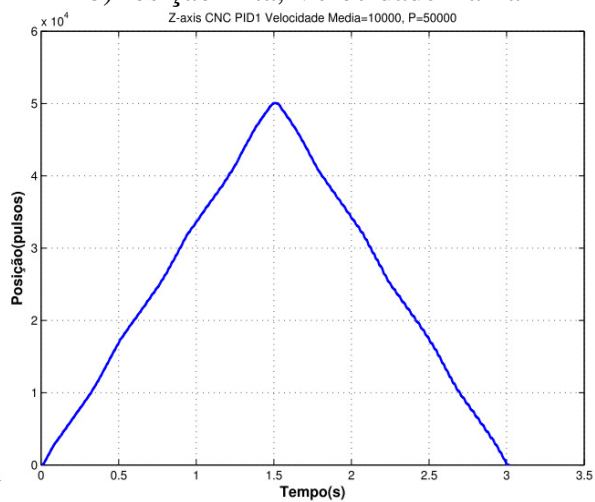
a) Posição Baixa, Velocidade baixa



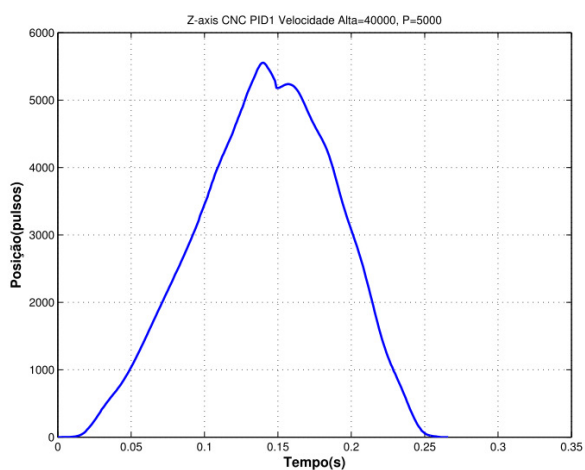
b) Posição Alta, Velocidade Baixa



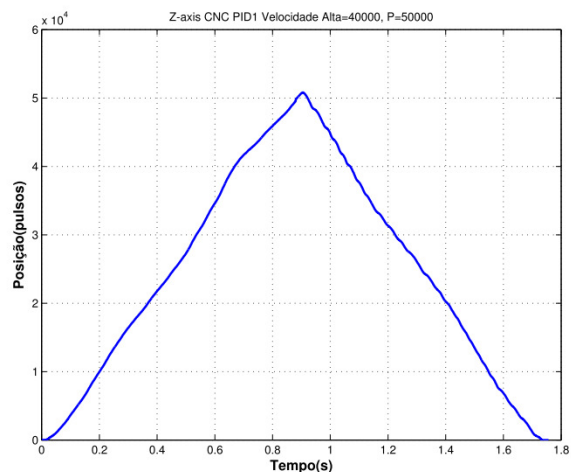
c) Posição Baixa, Velocidade Media



d) Posição Alta, Velocidade Media



e) Posição Baixa, Velocidade Alta



f) Posição Alta, Velocidade Alta

Figura 6.28: Medição da Posição Real da trajetória Linear para o Eixo Z com PID1.

O eixo Y apresenta maiores oscilações, em baixa velocidade e menor comprimento. Em média velocidade o eixo movimenta-se com menor erro de seguimento, e em altas velocidades apresenta um erro maior na mudança de movimento.

No eixo Z, o sistema manteve o seguimento da trajetória linear com algumas oscilações em baixa velocidade e comprimento curto, e apresenta maior erro em altas velocidades e na mudança de movimento.

Assim, no eixo Z, que é um eixo de movimentação vertical, o controlador precisa contrarrestar à variação de peso que possui o próprio eixo, quando ele se movimenta em descida ou subida. Com isso, o sistema exige maior torque no momento de subida, porém, maior corrente para atingir a posição na velocidade desejada.

Em baixas velocidades, o eixo X com o controlador PID1, conseguiu seguir a trajetória, com algumas oscilações na mudança de giro de movimento, respondendo melhor para comprimentos maiores que para comprimentos de posição menor. Com velocidade média, o funcionamento do sistema apresenta melhor desempenho em termos de seguimento, oscilações e mudança de giro. Em velocidades altas, o eixo X não conseguiu seguir diretamente o perfil de trajetória e possui um maior erro na mudança de giro.

Os resultados desse experimento apresentam maior erro nas baixas e altas velocidades, e na média velocidade os eixos trabalham com menos erro. Quando o comprimento é maior e o eixo está em alta velocidade o erro se incrementa muito mais que nos comprimentos menores, chegando a erros não aceitos em precisão para este tipo de máquinas, limitando o trabalho de usinagem para velocidades e comprimentos menores.

6.3.2 Trajetória Circular com PID de configuração inicial (PID1)

Para avaliar o desempenho do controlador inicial PID1, é colocada na máquina a trajetória circular com velocidades baixa= V_B , velocidade média= V_M e velocidade alta= V_A , e raio maior= R_M e raio menor= R_{MN} na trajetória circular, definidos na Tabela 6.21.

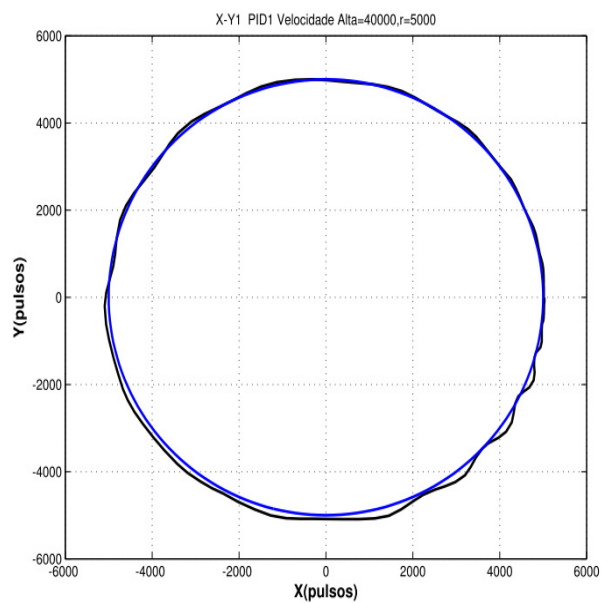
Em altas velocidades, o sistema responde com maiores oscilações que em baixa velocidade. Para raios de círculo maior o erro também diminui. O maior erro acontece quando a máquina está com maior velocidade e para círculos de raio pequeno. Na Tabela 6.22, são apresentados os erros de contorno para o PID1.

Tabela 6.22: Erro de Contorno em trajetória Circular com PID1. Eixos X-Y.

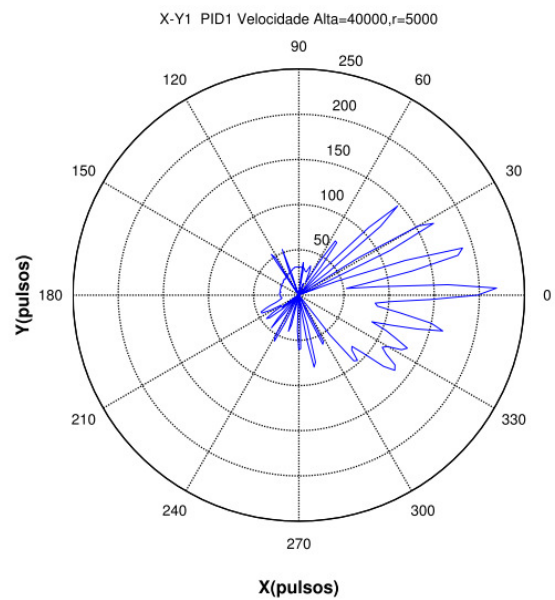
<i>Raio do Círculo</i>	<i>Velocidade</i>	<i>Erro de Contorno MSE Trajetória Circular PID1</i>	<i>Máximo Erro de Contorno</i>
		<i>Eixos X-Y [mm]</i>	<i>Eixos X-Y[mm]</i>
Raio Menor 6.1035mm (5000pulsos)	Baixa	0.0546	0.1290
	Media	0.0535	0.1674
	Alta	0.0826	0.2672
Raio Medio 24.41mm (20000pulsos)	Baixa	0.0536	0.1114
	Media	0.0614	0.1587
	Alta	0.0910	0.282

Os resultados de erro de contorno para uma trajetória circular com o PID1 apresentam maior erro em altas velocidades. O erro aproximadamente está ao redor de 0.05 mm para baixas velocidades e para altas ao redor de 0.09 mm. Os resultados são apresentados na Figura 6.29.

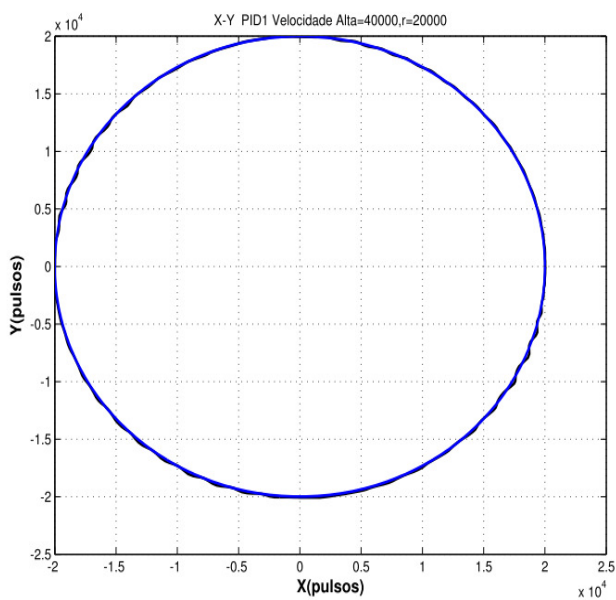
As maiores oscilações são apresentadas para círculos de raio menor e com velocidade alta como é percebido na Figura 6.29(a) e Figura 6.29(e)



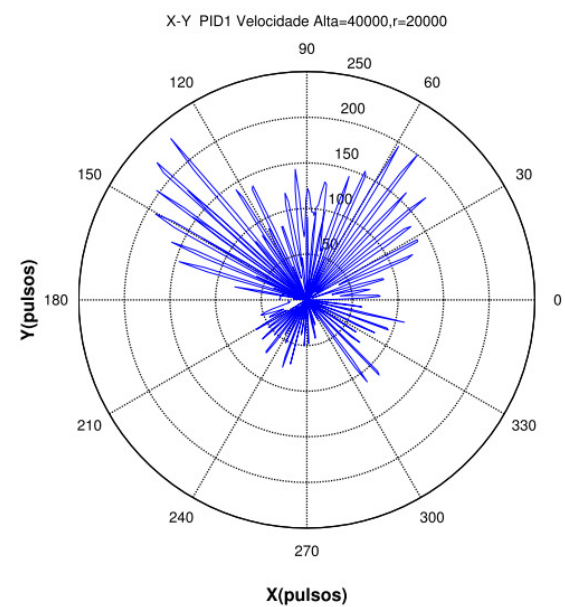
a) Trajetória: VA-Raio menor



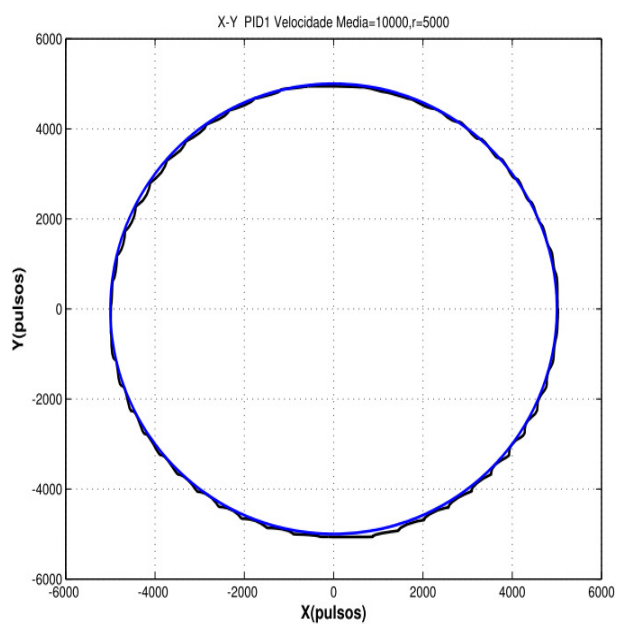
b) Erro de Contorno: VA-Raio menor



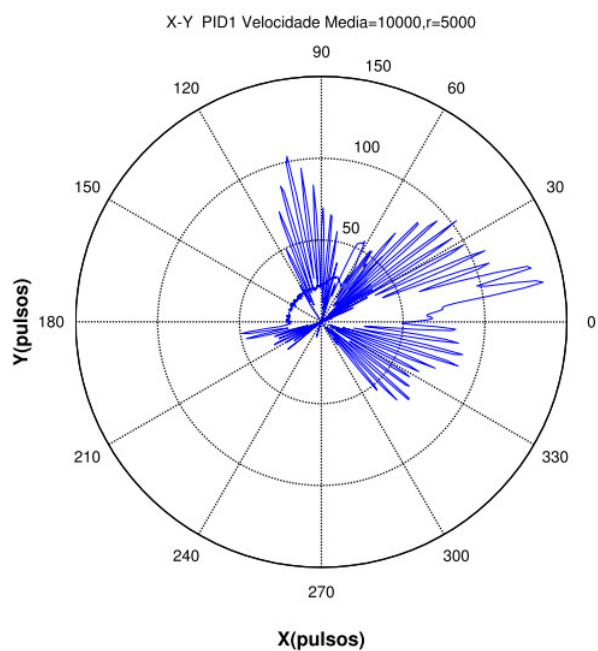
c) Trajetória VA-Raio maior



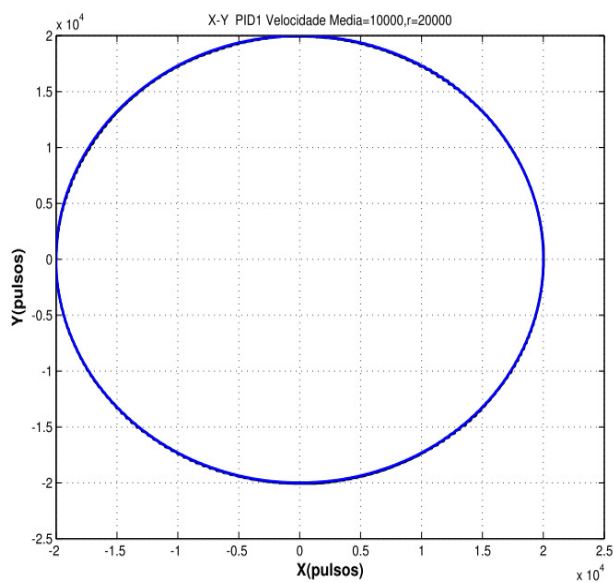
d) Erro de Contorno VA-Raio maior



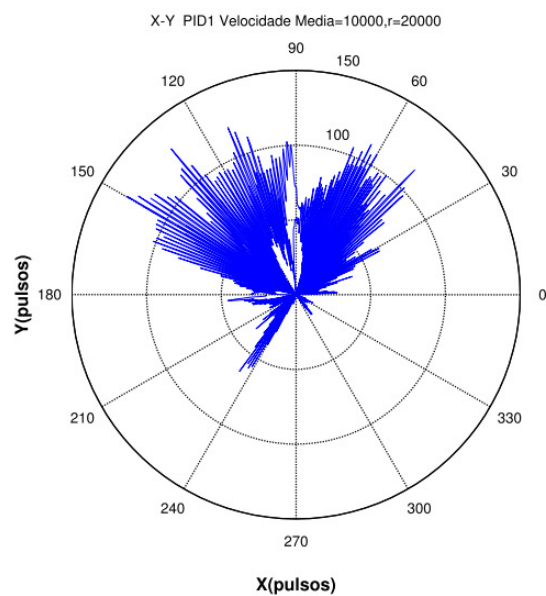
e) Trajetória VM-Raio menor



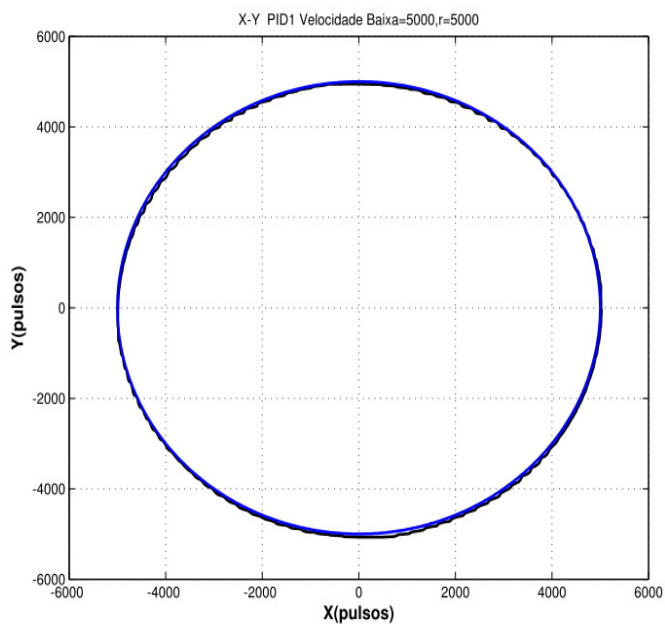
f) Erro de Contorno VM-Raio menor



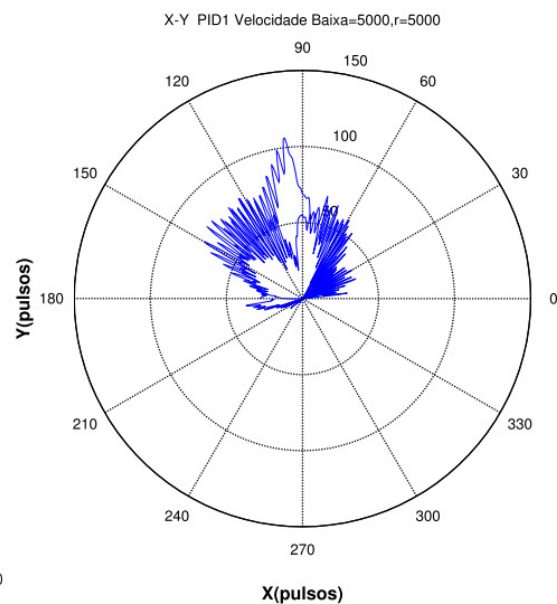
g) Trajetória VM-Raio maior



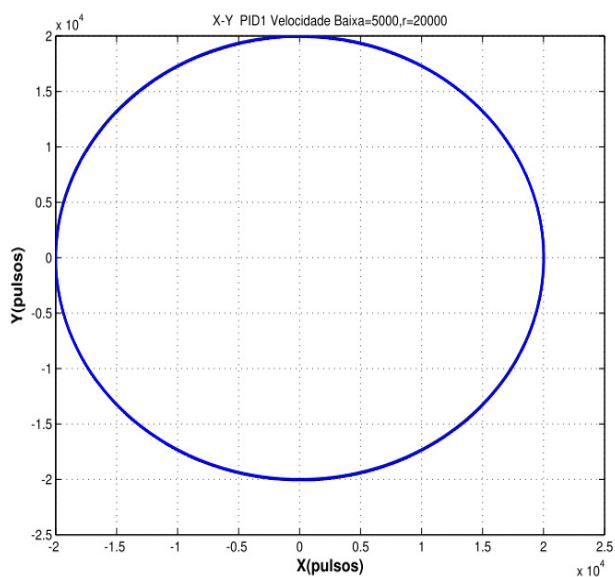
h) Erro de Contorno VM-Raio maior



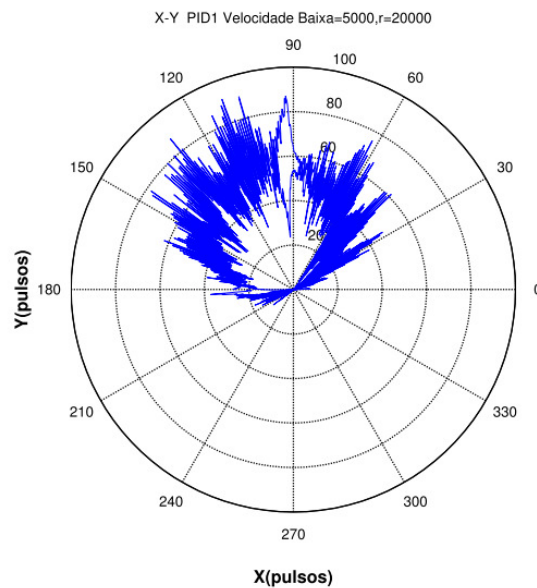
i) Trajetória VB-Raio menor



j) Erro de Contorno VB-Raio menor



k) Trajetória VB-Raio maior



l) Erro de Contorno VB-Raio maior

Figura 6.29: Trajetória circular para os Eixos X-Y e Erro de contorno.

6.3.3 Controladores PID projetados

Os controladores projetados PID são calculados utilizando os modelos dinâmicos de cada eixo de movimentação explicado no Capítulo 3, e as estratégias de controle por lugar das raízes desenvolvidas no Capítulo 5. Estes controladores são ajustados mediante o simulador com a modelagem completa, que inclui os efeitos das não linearidades dos atritos e do ruído na medição. Os parâmetros de controle validados na máquina estão definidos no Capítulo 5, na Tabela 5.7 para o eixo X, Tabela 5.8 para o eixo Y e Tabela 5.9 o eixo Z.

6.3.4 Resultados dos controladores PIDs para trajetória Linear

Os resultados dos controladores, em velocidade baixa, apresenta um comportamento dinâmico similar com as diferentes configurações dos PIDs. O erro diminui com os PIDs projetados utilizando o modelo e os parâmetros estimados, em relação ao PID1 de configuração inicial realizado experimentalmente. Na Figura 6.30 e Figura 6.31 são apresentadas as respostas para o seguimento de trajetória linear em baixa e alta velocidade, utilizando os diferentes PIDs projetados para o eixo Y, e na Figura 6.32 e Figura 6.33 para o eixo Z.

O comportamento dos eixos em baixa velocidade nos eixos Y e X com o *PID1* mantêm um seguimento sem muitas oscilações, porém, em velocidades altas os eixos começam a exigir maior corrente, e a vibração do sistema e as oscilações são refletidas nas trajetórias do desenho final da peça.

Com o *PID2* o erro de seguimento é menor com relação ao *PID1*, e o desempenho das saídas do sistema possuem melhores respostas em termos de oscilações e picos de corrente.

Com o *PID3* e *PID4*, o erro de seguimento diminui, no entanto, a corrente é relativamente alta ocasionando picos de corrente e vibrações dos atuadores, o que leva a máquina para trabalhar

com oscilações que termina em um desempenho desfavorável para o sistema. Nesse caso, os *PIDs* são projetados para melhorar o erro de posição e aumentar a velocidade. Entretanto, o sistema mecânico não conseguiu responder adequadamente com os requisitos propostos, por causa de exigir maiores níveis de corrente.

O *PID5* e *PID6* consegue movimentar os eixos com alto desempenho, porém, apresenta algumas oscilações além de estar no limite de corrente nominal para operação adequada do sistema.

O *PID7* apresenta um erro maior que com o *PID8*. Com os dois controladores o sistema é mais lento que com os outros controladores. No entanto, a máquina conseguiu trabalhar com melhor corrente, menor erro de seguimento e diminuição das oscilações.

Utilizando o *PID1* para o Eixo Y e diferentes *PIDs* para o eixo X, foi feito o teste da trajetória circular com o raio de 10.000 pulsos em velocidade média, para ajustar o melhor desempenho do Eixo X e escolher um PID final.

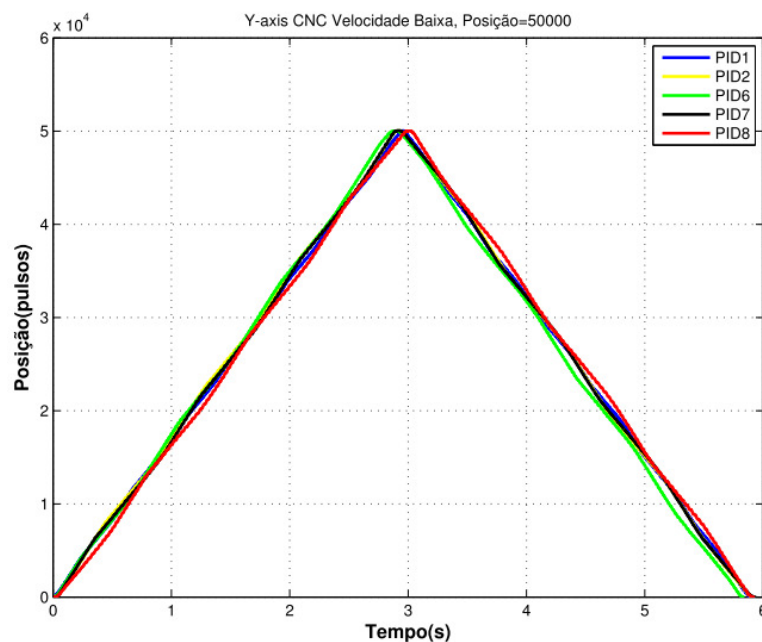


Figura 6.30: Resposta dos PIDs para baixa velocidade do Eixo Y.

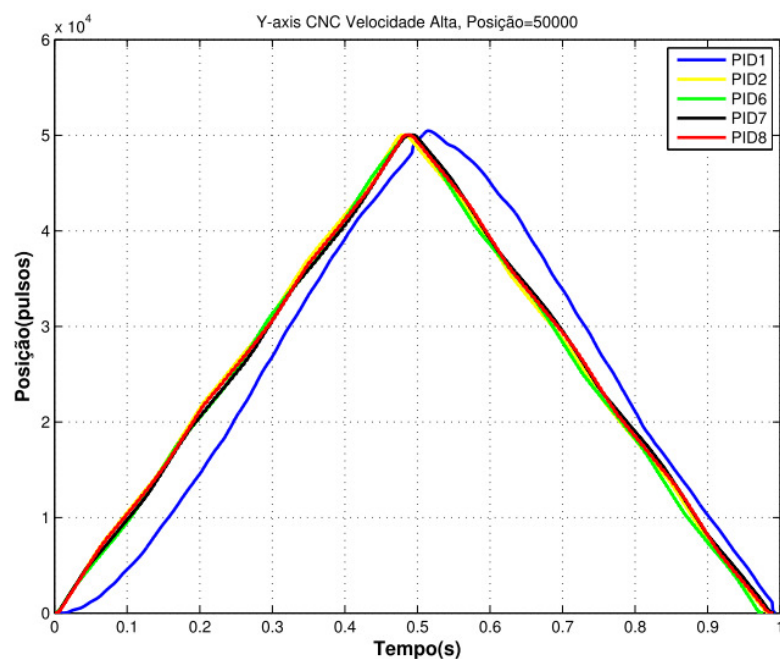


Figura 6.31: Resposta dos PID para Alta Velocidade do Eixo Y.

Na Figura 6.30 é percebido que os controladores PIDs possuem uma resposta próxima e similar. No entanto, na Figura 6.37 para altas velocidades, é diferenciável a resposta do PID1 em relação aos outros PIDs, o qual está mais afastado da referência da trajetória.

Tabela 6.23: Erro de Seguimento em trajetória Linear do Eixo Y com diferentes PIDs

Posição	Velocidade	Erro de Seguimento MSE Eixo Y				
		PID1	PID2	PID6	PID7	PID8
Alta (50000pulsos) 61.035mm	Baixa	0.9376	1.0057	1.7094	1.0296	1.2003
	Alta	3.324	1.0227	1.3220	1.0792	0.9680

O PID 2 e PID7 mostram um melhor desempenho em termos de diminuir o erro de seguimento em trajetória linear para o eixo Y. O PID 8 apresenta melhor condição de erro com relação aos outros PIDs. No entanto, este PID exige mais corrente e coloca em maior vibração o sistema. O PID 6 e PID1 apresentam o maior erro de seguimento.

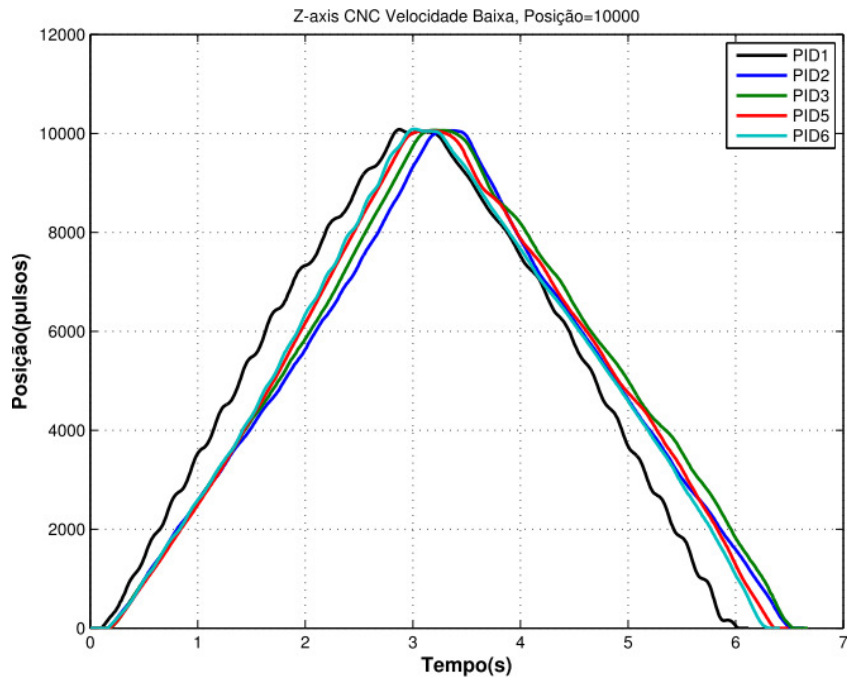


Figura 6.32: Velocidade do Eixo Z com PIDs em baixa velocidade e posição baixa .

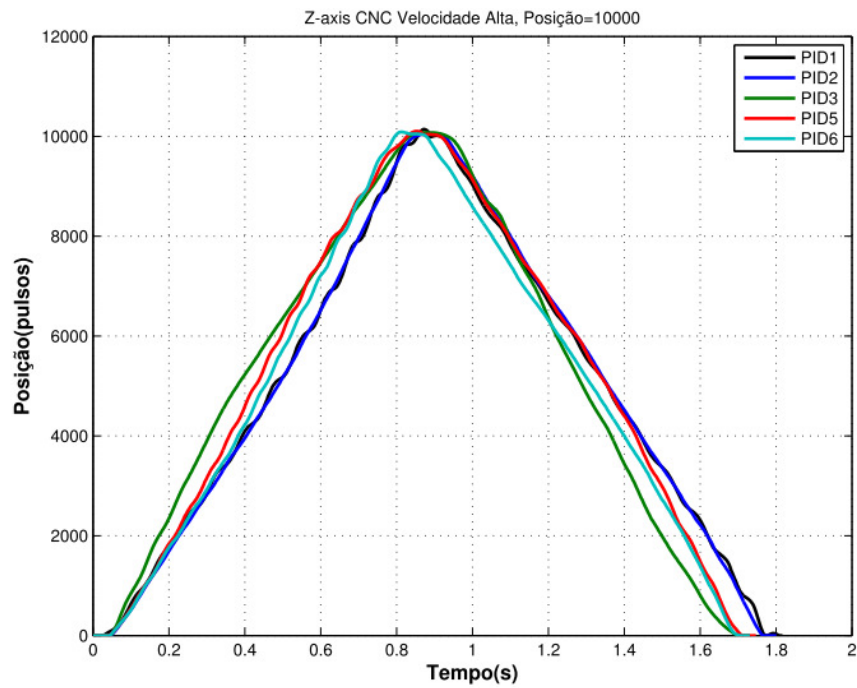


Figura 6.33: Velocidade do Eixo Z com PIDs em alta velocidade e alta posição.

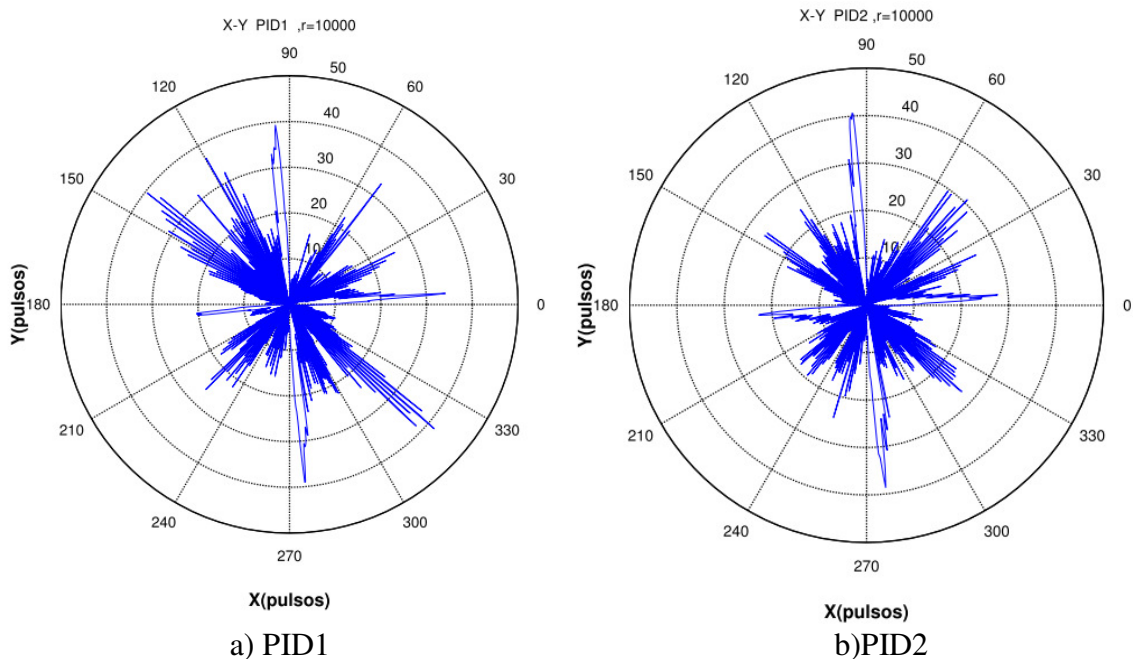
Na Tabela 6.24 é apresentado o resumo dos erros de seguimento para a trajetória linear no eixo Z.

Tabela 6.24: Erro de Seguimento em trajetória Linear do Eixo Z.

Posição	Velocidade	Erro de Seguimento MSE Eixo Z				
		PID1	PID2	PID3	PID5	PID6
Alta (50000pulsos) 61.035mm	Baixa	1.0199	1.0394	1.1556	0.9226	0.7648
	Alta	0.5399	0.5747	0.6242	0.5381	0.3989

6.3.5 Resultados dos controladores PIDs para trajetória Circular

O resultado dos diferentes PIDs escolhidos com melhor desempenho segundo o erro, nível de corrente e oscilações do sistema no seguimento de trajetórias lineares dos eixos, são utilizados para configurar o seguimento da trajetória circular. A fim de avaliar o desempenho completo da máquina, com os PIDs projetados, são realizados testes de seguimento circular para os eixos X-Y e Z-Y. Na Figura 6.34 são apresentados os testes de trajetória circular utilizando o PID1 para o eixo Y e vários PIDs para o eixo X, o raio de 10000 pulsos e velocidade média.



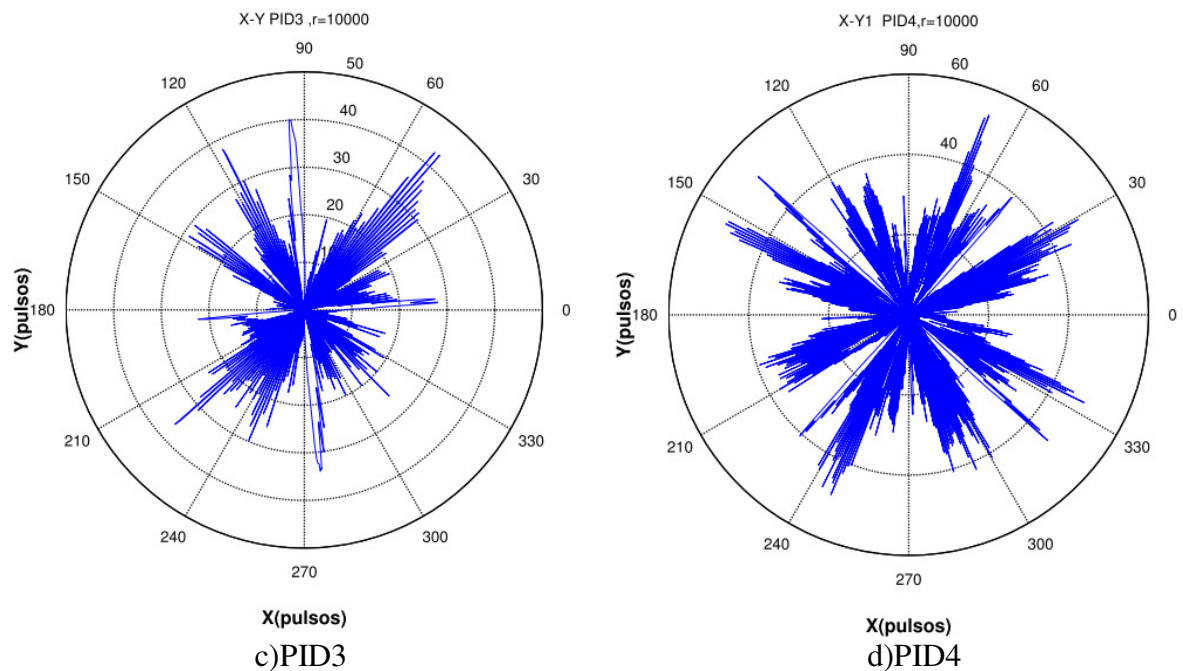


Figura 6.34: Erro de Contorno para trajetória Circular de X-Y teste de PIDs.

Analisando os resultados anteriores são verificados os testes utilizando o PID2 no eixo Y e PID1 e PID4 para o eixo X, com raio de 10000 pulsos e alta velocidade.

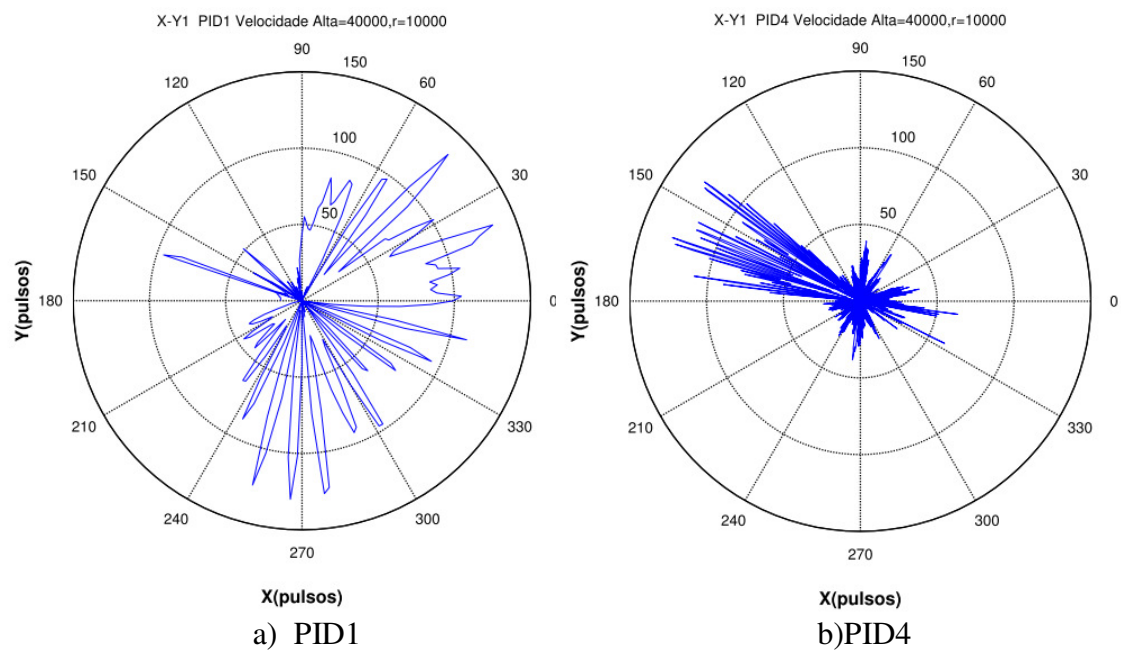


Figura 6.35: Erro de Contorno para trajetória Circular de X-Y .

Nestes experimentos, é utilizado um círculo de raio médio, e velocidade alta e media. Os PIDs para o eixo X são mudados, e o controle do eixo Y é fixo com o PID1. Assim, a resposta do erro de contorno é apresentada na Tabela 6.25.

Tabela 6.25: Erro de contorno com diferentes PIDs do Eixo X

<i>Raio do Círculo</i>	<i>Velocidade</i>	<i>Erro de Contorno MSE Trajetória Circular [mm] Eixos X-Y</i>			
		<i>PID1</i>	<i>PID2</i>	<i>PID3</i>	<i>PID4</i>
Raio medio 10000 pulsos 12.207mm	Media	0.0145	0.0137	0.0151	0.0222
	Alta	0.0693	-	-	0.0294

O controle PID4 mostra o menor erro em alta velocidade, enquanto o PID2 possui menor erro em baixas velocidades. Assim, para verificar o desempenho em contorno, é testado os melhores PIDs do Eixo Y diferentes configurações do PID do eixo X com uma trajetória circular de raio de 30000 pulsos. Com o PID7 no eixo Y, são feitos os experimentos assim: PIDA= PID1 eixo X, PIDB= PID7 no eixo Y e utiliza os mesmos parâmetros para o eixo X.

Os resultados com este teste apresenta um melhor desempenho do PIDB no eixo X, porem é realizado um teste com as diferentes configurações da trajetória circular com PIDB e PID1, assim os resultados são apresentados na Tabela 6.26 e na Figura 6.36.

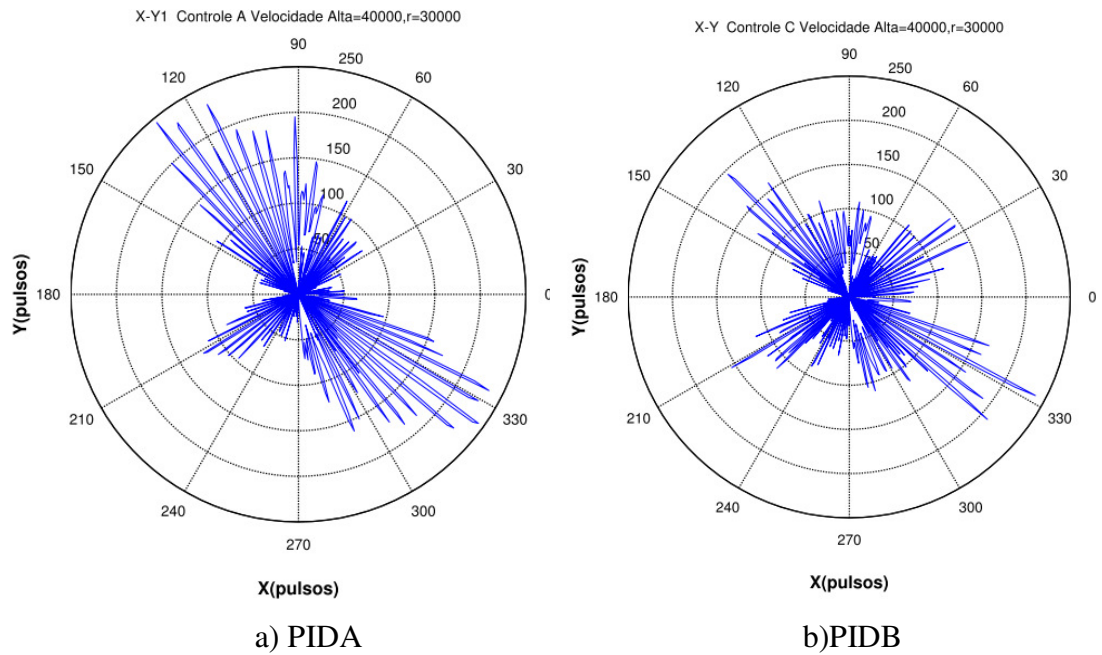
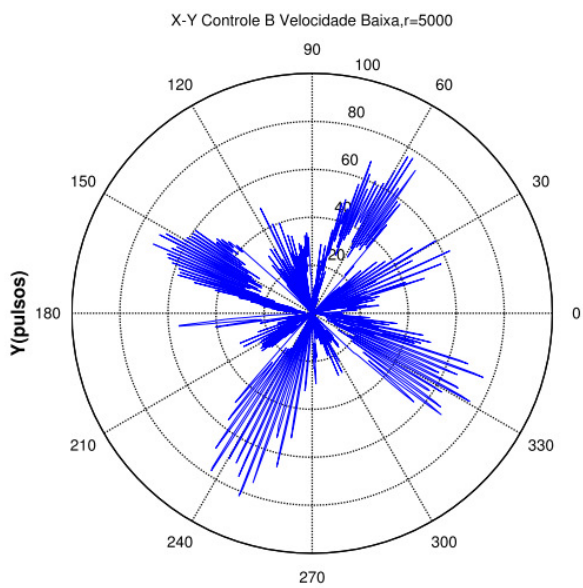


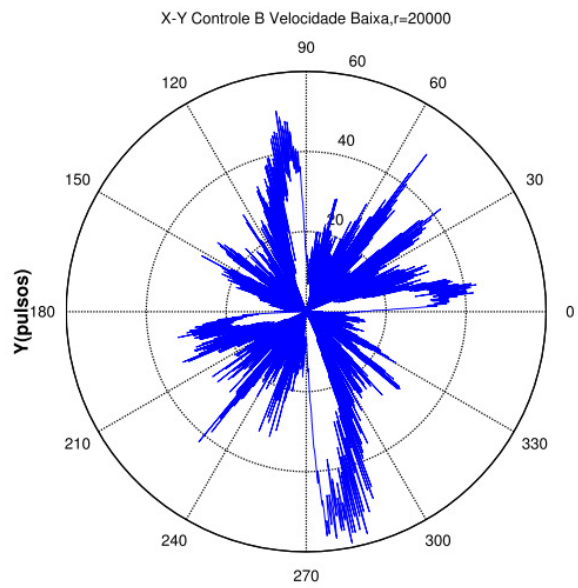
Figura 6.36: Erro de contorno X-Y.

Tabela 6.26: Erro de Contorno em trajetória Circular com PIDB. Eixos X-Y.

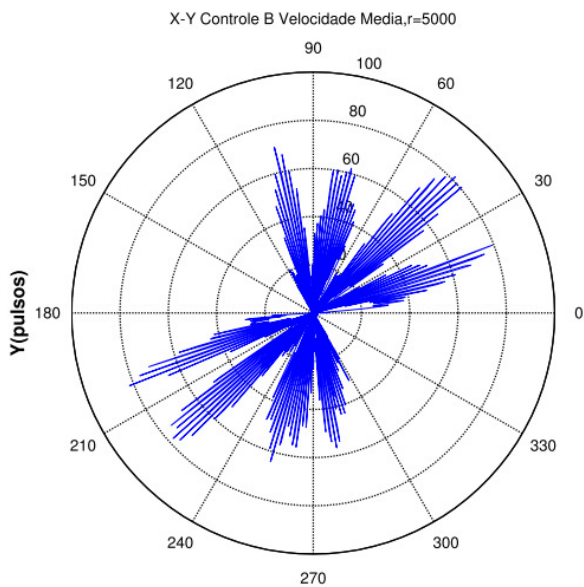
Raio do Círculo	Velocidade	Erro de Contorno MSE Trajetória Circular PID1	Erro de Contorno MSE Trajetória Circular PIDB
		Eixos X-Y [mm]	Eixos X-Y [mm]
Raio Menor 6.1035 mm (5000pulsos)	Baixa	0.0546	0.0351
	Media	0.0535	0.0296
	Alta	0.0826	0.0451
Raio Medio 24.41mm (20000pulsos)	Baixa	0.0536	0.0233
	Media	0.0614	0.0413
	Alta	0.0910	0.0888
Raio Maior 36.621mm (30000 pulsos)	Alta	0.0898	0.0764



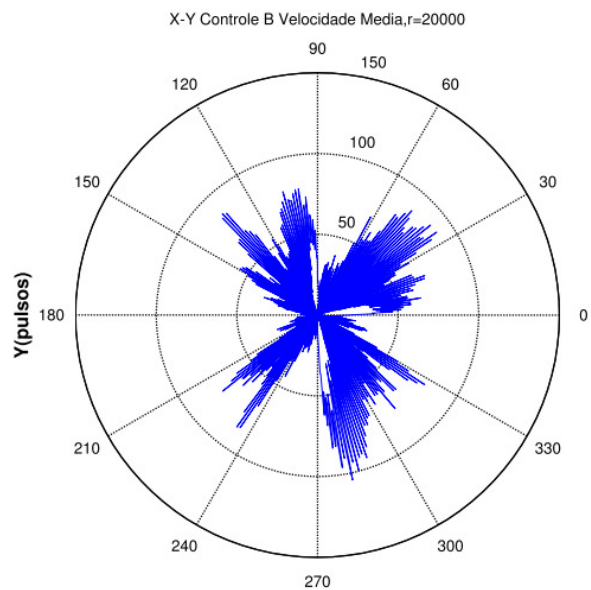
a)VB-Raio Menor



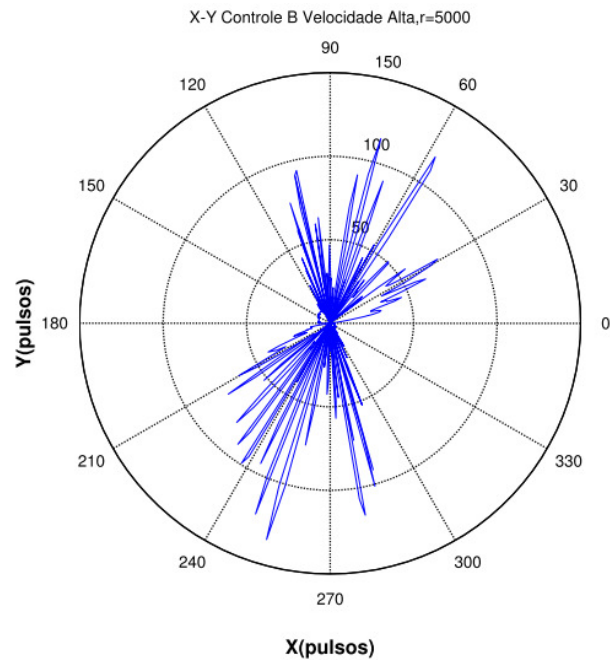
b)VB-Raio Maior



c)VM-Raio Menor



d)VM-Raio Maior



e) VA-Raio menor

Figura 6.37: Erro de contorno X-Y: a)PID A, b)PID B.

O PIDB apresentou um menor erro nas diferentes trajetórias circulares, assim a configuração de parâmetros para ambos os eixos com este controle melhora o erro significativamente em altas velocidades.

Os resultados do eixo Z foram obtidos mediante o teste dos controladores utilizando o PID7 no eixo Y, e variando os PIDs no eixo Z. O PIDA=PID1z, o PIDB=PID2z, PIDC=PID5z e PIDD=PID6z. O resultado do erro de contorno é apresentado na Tabela 6.27.

Tabela 6.27: Erro de Contorno: Trajetória Circular com PID7 no eixo Y e vários PIDs no eixo Z.

Raio do Círculo	Velocidade	Erro de Contorno MSE Trajetória Circular Eixos Z-Y [mm]			
		PIDA	PIDB	PIDC	PIDD
Raio Maior 36.62 mm (30000pulsos)	Baixa	0.1163	0.1234	0.1228	0.1219
	Alta	0.4306	0.1067	0.1109	0.126

As respostas do erro de contorno para os eixos Z-Y na trajetória circular são apresentadas na Figura 6.38 e Figura 6.39 para alta e baixa velocidade.

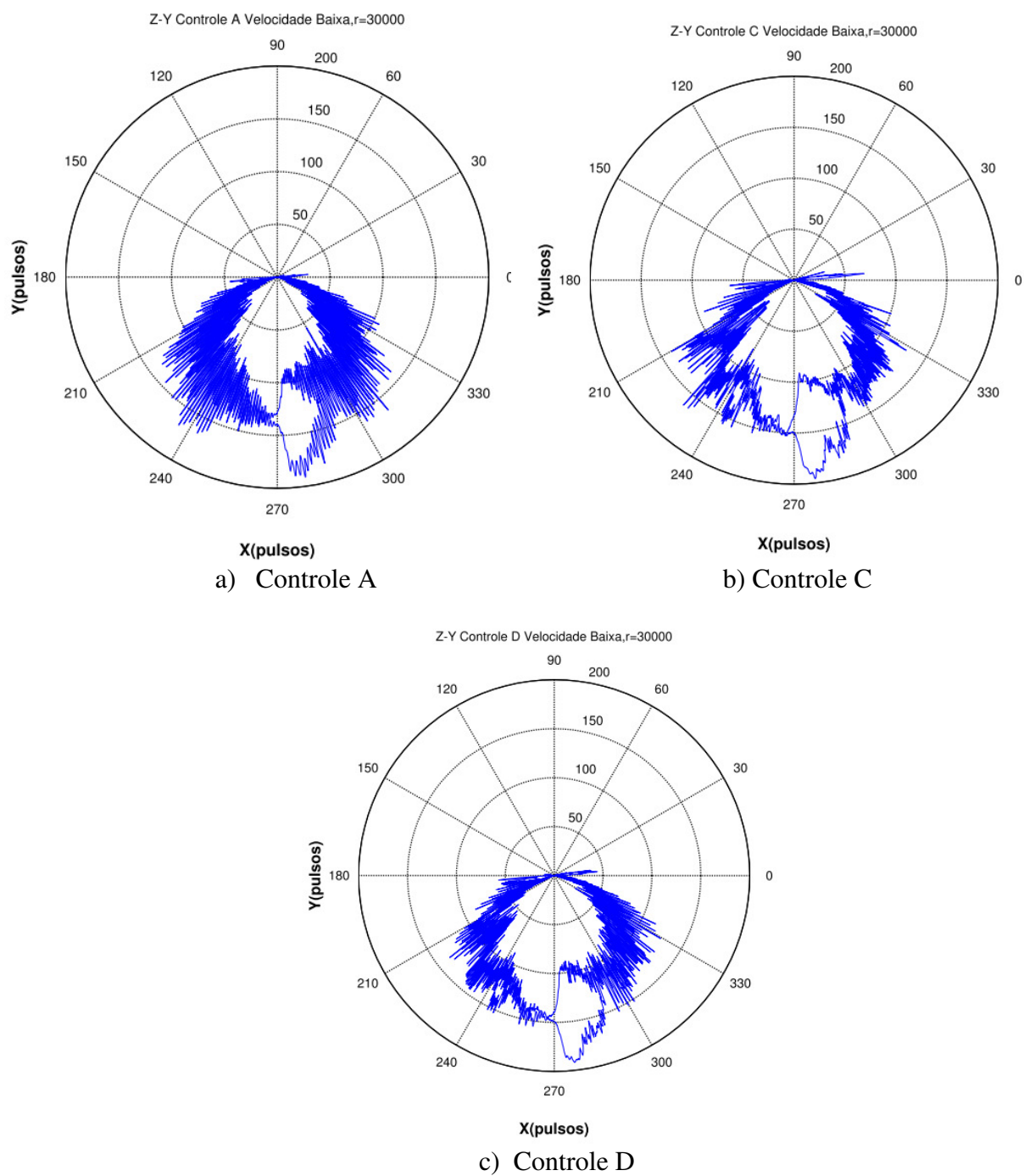
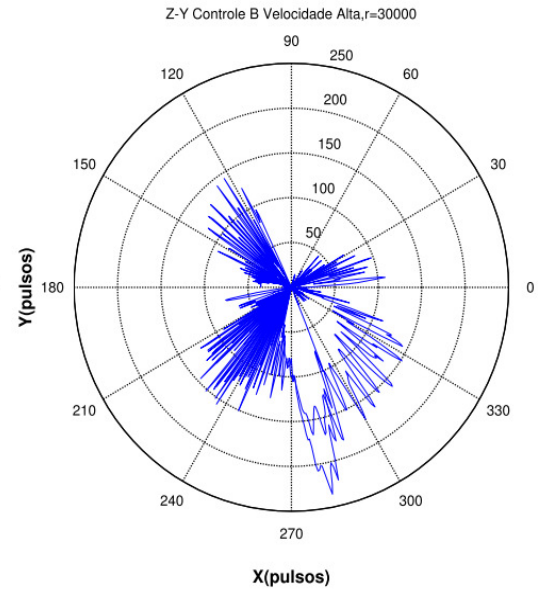
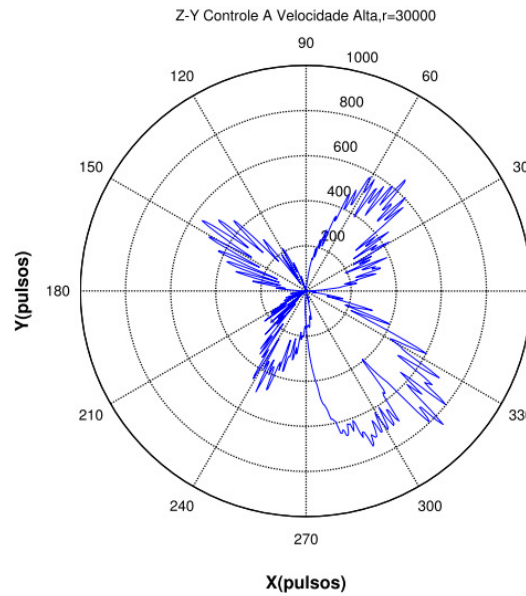
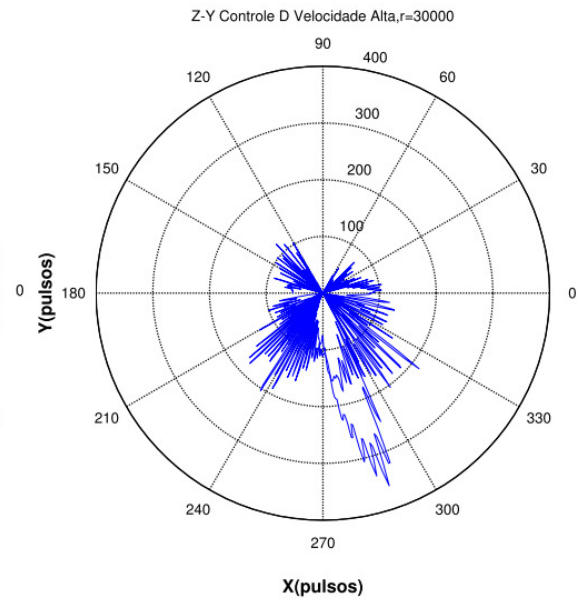
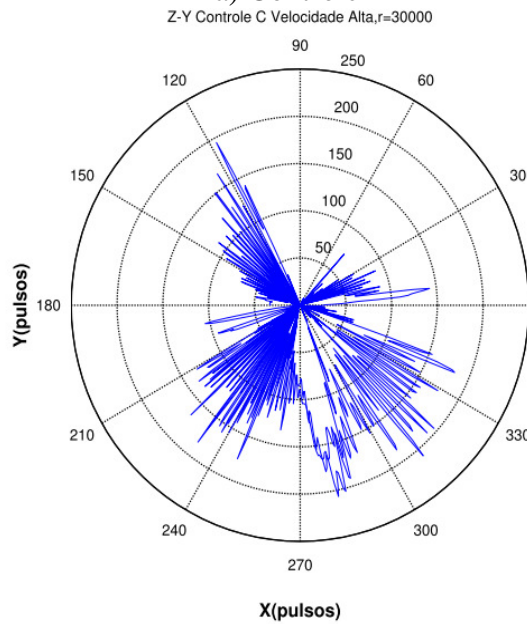


Figura 6.38: Erro de contorno Z-Y em baixa velocidade.



a) Controle A

b) Controle B



c) Controle C

d) Controle D

Figura 6.39: Erro de contorno Z-Y em Alta velocidade de 15000.

Com o proposito de analisar o sistema Z-Y para maiores velocidades entre 10000 e maiores de 15000, foram calculados outros controladores e utilizando um raio menor de 20000. Nesse caso, é utilizada uma porcentagem de variação do momento inercial do eixo Z para cálculo

dos controladores, e analisar o desempenho em altas velocidades e em subida do eixo. Os controladores foram sintonizados para o eixo Z com a Tabela 6.28.

Tabela 6.28: PIDs do Eixo Z

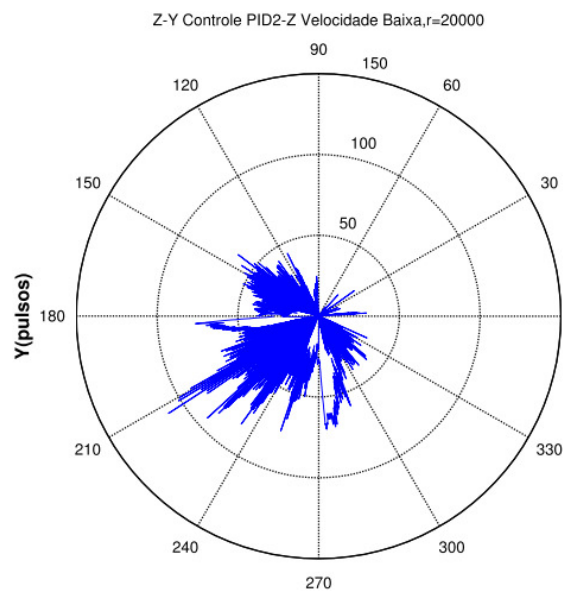
<i>Raio do Círculo</i>	<i>Controladores PID para Eixo Z</i>			
	<i>PID1z</i>	<i>PID2z</i>	<i>PID3z</i>	<i>PID4z</i>
<i>kp</i>	50	51.56	83.61	100
<i>ki</i>	50	13.85	13.85	14
<i>kd</i>	10	1.5	1.89	5

:

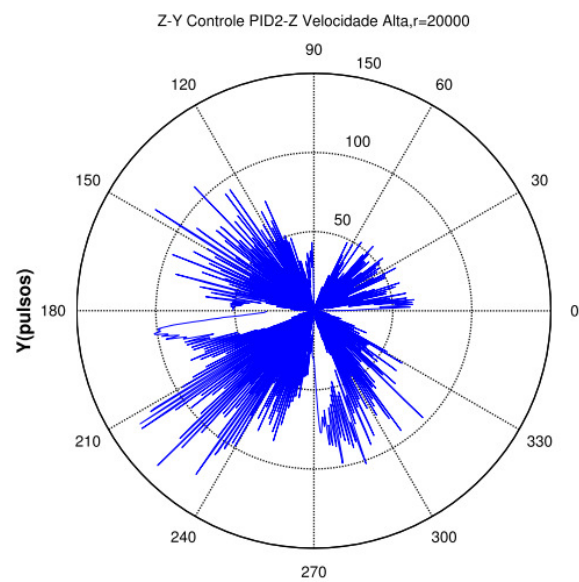
Os resultados deste experimento são apresentados na Tabela 6.29 e o erro de contorno na Figura 6.40.

Tabela 6.29: Erro de Contorno em trajetória Circular com PID7 no eixo Y e PIDs no Eixo Z.

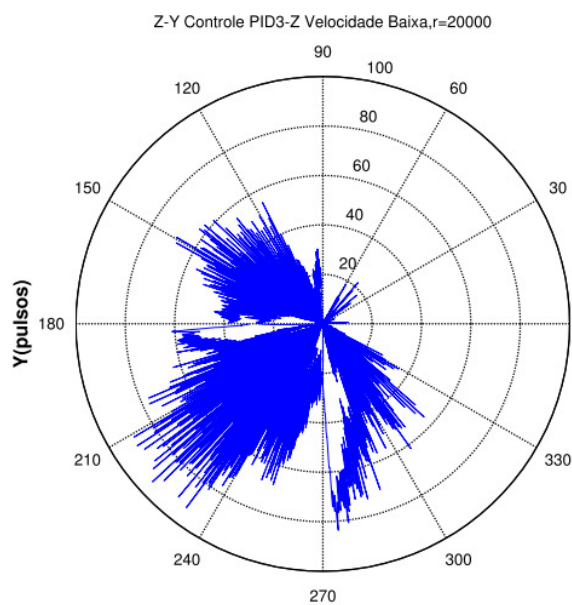
<i>Raio do Círculo</i>	<i>Velocidade</i>	<i>Erro de Contorno MSE Trajetória Circular Eixos Z-Y [mm]</i>			
		<i>PID1z</i>	<i>PID2z</i>	<i>PID3z</i>	<i>PID4z</i>
Raio médio 24.41mm (20000pulsos)	Baixa	0.0401	0.0399	0.0429	0.0354
	Alta	0.0834	0.0569	0.067	0.6637 (causado pelo movimento de subida)



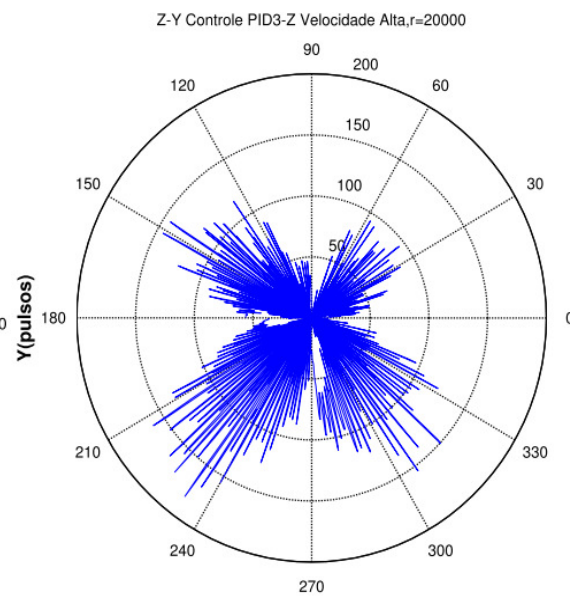
Z(pulsos)
a) PID2, Velocidade Baixa



Z(pulsos)
b) PID2, Velocidade Alta



Z(pulsos)
c) PID3, Velocidade Baixa



Z(pulsos)
d) PID3, Velocidade Alta

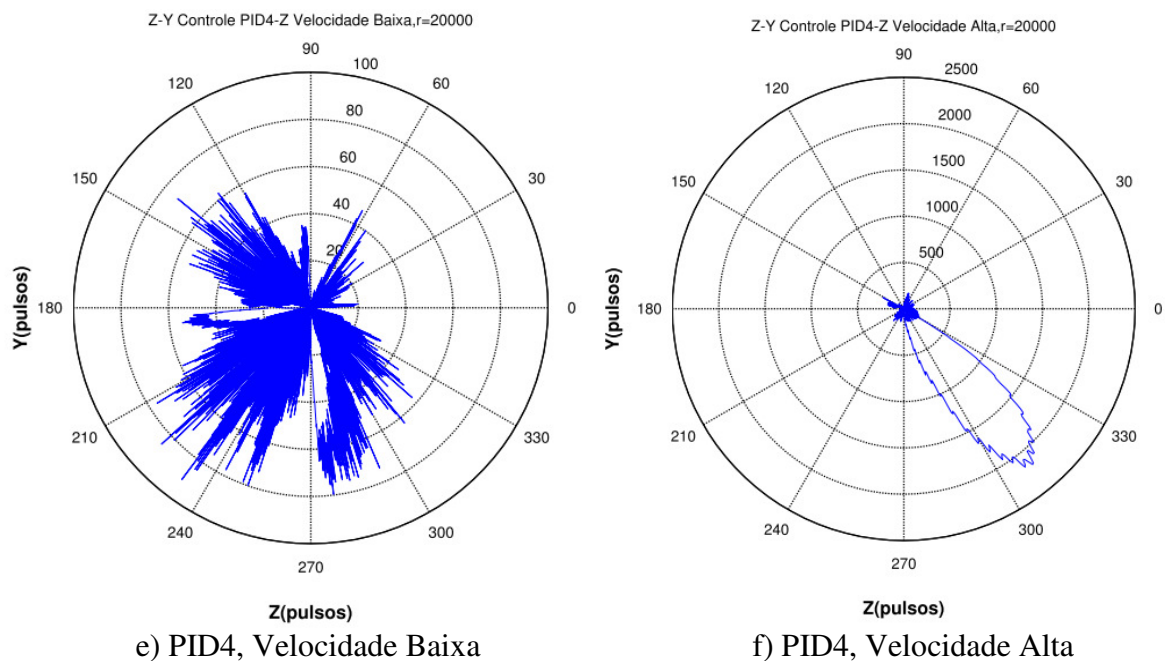


Figura 6.40: Erro de contorno Z-Y em Alta velocidade.

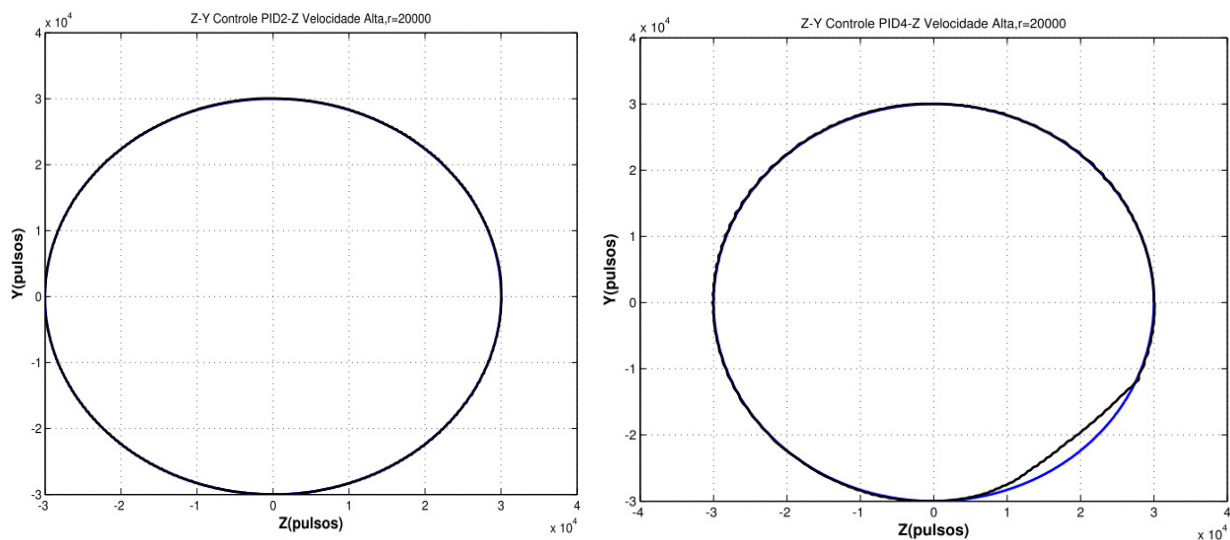


Figura 6.41: Trajetória Circular Z-Y em Alta-Alta velocidade.

As velocidades altas no eixo Z variam desde 20000-25000 pulsos/s, para os primeiros PIDs foram testados com 20000 pulsos/s e para o PID4 foi testado com maior velocidade em 25000 pulsos/s. Nesse caso, é possível observar o erro que tem os eixos Z-Y em velocidades altas (Figura 6.41), e se apresenta quando o eixo Z está terminando a trajetória e está subindo o eixo.

Neste momento, o torque dinâmico do eixo se incrementa, e a necessidade de corrente para manter o eixo com o desempenho normal é deficiente.

Para melhorar esse erro, foi incrementada a corrente nas fontes de alimentação do sistema, assim, a máquina conseguiu responder melhor nesta velocidade, porém, para uma velocidade maior a 25000 pulsos/s, o sistema não conseguiu responder devido ao incremento de corrente a qual as fontes do sistema de potência não fornecem. O movimento vertical do Eixo Z apresenta uma alta influência pela variação no momento de inércia e efeito do peso do próprio eixo para responder em baixas velocidades. A vibração e oscilações são apresentadas na mudança de movimento, e o erro de contorno é afetado significativamente no limite de sua velocidade máxima, o qual também é diferente segundo o sentido de movimento do eixo.

Tabela 6.30: Resumo das características dos controladores escolhidos de melhor desempenho nos eixos X,YZ: Trajetória LINEAR.

<i>Eixo de movimentação</i>	<i>Controlador</i>	<i>Características</i>
X	PID2, PID3	<ul style="list-style-type: none"> • Sistema mais rápido • Menor erro de seguimento • Corrente nos limites de 2-4A
Y	PID2, PID7 e PID8	PID2: <ul style="list-style-type: none"> • Mais rápido • Possui corrente com picos maiores PID7 e PID8: <ul style="list-style-type: none"> • Menos vibração no sistema • Corrente normal • Sistema mais lento • Diminui o erro de seguimento e contorno
Z	PID5, PID6	<ul style="list-style-type: none"> • Sistema mais rápido • Menor erro de seguimento

Tabela 6.31: Resumo das características dos controladores escolhidos de melhor desempenho nos eixos X,Y, Z: Trajetória CIRCULAR.

<i>Eixo de movimentação</i>	<i>Controlador</i>	<i>Características</i>
X-Y	PIDB=PID2 eixo X PID7 eixo Y	<ul style="list-style-type: none"> • Menos erro de contorno • Diminuição de oscilações
X-Y	PID7 eixo Y e PID2 eixo Z PID7 eixo Y e PID4 eixo Z	<ul style="list-style-type: none"> • Diminuição do erro de contorno • Com o PID4 do eixo Z é menor o erro de contorno em baixa velocidade. • Com o PID4 do eixo Z, é maior o erro em subida com alta velocidade.

6.4 Conclusões

Neste capítulo, foram apresentados os resultados da estratégia de identificação por três níveis de estimação de parâmetros, o primeiro nível está em malha aberta, e o segundo nível está em malha fechada com regulação de corrente e velocidade, e controle PID de posição. E finalmente, o terceiro nível é para validação dos parâmetros e modelos do sistema. A identificação e estimação de parâmetros da máquina ferramenta são importantes para considerar de que tipos de entradas podem ser utilizados no sistema. Neste caso, foram analisados os limites da máquina para determinar qual tipo de entrada poderia aceitar e os níveis de tensão e velocidade para trabalho da máquina, pois o sistema pode não responder com certas velocidades as quais incrementam a corrente da máquina e causar problemas no sistema.

Para identificar, é importante o processo de estimação por cada sistema que constituem a máquina total, é dizer considerar as partes mais relevantes da dinâmica e fazer uma identificação independente e depois uma identificação completa para análise das mudanças dos parâmetros. O sistema motor e acoplamentos mostrou uma alta influência na variação da velocidade quando o motor está em vazio ou quando utiliza os acoplamentos, é dizer, esta parte é possível fonte de

folgas e maior ruído na medição. A importância de realizar testes segundo os níveis da estratégia de estimação possibilita encontrar valores dos parâmetros mais próximos dos valores reais.

A validação experimental dos controladores projetados, também foi apresentada neste capítulo. A validação experimental se realizou através do teste do controlador PID na máquina CNC, devido às interfaces disponíveis para o teste, considerando que os resultados deste controlador permitem validar a modelagem e identificação de parâmetros do sistema, assim é possível ter uma validação em simulação dos outros controladores, que em trabalhos futuros poderão ser implementados com tecnologias para sistemas de controle aberto.

Na validação do PID, é percebido que as vibrações do sistema são evidenciadas em baixas velocidades para o eixo X-Y, quando apresentam-se mudanças de movimento, isto como resposta aos efeitos de atrito e de mudança no torque dos atuadores. Com relação ao eixo Z a resposta em baixa velocidade é mais afetada pela variação inercial que nos outros eixos, devido a seu movimento vertical. Quando o sistema apresenta movimentos de subida e descida, o torque que necessita para movimentar-se é alto, e em baixas velocidades o controle precisa de maior ajuste. Contudo, a mecânica do sistema e as fontes de alimentação não conseguem proporcionar a corrente suficiente para um alto desempenho.

Em movimentos verticais, o maior efeito é apresentado em baixas velocidades para trajetórias lineares, devido à alta variação inercial, e em altas velocidades em trajetórias circulares. Com relação ao sistema de movimento horizontal em altas velocidades, é apresentado o maior erro de contorno e de seguimento, com presença de oscilações na velocidade limite. Mesmo que o controle conseguisse ajustar-se adequadamente ao sistema, ele continua apresentando erro com o controle PID de posição. Em mudanças de movimento, há a maior influência, e oscilações em baixa velocidade, como produto dos atritos presentes no eixo do motor que incrementa o torque dinâmico do sistema.

A interface de *Motion* possibilita a programação dos parâmetros de controle PID para cada eixo. No entanto, esta interface não permite configurar outras estruturas avançadas de controle, limitando o sistema de controle, e a implementação do controle proposto nesta tese.

7 CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS FUTURAS

7.1 Conclusões da tese

Ao longo deste trabalho, é apresentado o estudo do comportamento dinâmico de máquinas-ferramenta CNC, baseado na modelagem dinâmica e a estratégia de identificação de parâmetros. O objetivo deste estudo é melhorar o desempenho dinâmico, diminuindo o erro de contorno e seguimento de posição. Para isso foi proposto um sistema de controle através da modelagem dinâmica. Este sistema aplica níveis de controle de movimento com estratégias de controle clássico (PID), preditivo (GPC) e robusto (GPCR); nível de referência mediante a geração de trajetórias; nível de compensação por controladores *feedforward*, e nível de diagnóstico e otimização. Os resultados apresentaram melhor desempenho na diminuição de erros de contorno e seguimento, utilizando os controladores preditivos robustificados (GPCR) através do parâmetro de Youla e o controle em *P-feedforward* projetado com o modelo dinâmico dos atritos e da variação inercial.

As máquinas CNC são complexos sistemas mecatrônicos que dificultam o processo de modelagem, porém é importante realizar um processo de modelamento por subsistemas e suas interligações, conseguindo detalhar os comportamentos internos e externos ao sistema. Nesse sentido, a modelagem proposta inclui os modelos dinâmicos dos eixos de movimentação em relação ao sistema de acionamento e controle. Esses modelos descrevem as características elétricas, eletrônicas, e mecânicas dos mecanismos em termos dos torques dinâmico, estático e de perturbações. O modelo proposto é um modelo tipo MIMO, não linear, invariante no tempo. As funções mais relevantes na modelagem foram às funções de efeito dos atritos não lineares presentes nas guias de movimento e eixos dos atuadores; as funções da variação do momento de inércia dos eixos e as funções de interligação dos eixos de movimentação. A validação do modelo não linear com os módulos de regulação de corrente e velocidade internos, mostrou alta proximidade com o comportamento dinâmico da máquina CNC real.

A estratégia de identificação e estimação de parâmetros é uma proposta desenvolvida nesta tese para estimar os parâmetros das máquinas-ferramenta CNC, utilizando métodos de

otimização não linear. A identificação por níveis mostrou efetividade na estimação dos parâmetros, pois permitiu a análise do sistema em malha aberta e posteriormente o estudo da dinâmica em malha fechada. Encontra-se que a variação do momento de inércia é um fator importante no projeto dos controladores, devido a que é um parâmetro que muda em relação à posição dos eixos, às características da peça de trabalho e do tipo de processo de usinagem. Uma problemática no processo de estimação foi a definição das entradas de referência e os limites dos parâmetros a estimar no problema de otimização, para isso foram escolhidas referências simples, mas que excitam o sistema dinâmico e utilizando o nível 1 foi possível limitar valores para o problema de otimização.

A influência dos atritos é refletida na presença das oscilações em velocidades baixas, e picos de corrente em altas velocidades. O maior erro de posição causado pelos atritos é evidenciado nas mudanças de movimento dos atuadores próximos da velocidade zero. Com isso, o atrito de Coulomb possui uma maior influência no comportamento dinâmico em baixas velocidades e mudanças de movimento. Esse atrito acrescenta efeitos de oscilações nos eixos horizontais. No eixo vertical, é evidenciada uma dificuldade em baixa velocidade devido aos atritos e ao momento de inércia em movimentos de subida do eixo. O atrito de Coulomb produz picos de correntes mais altos que o atrito Viscoso, devido às características de não linearidade em baixas velocidades e próximas do ponto zero, incrementando o torque dinâmico exigido e a corrente do sistema.

O erro de contorno é mais afetado em relação ao erro de seguimento, causado pelo incremento do atrito Viscoso da máquina. A força de corte influencia em alta e baixa velocidade segundo a intensidade desta, em cada eixo de movimentação. No entanto, o efeito de atrito viscoso é maior em relação à força de corte, evidenciado na resposta de erro de contorno para velocidades de operação normal da máquina. O ruído de medição no sistema possui maior influência nos eixos em relação à variação inercial, assim o ruído é considerado no projeto dos controladores, como um efeito crucial para o desempenho. Uma das maiores variações em corrente e erro de posição foi devido ao ruído, inclusive com maior impacto que os efeitos produzidos pelos atritos. Porém, levar em consideração o efeito de ruído no projeto dos

controladores, melhorou o desempenho da máquina, minimizando o erro de seguimento e contorno e melhorando os picos de corrente e oscilações.

O Sistema de Controle é constituído por níveis de: geração de movimentos, controle, compensação, diagnostico e otimização. Com os níveis, é possível integrar a modelagem dinâmica com as técnicas de identificação de parâmetros, obtendo um comportamento mais próximo da máquina real, para projetar os controladores. A flexibilidade do sistema de controle aberto permitiu integrar varias estratégias de controle. Os controladores GPCR e *P-feedforward* demonstraram um melhor desempenho na máquina CNC, assim foi diminuído o erro de seguimento e de contorno. Os PIDs projetados utilizando o modelo dinâmico e os parâmetros estimados apresentaram melhor comportamento na máquina real, em relação ao PID1 inicial que estava configurado diretamente no ambiente de *Motion*.

7.2 Contribuições do trabalho

As contribuições deste trabalho são:

A integração de um modelo dinâmico para máquinas CNC, baseado em modelos dos eixos de movimentação, através dos torques dinâmico, estático e de perturbações com ênfase nos parâmetros de variação inercial.

A proposta de um Sistema de Controle configurado pelos níveis de referência, controle, compensação, diagnostico e otimização.

Estratégia de Identificação e Estimação de Parâmetros para dispositivos CNC através de níveis de identificação.

Desenvolvimento de um simulador virtual para estudo da dinâmica e dos controladores dos dispositivos CNC.

7.3 Perspectivas Futuras

Ao finalizar este projeto, surgem algumas perspectivas futuras que são uma extensão e complementação desta tese, assim:

- Aplicar técnicas de controle não linear, que consigam ser sintetizados em polinômios facilmente programáveis, nas tecnologias das máquinas-ferramenta CNC.
- Utilizar algoritmos de otimização para a interpolação de curvas no gerador de trajetórias, a fim de melhorar a construção dos perfis de movimento.
- Programar os controladores obtidos, utilizando tecnologias de sistemas embarcados, para maior flexibilidade de aplicação das estratégias e estruturas de controle.
- Complementar o simulador em um ambiente virtual, com interfaces de usuário para uma maior flexibilidade computacional.

Referências

- ALTINTAS, Y.; KHOSH DARREGI, M.R. Contour error control of CNC machine tools with vibration avoidance. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v.61, n.1, p.33-338, 2012.
- ALTINTAS, Y.; SENCER, B. High speed contouring control strategy for five-axis machine tools. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v.59, n.1, p.417–420, 2010.
- ALTINTAS, Y; BRECHER, C; WECK, M; WITT, S. Virtual Machine Tool. **CIRP Annals-Manufacturing Technology**, v.54, n.2, p.115-138, 2005.
- ALTINTAS, Y. **Manufacturing Automation. Metal Cutting Mechanic, Machine Tool Vibrations, and CNC Design**. New Iork: Cambridge University Press, 2000. 286p.
- ALTINTAS, Y.; ERKORKMAZ, K.; ZHU, W.-H. Sliding Mode Controller Design for High Speed Feed Drives. **Annals of the CIRP**. v.49, p.265-270, 2000.
- AGUIRRE, L.A. **Introdução à identificação de Sistemas**. Brasil: UFMG.3 Ed, 2007. 730p.
- ASTROM, K.J; HAGGLUND, T. **Pid Controllers: Theory, Design, and Tuning**. Durham: Instrument Society of America, 1995. 354p.
- ARMSTRONG, B.; DUPONT, P.; CANUDAS, C. A Survey of Models, Analysis tools and Compensation methods for the control of machines with friction. **Automatica**, v.30, p.1083-1138, 1994.
- BIGRAS, P. Reduced nonlinear observer for bounded estimation of the static friction model with the Stribeck effect. **Systems & Control Letters**, v.58, p.119–123, 2009.
- BROCAIL, J.; WATREMEZ, M.; DUBAR, L. Identification of a friction model for modelling of orthogonal cutting. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.50, p.807–814, 2010.
- BROENINK, J.F.; HILDERINK, G. A structured approach to embedded control Systems implementation. **Procedings IEEE International Conference on control Applications**. 2001.
- BUTLER, J.; HAACK, B.; TOMIZUKA, M. Reference Generation for High Speed Coordinated Motion of a Two Axis System. **ASME Journal of Dynamic Systems, Meas. and Control**, v. 113, n. 1, p. 67-74, 1991.
- BOUCHER, P.; DUMUR, D.; FAISSAL RAHMANI, K. Generalized Predictive Cascade Control (G.P.C.C.) for Machine Tool Drives. **Annals of the CIRP**, v. 39, n.1, p. 357-360, 1990.

CANUDAS-DE-WIT, C.; KELLY, R. Passivity analysis of a motion control for robot manipulators with dynamic friction. **Asian Journal of Control**, v.9, n.9, p.30-36, 2007.

CASSEMIRO, E. R. Proposta de um Ambiente Virtual de Simulação para Projeto de Controlador Preditivo Robusto para Juntas Robóticas. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) — Universidade Estadual de Campinas, Campinas, SP, 2006.

CECIMO. Last trends in the European Machine Tool Industry. Disponível em: <<http://www.cecimo.eu/machine-tools/datastatistics/latesttrend.html>>, Acesso em: agosto. 2012.

CHEN, J.S.; CHEN, K.-C; LAI, Z.-C; HUANG, Y.-K. Friction characterization and compensation of a linear-motor rolling-guide stage. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.43, p.905–915, 2003.

CHEN, YU-CHE.; TLUSTY, JIRI. Effect of Low-Friction Guideways and Lead-Screw Flexibility on Dynamics of High-speed Machines. **Annals of the CIRP**, v.44, p.353-356, 1995.

COOPER, D.; RICE, R.; ARBOGAST, J. **Tutorial: Cascade vs. Feed Forward for Improved Disturbance Rejection**. The Instrumentation, Systems and Automation Society. ISA, Outubro 2004.

CUENCA, S.; JIMENO-MORENILLA, A.; MARTÍNEZ, A.; MAESTRE, R. Hardware approach to tool path computation for STEP-NC enabled CNC: A case study of turning operations. **Computers in Industry**, v.62, n.5, p.509-518, 2011.

DINIZ, A.E.; MARCONDES, F.C.; COPPINI, N.L. Tecnologia da usinagem dos materiais. São Paulo: MM Editora, 1999. 242p.

DORF, R.C.; BISHOP, R.H. **Sistemas de Control Moderno**. Madrid: Pearson: Prentice Hall, 2005. 928p.

DU, Z.; ZHANG, S.; HONG, M. Development of a multi-step measuring method for motion accuracy of NC machine tools based on cross grid encoder. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.50, p.270-280, 2010.

DUMUR, D. **La Commande Predictive**. França: Supelec. 2010. 54p.

DUMUR, D.; SUSANU, M.; AUBOURG. Complex form machining with axis drive predictive control. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v.57, p.339-402, 2008.

DUMUR, D., BOUCHER, P.; EHRLINGER, A. U. Constrained Predictive Control for Motor Drives. **CIRP Annals-Manufacturing Technology**, v. 45, n. 1, p.355-358, 1996.

EBRAHIMI, M.; WHALLEY, R. Analysis, modeling and simulation of stiffness in machine tool drives. **Computers and Industrial Engineering**, v.38, p.93-105, 2000.

ELLIOTT, S; SUTTON, T. Performance of Feedforward and Feedback Systems for Active Control. **IEEE Transactions on Speech and Audio Processing**, v.4, n.3, p. 214-223, 1996.

ENGİN, S.; ALTINTAS, Y. Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part II: inserted cutters. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.41, p.2213–2231, 2001.

ERKORKMAZ, K.; WONG, W. Rapid identification technique for virtual CNC drives. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.46, p.1381-1392, 2007.

ERKORKMAZ, K; ALTINTAS, Y; YEUNG, C.-H. Virtual Computer Numerical Control System. **Annals of CIRP**, v.55, n.1, p.399-402, 2006.

ERKORKMAZ, K.; ALTINTAS, Y. High speed CNC system design. part I: jerk limited trajectory generation and quintic spline interpolation. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 41, n.9, p.1323–1345, 2001.

ERKORKMAZ, K.; ALTINTAS, Y. High speed CNC system design. Part II: modeling and identification of feed drives. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.46, Pergamon, 2001.

ERKORKMAZ, K.; ALTINTAS, Y. High speed CNC system design. Part III: high speed tracking and contouring control of feed drives. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.41, p.1637-1658, 2001.

FERRETTI, G.; LUCCHINI, F.; MAGNANI, G.; ROCCO, P. A mechatronic approach to the control of machine tools. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.45, Elsevier, 2005.

FEI, J.; DENG, R.; ZHANG, Z; ZHOU, M. Research on Embedded CNC Device Based on ARM and FPGA. **Procedia Engineering**, v.6, p.818-824, 2011.

FREZZATTO, L.A.; ROSARIO, J. M. Open Architecture For Virtual CNC Machine Tool, **V Congreso Internacional de Ingeniería Mecánica y III de Ingeniería Mecatrónica**, Agosto 2011, Bogotá, Colombia.

FREZZATTO, L.A. Planejamento de Trajetórias e Implementação de Técnicas de Posicionamento dos Eixos para Dispositivo CNC com Arquitetura de Controle Aberta. 2011. 106p. Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica- Departamento de Projeto Mecânico, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, Brasil, 2011.

FREZZATTO, L.A.; ROSÁRIO, J.M.; RINCÓN, L.K. CNC Machine Tool-Actuator Selection with Emphasis in Dynamical Modeling and Control, **4th Workshop in Applied Robotics and Automation**, 2010, Bauru, SP.

GARCIA, C. **Modelagem e Simulação**. São Paulo: Editora da Universidade de São Paulo, 2005. 687p.

GUEGAN, S.; KHALIL, W.; LEMOINE, P. Identification of the Dynamic Parameters of the Orthoglide. **International Conference on Robotics & Automation**, p.14-19, 2003.

HARIK, R.; GONG, H.; BERNARD, A. 5-axis flank milling: A state-of-the-art review. **Computer-Aided Design**. 2012.

HUO, D; CHENG, K.; WARDLE, F. A holistic integrated dynamic design and modeling approach applied to the development of ultraprecision micro-milling machines. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.50, p.335-343, 2010.

HUN, Y.; MIN, B.; CHO, D. Estimation of machine tool feed drive inclination from current measurements and a mathematical model. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.46, p.1343-1349, 2006.

IWASAKI, M.; SHIBATA, T.; MATSUI, N. Disturbance-Observer-Based Nonlinear Friction Compensation in Table Drive System. **IEEE/ASME Transactions on Mechatronics**, v. 4, n.1, 1999.

JAYANTI, S. ; MAVULETI, K.; BECKER, B.; ERICKSON, E.; WADELL, J.; MARUSICH, T. D. ; MARUSICH, K. Modeling of Cutting Forces and Cycle Times for Micromachined Components. **Procedia CIRP**, v.1, p.138-143. 2012.

KADIR, A. A.; XU, X.; HÄMMERLE, E. Virtual machine tools and virtual machining—A technological review. **Robotics and Computer-Integrated Manufacturing**, v.27, n.3, p.494–508, 2011.

KAMALZADEH, A.; ERKORKMAZ, K.; ZHU, W. Accurate tracking controller design for high-speed drives. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.47, p.1393–1400, 2007.

KAO, J.; YEH, Z.; TARNG, Y.; LINS, Y. A study of Backlash on the motion accuracy of CNC lathes. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v.36, n.5, Elsevier, 1996.

KARA, T.; EKER, I. Nonlinear Modeling and identification of a DC motor for bidirectional operation with real time experiments. **Energy Conversion and Management**, v.45, p.1087-1106, 2004.

KOREN, Y. **Computer Control of Manufacturing Systems**. Nova Iorque: International Student Ed, McGraw-Hill, 1983. 304p.

KOREN, Y.; LO, C. C. Variable gain Cross-Coupling Controller for Contouring. **Annals of the CIRP**, v. 40, n. 1, p.371-374, 1991.

KOREN, Y.; LO, C. C. Advanced Controllers for Feed Drives. **Annals of the CIRP**, v.41, n.2, p. 689-698, 1992.

LEE, E.A.; SESHIA, S.A. Introduction to Embedded Systems. **A cyber-physical Systems Approach**. UC Berkeley. 2011.

LIMA, R. **Introdução ao Projeto de Máquina-Ferramentas Modernas, Material da disciplina de Projeto de Máquinas-Ferramentas**, Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico, Brasil, 2004.

LIAO, L.; LEE, J. Design of a reconfigurable prognostics platform for machine tools. **Expert Systems with Applications**, v. 37, n.1, p.240-252, 2010.

LI, J. A Traditional Quadrilateral NURBS Surfaces Generation Method using MATLAB. **Procedia Engineering**, v.24, p.672–676, 2011.

LIU, Y.; LI, H.; WANG, Y. Realization of a 5-axis NURBS Interpolation with Controlled Angular Velocity. **Chinese Journal of Aeronautics**, v.25, n.1, p.124-130, 2012.

LJUNG, L., **System Identification: Theory for the User**. Englewood Cliffs, NJ: Prentice-Hall, 1998.

MARWEDEL, P. **Embedded System Design: Embedded Systems Foundations of Cyber-Physical Systems**. Nova Iorque: Springer Dordrecht Heidelberg London, 2011.

MUNLIN, M. AND MAKHANOV, S.S. Iterative Tool Path Optimization for Five-Axis Machines with Optimal Point Insertion. **Computer-Aided Design & Applications**, v.9, n.1, p.33-41, 2012.

MORALES-VELAZQUEZ, L.; ROMERO-TRONCOSO, R.J.; OSORNIO-RIOS, R.A.; HERRERA-RUIZ, G.; CABAL-YEPEZ, E. Open-architecture system based on a reconfigurable hardware–software multi-agent platform for CNC machines. **Journal of Systems Architecture**, v.56, p.407–418, 2010.

MORIWAKI, T. Trends in Recent Machine Tool Technologies. **NTN technical review**, v.74. 2006.

NATIONAL INSTRUMENTS. Manual Motion Control Software Overview. <http://www.ni.com/pdf/products/us/4mo628-631.pdf>. **Accesado** em abril, 2013.

NEUGEBAUER, R; DENKENA, B; WEGENER, K. Mechatronic Systems for Machine Tools. **CIRP Annals-Manufacturing Technology**, v.56, n.2, 2007.

OGATA, K. **Modern Control Engineering**. New Jersey: Prentice Hall.1997. 997p.

OSORNIO-RIOS, R.A.; ROMERO-TRONCOSO, R.J.; HERRERA-RUIZ, G.; CASTAÑEDA-MIRANDA, R. FPGA implementation of higher degree polynomial acceleration profiles for peak jerk reduction in servomotors. **Robotics and Computer-Integrated Manufacturing**, v.25, p.379–392, 2009.

PADAYACHEE, J.; BRIGHT, G. Modular machine tools: Design and barriers to industrial implementation. **Journal of Manufacturing Systems**, v.31, n.2, p.92-102, 2012.

PAPADOPOULOS, E.; CHASPARIS, G.K. Analysis and Model-based Control of Servomechanisms with friction. **Proceedings of the International Conference on Intelligent Robots and Systems**, EPFL Lausanne, v. 47, 2002.

PINTELON, R; SCHOUKENS, J. **System Identification: A frequency Domain Approach**. 2001., Nova Iorque: Institute of Electrical and Electronics Engineers Inc, 2001. 648p.

POGNET, P.; GAUTIER, M.; KHALIL, W.; PHAM M.T. A Survey of Models, Analysis Tools and Compensation Methods for the control of Machines with Friction. **Automatica**, v.30, N7, p.1083-1138, 1994.

POO A.N.; BOLLINGER, J.G.; TOUNKIN. Dynamic Errors in Type 1 Contouring Systems. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v.IA-8,n.4, p.477-484, 1972.

PRITSCHOW, G.; ALTINTAS, Y.; JOVANE, KOREN, F.Y; MITSUISHI, M.; TAKATA, S.; VAN BRUSSEL, H.; WECK, M.; YAMAZAKI, K. Open Controller Architecture – Past, Present and Future. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v.50, n.2, p. 463–470, 2001.

RAMESH, R.; MANNAN. M.A.; POO. A.N. Tracking and contour error control in CNC servo systems. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.45, p.301-326, 2005.

RAY, L.; REMINE, J. Machine Friction Estimation for Modeling, Diagnostics and Control. **Proceedings of the American Control Conference**, 1998.

RODRIGUEZ, P. Robustification de lois de commande predictive par la parametrisation de Youla. Tese de Doutorado. Universidade de Paris XI. UFR Scientifique D’Orsay. Supelec. França. 2003.

RUFENG, X. ; ZHITONG, C.; WUYI, XIANZHEN, W.; JIANJUN, Z. Dual Drive Curve Tool Path Planning Method for 5-axis NC Machining of Sculptured Surfaces, **Chinese Journal of Aeronautics**, v.23, n.4, p.486-494, 2010.

SERAJI, H. **Output Control using Feedforward and cascade controller. Conferecen on Decision and Control**. Los Angeles CA. Decembro 1987.

SENCER, B.; ALTINTAS, Y. Feed optimization for five-axis CNC machine tools with drive constraints. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 48, n.7–8, p.733-745, 2008.

SHEN, H.; FU, J.; HE, Y.; YAO, X. On-line Asynchronous Compensation Methods for static/quasi-static error implemented on CNC machine tools, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.60, p.14-26, 2012.

SUSANU, M.; DUMUR, D. Hierarchical Predictive Control within an Open Architecture Virtual Machine Tool . **Annals of the CIRP**, v. 55, n.1, 2006.

SUSANU, M.; DUMUR, D.; TOURNIER, C.; LARTIGUE, C. Loi de commande predictive pour le positionnement des axes d'une machine outil a architecture ouverte. **Mécanique & Industries**. v.6, p.447-454, 2005.

SUSANU, M.; DUMUR, D. Advanced Axis Control Implementation within a Virtual Machine-Tool Environment. **IEEE International Symposium on Computer Aided Control Systems Design**. Taipei, Taiwan, September 2-4, 2004.

SCHÜTZERA, K.; UHLMANN, E.; CONTEA, E. DEL.; MEWISB, J. Improvement of Surface Accuracy and Shop Floor Feed Rate Smoothing Through Open CNC Monitoring System and Cutting Simulation. **Fifth CIRP Conference on High Performance Cutting**. v.1, p.90–95, 2012.

TARNG, Y.; CHENG, H. An investigation of Stick-Slip friction on the contouring Accuracy of CNC Machine tools. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.35. n.4, 565-576, 1995.

TJAHJOWIDODO, T.; AL-BENDER, F.; BRUSSEL, V. Friction identification and compensation in a DC motor. **IFAC**. 2005.

UCHIYAMA, N. Robust contouring control for biaxial feed drive systems. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.48, p.1234– 1241, 2008.

UHLMANN, E.; EBHANN, J.; WINTERING. H.H. Design and control concept for compliant machine tools based on controller integrated models. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v.61, n.1, p.347-350, 2012.

VAN LUTTERVELT, C.A.; CHILDS, T. H.C.; JAWAHIR, I.S.; KLOCKE, F.; VENUVINOD, P. K.. Present Situation and Future Trends in Modelling of Machining Operations. Progress Report of the CIRP Working Group 'Modelling of Machining Operations'. **Annals of the CIRP**, v. 47, n.2, 1998.

VAN DEN BRAEMBUSSCHE, P.; SWEVERS, J.; BRUSSEL, V.; VANHERCK, P. Accurate tracking control of linear Synchronous Motor Machine Tool Axes. **Mechatronics**, v.6, p.507-521, 1996.

VARANASI, K.; NAYFEH, S. The Dynamics of lead-screw Drives: Low-Order Modeling and experiments. **Transactions of the ASME**, v.126, 2004.

VARANASI, K.; NAYFEH, S. A Survey of Models, Analysis Tools and Compensation Methods for the control of Machines with Friction. **Automatica**, v.30, p.1083-1138, 1994.

WANG, Y.; LIU, Y.; HAN, Z.; SHAO, Z. Integration of a 5-axis Spline Interpolation Controller in an Open CNC System. **Chinese Journal of Aeronautics**, v.22, n.2, p.218-224, 2009.

WHALLEY, R.; EBRAHIMI, M.; ABDUL, A.A. Hybrid modeling of machine tool axis drive. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v.45, p.1560-1576, 2005.

XI, X.C; POO, A.N.; HONG, G.S. Tracking error-based static friction compensation for a bi-axial CNC machine. **Precision Engineering**, v.34, p.480-488, 2010.

YEUNG, C.; ALTINTAS, Y.; ERKORKMAZ, K. Virtual CNC system. Part I. System architecture. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.46, p.1107-1123, 2006.

YOUNKIN, G. Origin of Numerical Control. **IEEE Industry Applications Magazine**, 2008.

YOUSSEF, H.A.; EL-HOFY, H. **Machining Technology: Machine Tools and Operations**. Taylor & Francis Group LLC, 2008. cap.2, p.11-57.

ZHANG, D.; LI, Z.; CONG, S.; WU, H. Advanced Contouring Error Compensation in High Performance Motion Control Systems. **IEEE International Workshop on Advanced Motion Control, Japan**, 2010.

ZORIKTUEV, V. Ts. Mechatronic Machine-Tool Systems. **Russian Engineering Research**, v.28, n.1, p.10-16, 2007.

APÊNDICE A – Parâmetros Finais da máquina CNC e modelos dinâmicos reduzidos

Os parâmetros finais da máquina CNC são apresentados na Tabela A1.

Tabela A1: Parâmetros Finais do sistema Máquina-Ferramenta CNC

<i>Parâmetros</i>	<i>Eixo X</i>	<i>Eixo Y</i>	<i>Eixo Z</i>	<i>Descrição</i>	<i>Referência</i>
J_m	$4.645 \cdot 10^{-6} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	$4.645 \cdot 10^{-6} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	2.6834×10^{-5}	Momento de Inércia do Motor	(ELECTROCRAFT CORPORATION, 1972)
J_{c+b}	$9.5331 \cdot 10^{-5} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	$9.5331 \cdot 10^{-5} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	-	Momento de Inércia do Motor + Acoplamentos	Parâmetro Identificado
B_m	$6.333 \cdot 10^{-5}$	$6.333 \cdot 10^{-5}$	7.0615×10^{-4}	Atrito viscoso do Motor	(ELECTROCRAFT CORPORATION, 1972)
B_{m+c}	$3.3028 \cdot 10^{-5}$	$3.3028 \cdot 10^{-5}$	-	Atrito viscoso do motor e acoplamentos	Parâmetro Identificado
R_m	0.5051Ω	0.5051Ω	1.36	Resistencia Elétrica do motor	(ELECTROCRAFT CORPORATION, 1972)
L_m	0.089 mH	0.089 mH	3.63mH	Indutância do motor	(ELECTROCRAFT CORPORATION, 1972)
k_T	0.011822 Nm/A	0.011822 Nm/A	0.065	Constante de Torque do Motor	Parâmetro Identificado
k_e	$0.003540 \text{ V/(rad/s)}$	$0.003540 \text{ V/(rad/s)}$	0.065	Constante Eletromotriz	Parâmetro Identificado
J_{tw}	$340 \cdot 10^{-7} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	$340 \cdot 10^{-7} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	-	Momento de Inércia da mesa e da peça de trabalho	Parâmetro Identificado
J_l	$340 \cdot 10^{-7} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	$340 \cdot 10^{-7} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	-	Momento de Inércia do fuso	Parâmetro Identificado
B_{ex_t}	$2.075 \cdot 10^{-5}$	1.69207×10^{-5}	$1,607 \times 10^{-5}$	Atrito Viscoso do eixo completo	Parâmetro Identificado
J_{ex_t}	$1.4158 \cdot 10^{-4} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	1.62851×10^{-4}	$1,581 \times 10^{-5}$	Momento de Inércia do eixo Completo	Parâmetro Identificado
m_t	5.47kg	5.47kg	-	Massa da mesa	Calculado
m_w	20kg	20kg	20kg	Massa da peça de trabalho	Calculado
m_l	0.505kg	0.505kg	0.505kg	Massa do fuso	Calculado
h_p	0.005 m/rev	0.005 m/rev	0.005 m/rev	Passo do fuso	Medido
d_p	0.0103m	0.0103m	0.0103m	Diâmetro do fuso	Medido

r_g	0.1	0.1	0.1	Relação de transmissão	Parâmetro Identificado
μ_{gf}	0.1	0.1	0.1	Coefficiente de atrito nas guias	(ALTINTAS, 2000)
μ_b	0.005	0.005	0.005	Coefficiente nos acoplamentos	(ALTINTAS, 2000)
T_{coul}^+	0.042211	0,0771869	0.076478	Torque de Atrito de Coulomb +	Parâmetro Identificado
T_{coul}^-	-0.042211	-0.0189008	-0.02022	Torque de Atrito de Coulomb - -	Parâmetro Identificado
T_{visc}^+	0.0010768	0.00038273	0.000378	Torque de Atrito Viscoso	Parâmetro Identificado
T_{per}	0.019148	0.040911756	0.0442887	Torque de Perturbação	Parâmetro Identificado
T_{sta_max}	0.054774	0.0629493	0.069432	Torque Estático Máximo	Parâmetro Identificado
ω_1^+	5.01	1.126941	1.149	Velocidade limite 1 +	Parâmetro Identificado
ω_1^-	-5.01	-5.79736	-5.74643	Velocidade limite 1- -	Parâmetro Identificado
ω_2^+	10.21	13.7289	13.5243	Velocidade limite 2 +	Parâmetro Identificado
ω_2^-	-10.21	-6.75684	-7.8525	Velocidade limite 2-	Parâmetro Identificado
Kmedição	1.0672	2.43257	1.825043	Ganho do sistema de Medição	Parâmetro Identificado
Kdrive	1.0191	5.95448	4.54316	Ganho do sistema de conversão	Parâmetro Identificado

Os modelos dinâmicos para a sintonia dos parâmetros de controle de posição (PID) reduzidos e lineares para cada um dos eixos são:

Modelo Eixo X:

$$Tf_{posição-x} = \frac{5.497.10^4}{s^3 + 9116s^2 + 5.441.10^4 s}$$

Modelo Eixo Y:

$$Tf_{posição-y} = \frac{6.365.10^5}{s^3 + 9116s^2 + 4.709.10^4 s}$$

Modelo Eixo Z:

$$Tf_{posição-z} = \frac{4.67.10^4}{s^3 + 374.8s^2 + 7405s}$$

Os modelos dinâmicos reduzidos para o cálculo dos controladores GPC, utilizando as equações e parâmetros explicados no Capítulo 5, item 5.9.1 são:

Eixo X:

$$Tf_{posição-x} = DAC * K_{drive-x} \frac{16.667}{0.0018s^2 + s} * G_{medição-x}$$

Eixo Y

$$Tf_{posição-y} = DAC * K_{drive-y} * \frac{16.667}{0.0031s^2 + s} * G_{medição-y}$$

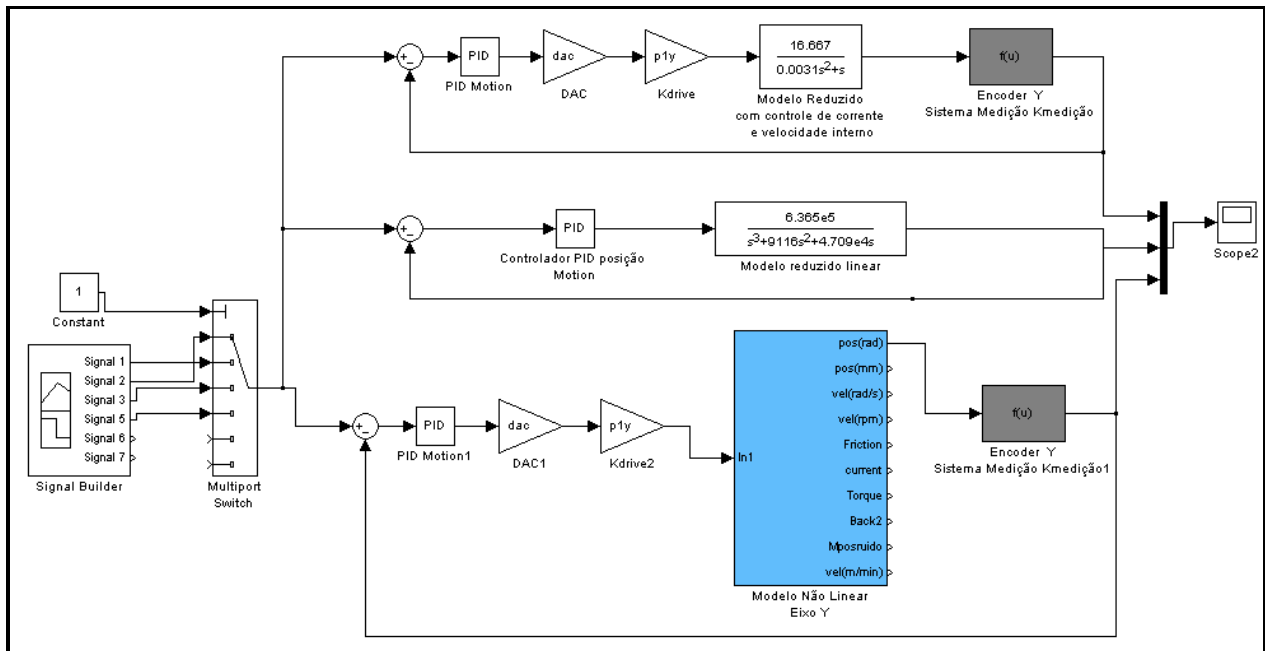


Figura A1: Modelos dinâmicos do Eixo Y. Ambiente para validação dos modelos utilizando o PID1 de Motion.

Na Tabela A2 estão definidos diferentes valores em pulsos de uma trajetória linear gerada pelo *Motion* e a posição real e calculada com a conversão da precisão do encoder de 1024 pulsos/rev e um fator $\alpha=1/4$, $x=(\text{Numero de Pulsos} * 5\text{mm})/(1024*4)$. Esta medição foi feita para os três eixos.

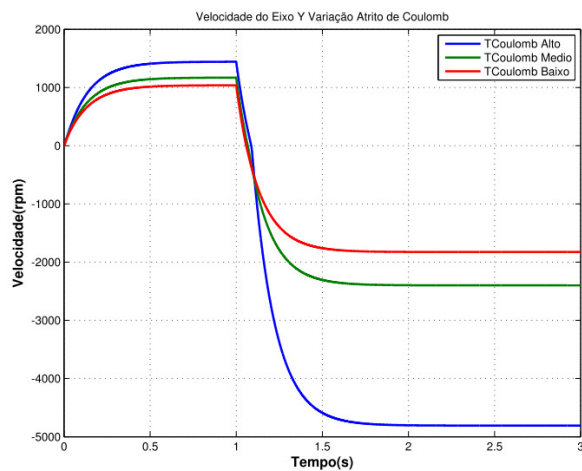
Tabela A2: Medições do encoder em cada eixo em relação ao Motion

Posição Motion (Pulsos)	Posição Calculada (mm)	Posição Real medida Eixo X(mm)	Posição Real medida Eixo Y(mm)	Posição Real medida Eixo Z(mm)
5000	6,1035	5,9	5,7	5,8
10000	12,207	11,9	11,9	12
20000	24,4140	24,2	23,9	23,6
30000	36,6210	36,2	36,3	36,2
40000	48,8281	48	48	48,5
50000	61,0351	60,6	60,5	60,5
60000	73,2421	72,5	72,6	72,5
70000	85,4492	84,9	84,3	85,1
80000	97,6562	97,2	98,1	97,7

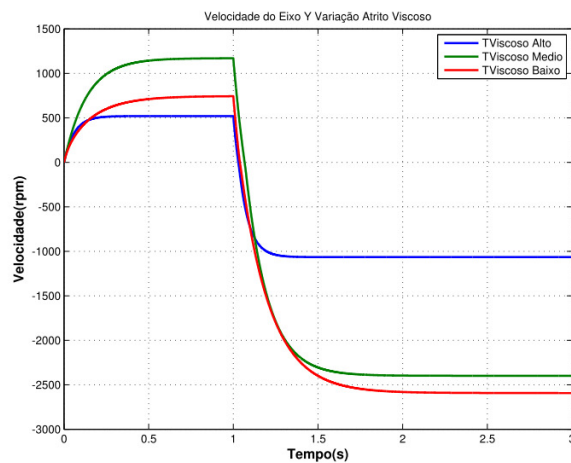
APÊNDICE B – Respostas da dinâmica dos eixos e controladores

Estudo do efeito do torque de atrito não linear no Eixo Y

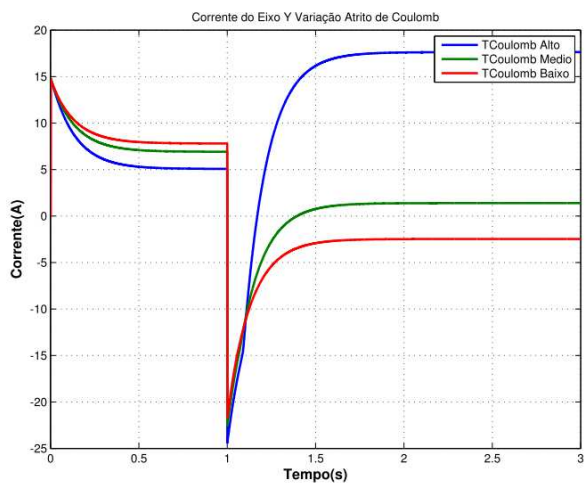
As respostas para o eixo de movimentação Y estão apresentadas na Figura B.1.



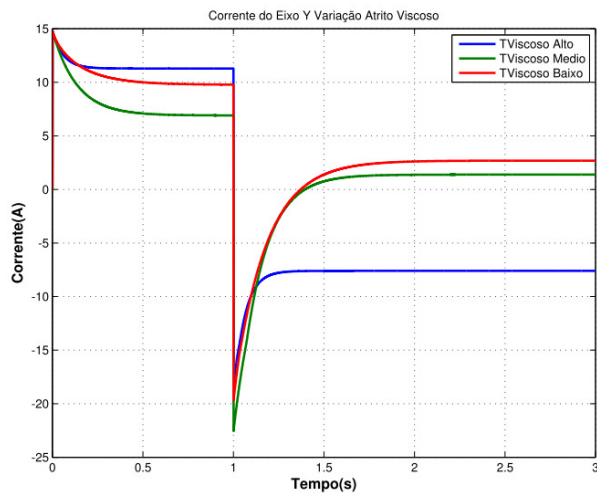
a) Velocidade Y com Δ Coulomb



b) Velocidade Y com Δ Viscoso

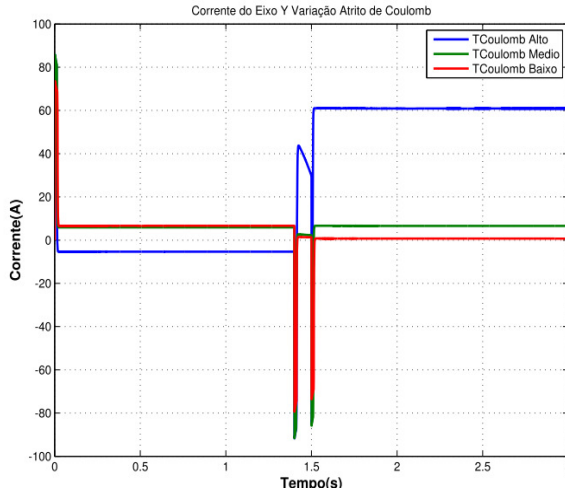


c) Corrente Y com Δ Coulomb

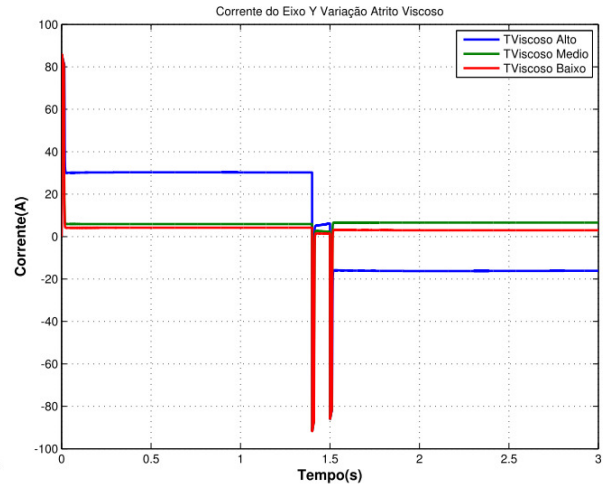


d) Corrente Y com Δ Viscoso

Figura B.1: Saídas do Eixo Y com variações do Atrito de Coulomb e Viscoso.



e) Corrente Y com Δ Coulomb



f) Corrente Y com Δ Viscoso

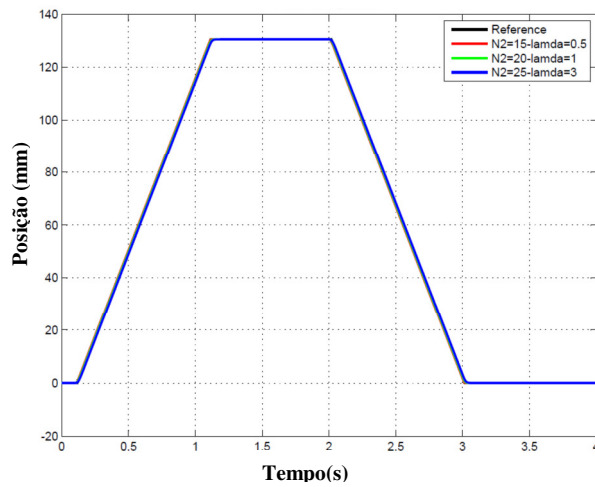
Figura B.2: Saídas de corrente no Eixo Y Δ Coulomb e Δ Viscoso com malha de controle.

Tabela B.1: Parâmetros do Controle GPC3 para Eixo Y.

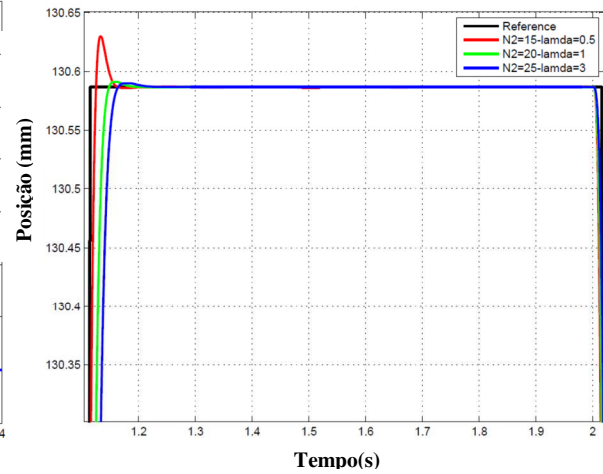
Eixo Y Função de transferência discreta		$H_{pos}(q^{-1}) = \frac{q^{-1}B(q^{-1})}{A(q^{-1})} = \frac{0.0024q^{-1} + 0.0022q^{-2}}{1 - 1.7243q^{-1} + 0.7243q^{-2}}$			Tempo de amostragem $T_s=1\text{ms}$
Parâmetros GPC		N1=1	N2=30	Nu=1	$\lambda=5$
Polinômios		$R(q^{-1})= 65.0466 - 108.8558 q^{-1} + 44.7262 q^{-2}$			
		$S(q^{-1})= 1 + 0.1359q^{-1}$			
		$T(q1)= 0.0003q^1 + 0.0013 q^2 + 0.0026 q^3 + 0.0042 q4 + 0.0061 q5 + 0.0081 q6 + 0.0102 q7 + 0.0124 q8 + 0.0146 q9 + 0.0169 q10 + 0.0193 q11 + 0.0216 q12 + 0.0240 q13 + 0.0264 q14 + 0.0288 q15 + 0.0312 q16 + 0.0336 q17 + 0.0360 q18 + 0.0384 q19 + 0.0408 q20 + 0.0432 q21 + 0.0456 q22 + 0.0480 q23 + 0.0504 q24 + 0.0528 q25 + 0.0553 q26 + 0.0577 q27 + 0.0601 q28 + 0.0625 q29 + 0.0649 q30$			
Pólos	Malha aberta	$r_1=1, r_2=1, r_3=0.7243, r_4=0.1342$			
	Malha fechada	$r_1=0.9313, r_2=0.7799, r_3=0.7214$			
Margem de Ganho ΔG 18.14dB		Margem de fase $\Delta \Phi$ 65.93°		Margem de retardo 4.41ms	

Tabela B.2: Parâmetros do Controle GPC3 ajustado para Eixo Y.

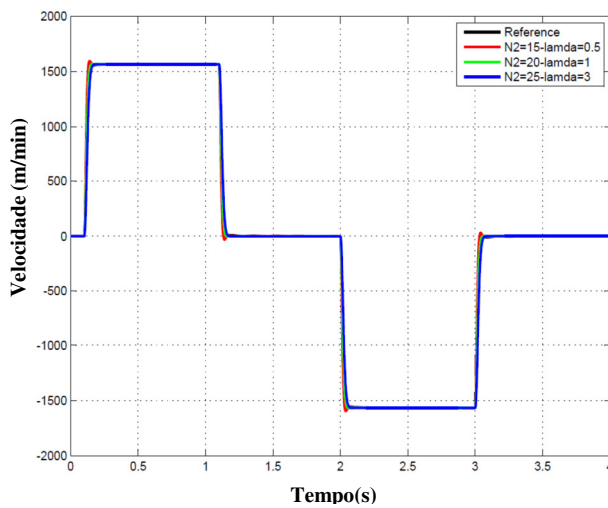
Parâmetros Eixo Y	N2=15 $\lambda=0.5$	N2=20 $\lambda=1$	N2=25 $\lambda=3$
Pólos Malha fechada	$r_{1,2}=0.8559 \pm 0.105i$ $r_3=0.7134$	$r_1=0.8727$ $r_2=0.7849$ $r_3=0.7076$	$r_1=0.8991$ $r_2=0.8280$ $r_3=0.7212$
Margem de Ganho(dB)	17.73	16.49	18.52
Margem de Fase(°)	54.89	60.73	63.49
Margem de retardo(ms)	3.43	3.35	4.41



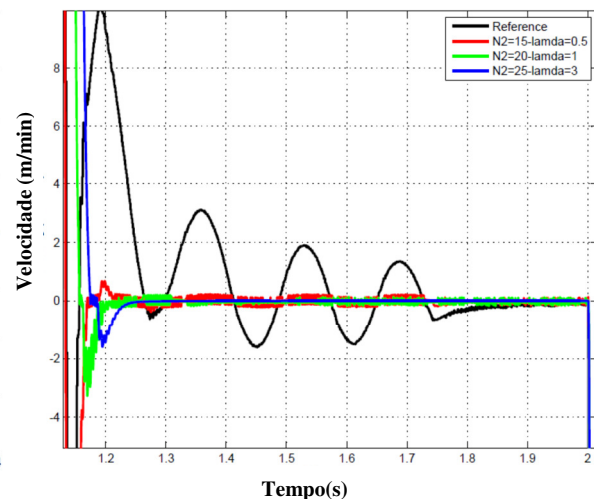
a) Posição



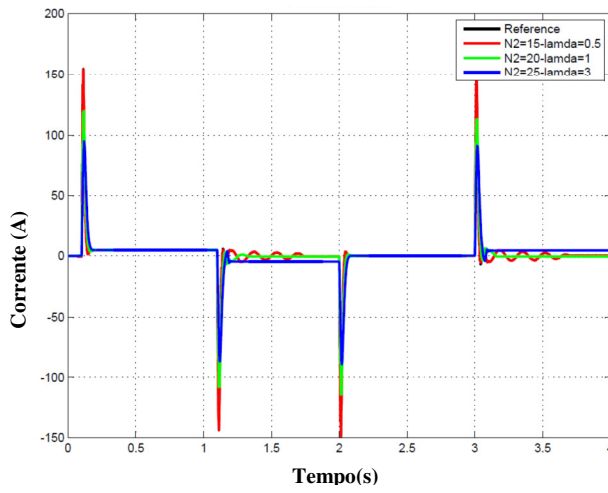
b) Posição, t=1.2-2



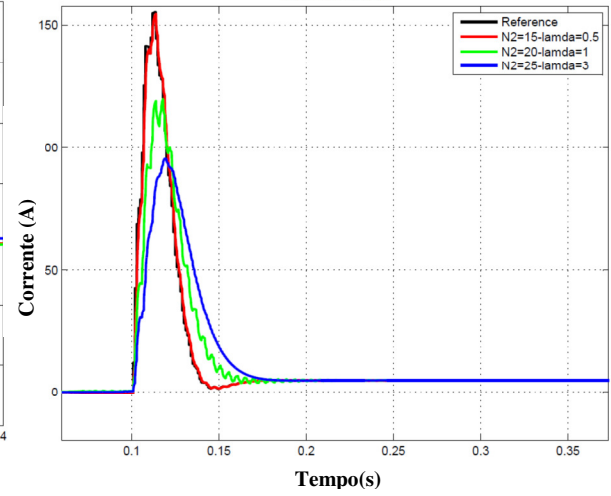
c) Velocidade



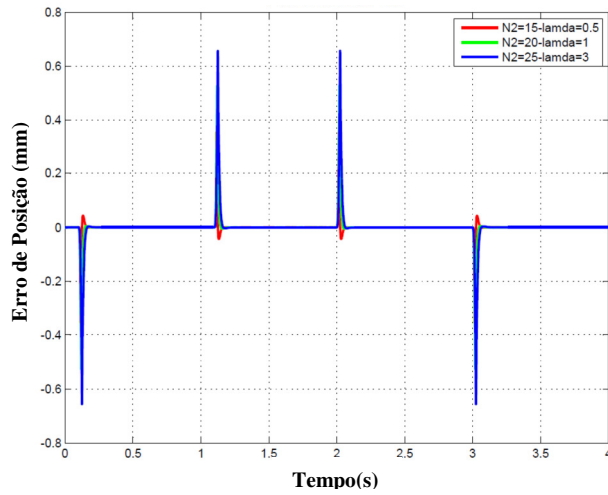
d) Velocidade, t=1.2-2



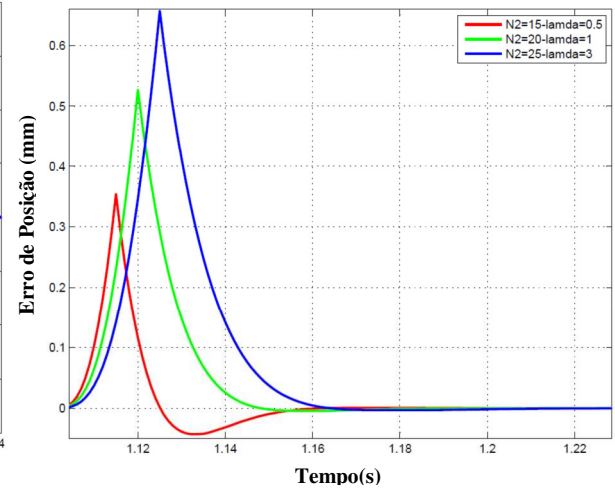
e) Corrente



f) Corrente, $t=0.1-0.35$



h) Erro de posição



i) Erro de posição, $t=1.12-1.22$

Figura B.3: Controle GPC3 Ajustado para eixo Y.

Parâmetros de ajuste do GPCR para rejeição de ruído na medição e parâmetros incertos

Tabela B.3: Parâmetros para robustificação a parâmetros incertos do GPCR3 no Eixo X.

<i>Rob X-Axis</i>	<i>Max</i>	<i>Tr</i>	<i>Min</i>	<i>Filter</i>	<i>Var</i>	<i>Com.</i>	<i>W1</i>	<i>Q</i>
1	20	1	-1	[1,-0.9]/0.1	0.01	0.5	[1,-0.8]/0.2	50
2	30	1	-2	[1,-0.7]/0.3	0.01	0.5	[1,-0.9]/0.1	40
3	30	1	-2	[1,-0.6]/0.4	0.01	0.5	[1,-0.9]/0.1	60
4	30	1	-1	[1,-0.6]/0.4	0.1	1	[1,-0.9]/0.1	50
5	40	1	-1	[1,-0.7]/0.3	0.1	1	[1,-0.8]/0.2	70

Esta robustificação foi ajustada com os parâmetros da Tabela A.2 para melhorar a medição de robustez e estabilidade.

Tabela B.4: Ajuste dos parâmetros para robustificação no Eixo X.

<i>Eixo X</i>	<i>Order Transfer F.</i>	<i>Pond</i>	<i>W2</i>
1	4	0.8	[1,-0.9]/0.1
2	4	0.8	[1,-0.8]/0.2
3	4	0.7	[1,-0.8]/0.2
4	5	0.6	[1,-0.8]/0.2
5	4	0.8	[1,-0.8]/0.2

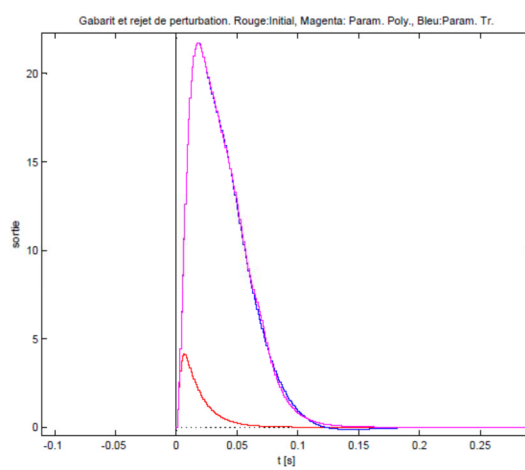
Tabela B.5: Parâmetros para robustificação a parâmetros incertos do GPC 3 no Eixo Y.

<i>Eixo Y</i>	<i>Max</i>	<i>Tr</i>	<i>Min</i>	<i>Filter</i>	<i>Var</i>	<i>Com.</i>	<i>W1</i>	<i>Q</i>
1	40	1	-1	[1,-0.7]/0.3	0.1	1	[1,-0.8]/0.2	70
2	40	1	-1	[1,-0.7]/0.3	0.1	0.8	[1,-0.9]/0.1	70

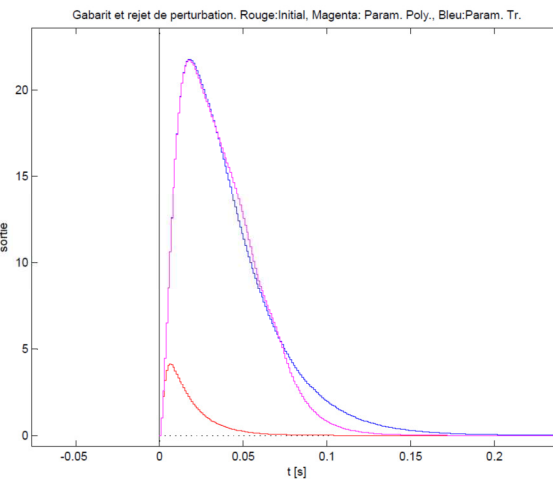
Tabela B.6: Ajuste dos parâmetros para robustificação no Eixo Y.

<i>Eixo Y</i>	<i>Order Tr</i>	<i>Pond</i>	<i>W2</i>
1	4	0.8	[1,-0.8]/0.2
2	4	0.9	[1,-0.9]/0.1

Eixo X-Robustificacion a Ruido e Parametros inciertos

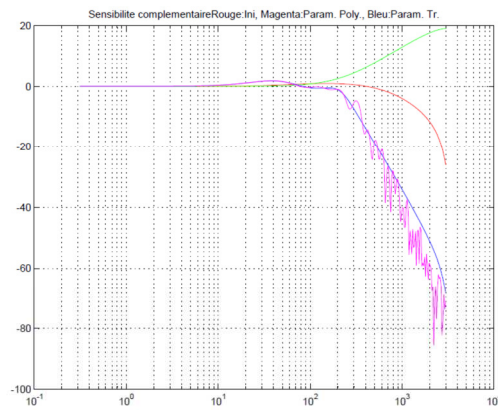


a)Robustificação 1

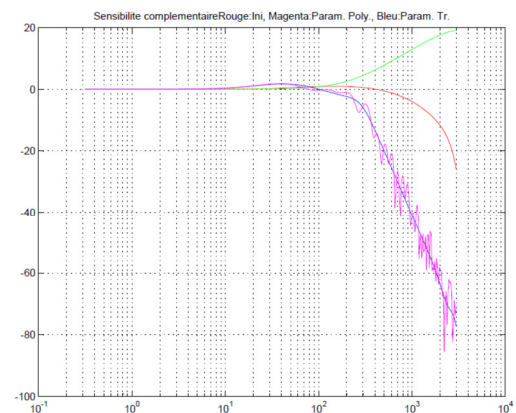


b)Robustificação 2

Figura B.4: Gabarito temporal

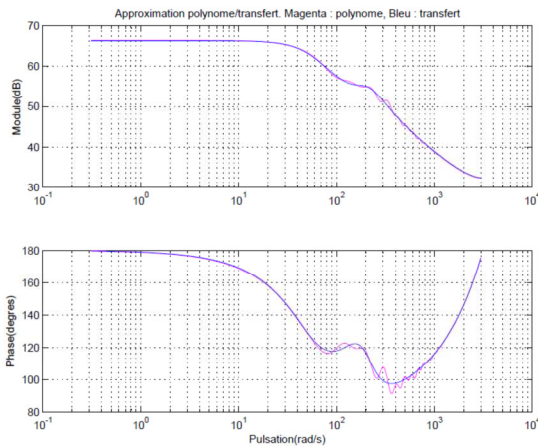


a) Robustificação 1

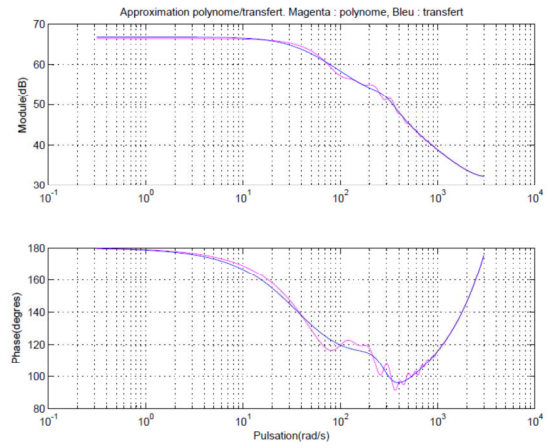


b)Robustificação 2

Figura B.5: Sensibilidade Complementaria.

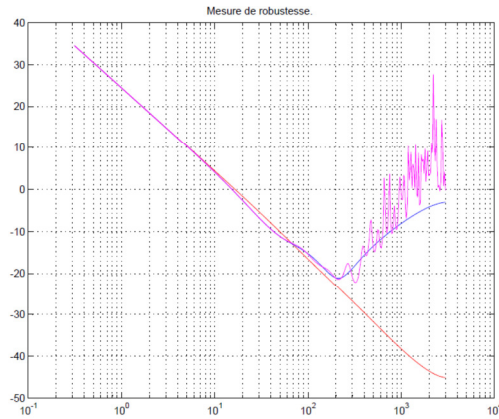


a) Robustificação 1

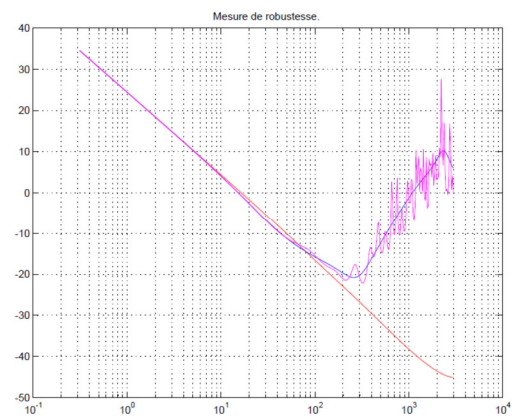


b) Robustificação 2

Figura B.6: Aproximação do polinômio/função de transferência.

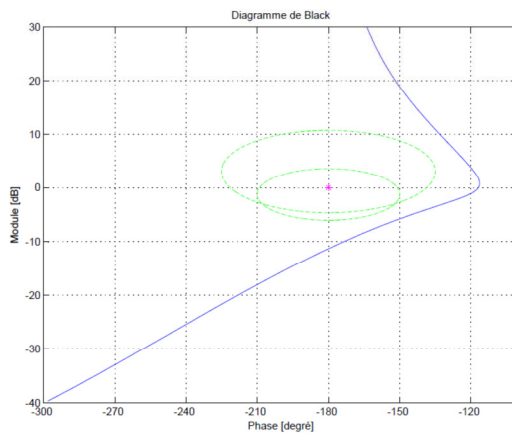


a) Robustificação 1

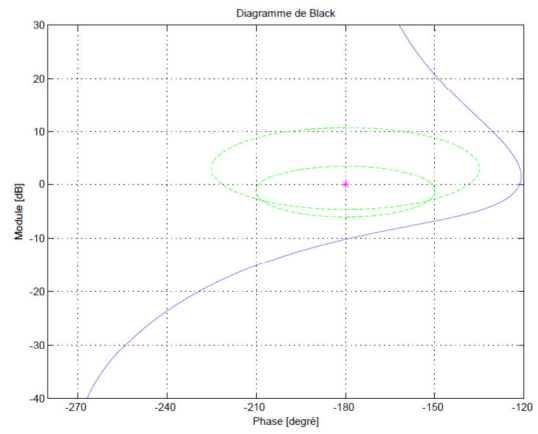


b) Robustificação 2

Figura B.7: Medição de robustez



c) Robustificação 1



d) Robustificação 2

Figura B.8: Diagrama de Black

Respostas do GPCR3 para o eixo Y

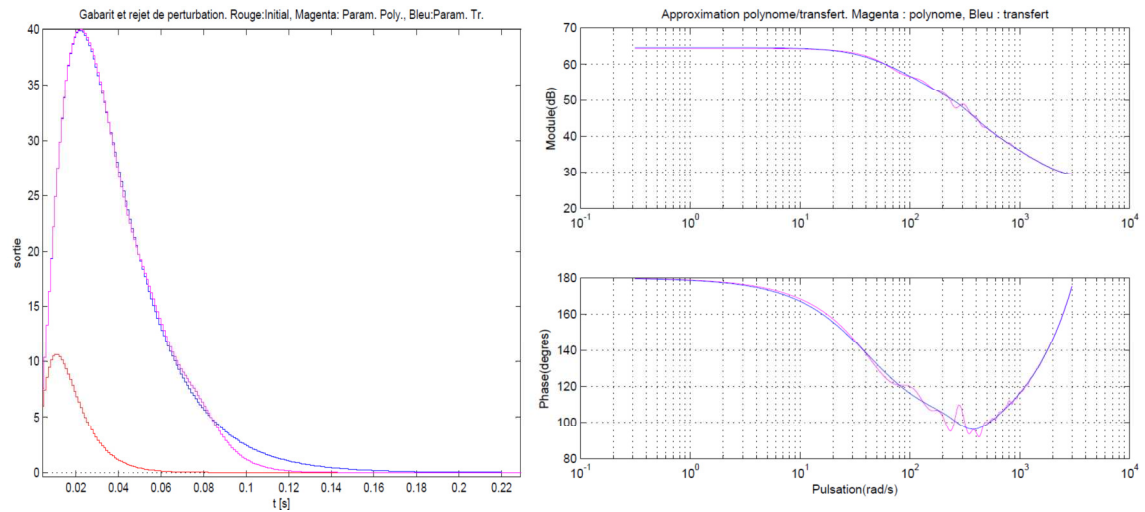


Figura B.9: Eixo Y Controle Robusto GPC 3: a) Rejeição da Perturbação, b) Aproximação Polinomial.

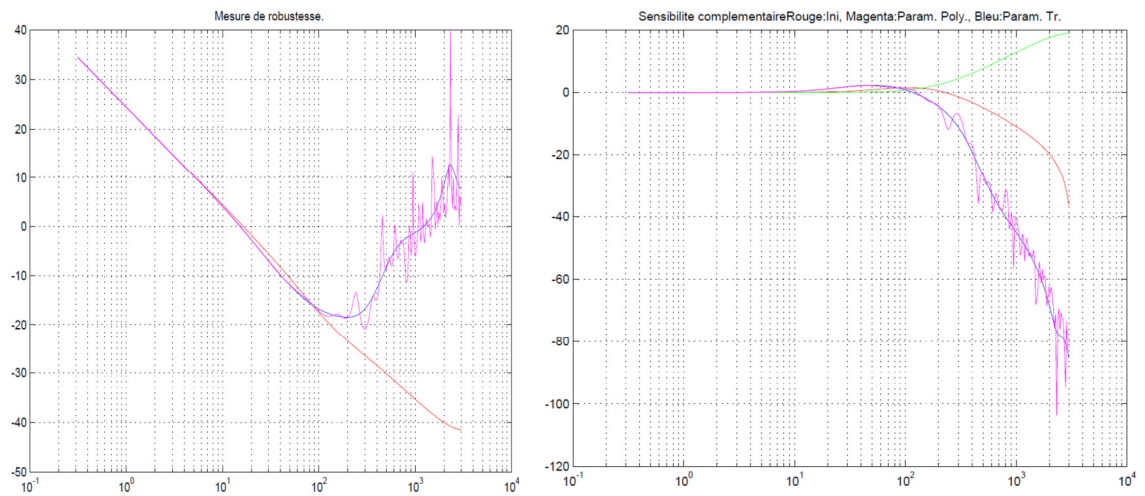


Figura B.10: Eixo Y Controle Robusto GPC 3: a) Medida de Robustez, b) Sensibilidade Complementaria.

APÊNDICE C – Publicações

A produção científica em publicações e participações na área de Sistemas Mecatrônicos de dispositivos máquinas-ferramentas CNC relacionadas com o trabalho desta tese é listada assim:

Trabalhos publicados e participação em congressos

RINCÓN, L.K; ROSÁRIO, J.M. CNC Machine Tool analysis based on dynamic model with the influence of nonlinear friction and cutting force. **The IASTED International Conference on Modelling, Identification and Control**. 2011.

RINCÓN, L.K AND ROSÁRIO, J.M. The Influence of Nonlinear Friction and Disturbance in the Control of a Mechatronic System: CNC Machine Tool Application. **The 7th International ASME/IEEE Conference on Mechatronics & Embedded Systems & Applications**, Washington, DC, USA, 2011.

FREZZATTO, L.A.; ROSÁRIO, J.M.; RINCÓN, L.K. CNC Machine Tool – actuator selection with emphasis in dynamical modeling and control. **ROBOCONTROL**. 2010.