MARCELO OTÁVIO DOS SANTOS

**MODELAGEM NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DOS ERROS
TÉRMICOS DE UM CENTRO DE USINAGEM CNC 5 EIXOS**

São Paulo
2018

MARCELO OTÁVIO DOS SANTOS

**MODELAGEM NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DOS ERROS
TÉRMICOS DE UM CENTRO DE USINAGEM CNC 5 EIXOS**

Tese apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para obtenção do
título de Doutor em Ciências.

Área de Concentração:
Engenharia Mecânica de Projeto e Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha

São Paulo
2018

Autorizo a reprodução e divulgação total ou parcial deste trabalho, por qualquer meio convencional ou eletrônico, para fins de estudo e pesquisa, desde que citada a fonte.

Este exemplar foi revisado e corrigido em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, _____ de _____ de _____

Assinatura do autor: _____

Assinatura do orientador: _____

Catlogação-na-publicação

dos Santos, Marcelo Otávio

Modelagem numérica e experimental dos erros térmicos de um centro de usinagem CNC / M. O. dos Santos -- versão corr. -- São Paulo, 2018.
385 p.

Tese (Doutorado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.
Departamento de Engenharia Mecânica.

1.Modelagem numérica 2.Modelagem experimental 3.Erros térmicos
4.Centro de usinagem 5 eixos 5.Redes neurais artificiais I.Universidade de
São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Mecânica II.t.

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho à minha princesinha Marcella, à
minha esposa Estela, aos meus pais, à minha
irmã, às minhas sobrinhas, à minha querida avó
e ao meu tio Mizael (Deza).

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha, pelo profissionalismo como professor e orientador, pelos conhecimentos adquiridos e pelo grande incentivo e motivação.

Ao Sr. Christian Müller, Vice Presidente das Américas da empresa B. GROB, por ter permitido a minha dedicação parcial as atividades na Escola Politécnica da USP e por disponibilizar os recursos necessários para a realização deste trabalho na empresa B. GROB do Brasil.

Ao Engenheiro e Professor de Estruturas da Escola de Engenharia Mauá, Sr. Aurélio Da Dalt pelo apoio com equipamentos da SPECTRA e principalmente pelas horas dedicadas para discussões sobre o trabalho e sobre a vida.

Ao Engenheiro Rogério de Paula Francisco, responsável pelo Centro de Aplicação Tecnológica da B. GROB do Brasil, pelo apoio técnico e troca de experiências durante a realização das etapas experimentais e pela parceria firmada em todas as etapas de desenvolvimento do Mestrado e agora do Doutorado.

Ao Prof. Odair Maranhão, supervisor da Escola Técnica da empresa B. GROB do Brasil e ao Engenheiro de Projetos da GROB Bluffton EUA, Renan Franzoi Baptista pelo apoio e incentivo dispensado ao desenvolvimento deste trabalho.

Aos Professores da Escola de Engenharia Mauá, Thiago A. G. Tolosa, Éd C. Bordinassi, Adalto de Farias, Gelson Miori e Murilo Zanini, que apoiaram cada etapa desta pesquisa e contribuíram com revisões do conteúdo.

À minha família que sempre acreditou em mim e me incentivou a alcançar meus sonhos.

À minha esposa Estela, pela compreensão e apoio incondicional durante toda a minha trajetória acadêmica, em especial neste momento.

À Deus que me guiou durante todos os momentos da minha vida e me abençoou colocando em meu caminho as pessoas certas no momento certo.

*"Seja você quem for, seja qual for sua posição social,
tenha sempre como meta muita força, muita
determinação e sempre faça tudo com muito amor e
com muita fé em Deus, que um dia você chega lá. De
alguma maneira você chega lá."*

(Ayrton Senna)

MODELAGEM NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DOS ERROS TÉRMICOS DE UM CENTRO DE USINAGEM CNC 5 EIXOS

RESUMO

Esta tese teve por objetivo desenvolver um algoritmo preciso e robusto capaz de compensar os erros térmicos volumétricos de um centro de usinagem 5 eixos em diferentes condições operacionais. O comportamento térmico da máquina foi modelado usando técnicas do método dos elementos finitos (MEF) com base na teoria do calor de atrito e calor de convecção, e validadas através dos vários campos de temperatura obtidos experimentalmente usando termopares e imagens térmicas. Os principais subsistemas da máquina foram inicialmente modelados, como o conjunto de fusos de esferas, guias lineares e motofuso, o que permitiu posteriormente a validação do comportamento termoelástico da máquina completa para onze ciclos de trabalho em vazio, seis ciclos de usinagem, nove ciclos de posicionamento e dois ciclos com temperatura ambiente variando, obtendo erros máximos inferiores a 9%, ao comparar os resultados numéricos com os resultados experimentais. A validação do modelo em elementos finitos permitiu usar os resultados obtidos para treinar e validar uma rede neural artificial (RNA) para prever os erros térmicos do centro de usinagem. Os desvios entre os erros térmicos previstos pela RNA e os calculados pelo MEF foram inferiores a 5%. Baseado nos resultados obtidos pelas medições das peças de trabalho usinadas foi possível formular e implementar um modelo de compensação dos erros térmicos no CNC do centro de usinagem, que obteve uma redução dos erros entre 62% e 100% nas peças usinadas com compensação. Foi também proposto um algoritmo de previsão e compensação dos erros térmicos para o centro de usinagem, baseado em todos os ciclos e simulações realizadas, e que se comparando com os resultados experimentais mostrou-se capaz de reduzir os erros térmicos entre 50% e 95%. Após sua validação, foi possível concluir que o algoritmo desenvolvido é uma ferramenta precisa e robusta para compensar os erros térmicos da máquina para várias condições de trabalho, podendo compensá-los mesmo com esta movendo-se a diferentes velocidades, em usinagem ou mesmo operando em temperatura ambiente variável.

Palavras-chave: Centro de Usinagem CNC 5 eixos. Erros Térmicos. Compensação térmica. Método dos Elementos Finitos. Redes Neurais Artificiais.

NUMERICAL AND EXPERIMENTAL MODELING OF THERMAL ERRORS IN A FIVE-AXIS CNC MACHINING CENTER

ABSTRACT

This thesis aims to develop an accurate and robust algorithm capable of compensating the volumetric thermal errors of a 5-axis machining center under different operating conditions. The thermal behavior of the machine was first modeled using finite element method (FEM) techniques based on theory of friction heat and convection heat, and validated with the various experimentally raised temperature fields using thermocouples and thermal imaging. The main machine subsystems were initially modeled, such as the ball screw system, linear guides and spindle, which allowed for validating of the thermoelastic behavior of the entire machine for eleven no load duty cycles, six cycles of machining, nine cycles of positioning and two cycles with varying ambient temperature, obtaining errors lower than 9%, when comparing the numerical results with the experimental results. The validation of the finite element model allowed for the use of the results obtained to train and validate an artificial neural network (ANN) for predicting the thermal errors of the machining center. The deviations between the thermal errors predicted by ANN and the FEM simulation results were less than 5%. Based on the results obtained by the measurements of the machined workpieces, it was possible to formulate and implement a model of compensation of the thermal errors in the CNC of the machining center, which obtained a reduction of errors of 62% and 100% of the machined parts with compensation. It was also proposed a thermal error prediction and compensation algorithm for the machining center, based on all cycles and simulations performed, and that, comparing with the experimental results, it was able to reduce the thermal errors between 50% and 95%. After its validation, it was possible to conclude that the developed algorithm is an accurate and robust tool to compensate the thermal errors of the machine for various duty conditions, being able to compensate the errors even when it is moving at different speeds, in machining process or even operating in variable ambient temperature.

Keywords: 5-axis CNC Machining Center. Thermal Error. Temperature compensation. Finite Element Method. Artificial Neural Networks.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1.1 - Evolução do volume de negócios do mercado brasileiro de máquinas-ferramenta (Fonte: B. GROB do Brasil, 2015).....	35
Figura 1.2 - Representação esquemática dos parâmetros que influenciam a variação térmica e consequentemente a precisão da máquina-ferramenta (Fonte: Próprio autor, 2017).	36
Figura 1.3 - (a) Medição da bucha de referência, (b) medição de temperatura da peça – procedimentos para compensação do erro térmico (Fonte: Próprio autor, 2017)	37
Figura 1.4 – (a) Campo de temperatura por imagem termográfica (b) Foto do cabeçote após usinagem MQL (Fonte: Próprio autor, 2018).....	38
Figura 1.5 - Alternativas para compensação térmica (Fonte: Próprio autor, 2018).....	39
Figura 1.6 - (a) Máquina-ferramenta conceito 3 eixos, (b) máquina-ferramenta GROB 5 eixos (Fonte: Próprio autor, 2018).....	40
Figura 1.7 - Equipamentos GROB fornecidos por linhas de produtos em 2014 (Fonte: B. GROB do Brasil, 2015)	41
Figura 1.8 - Tendências de novos produtos no mercado de centros de usinagem 5 eixos (Fonte: B. GROB do Brasil, 2015).....	41
Figura 1.9 - Esquema da estratégia de compensação do erro térmico em tempo real (Fonte: Próprio autor, 2018).....	46
Figura 1.10 - Sequência de capítulos apresentados na Tese (Fonte: Próprio autor, 2018) ..	47
Figura 2.2 - História evolutiva da industrialização e das máquinas-ferramenta (Liu et al 2018)	50
Figura 2.3 - Dois casos extremos de valores de exatidão e de repetibilidade (adaptado de Lacalle e Lamikiz, 2009)	51
Figura 2.5 - Modelagem do modelo de controle e comportamento real da máquina-ferramenta (Kwasny, et al. 2011)	53
Figura 2.6 - Fontes de erros que afetam o erro volumétrico da máquina-ferramenta (Kwasny, et al. 2011)	54
Figura 2.7 - Fontes de erros de uma máquina-ferramenta (Adaptado de Nascimento, 2015).....	55

Figura 2.8 – Magnitude dos defeitos de usinagem em função da frequência de solicitação para cada fonte de erro. (Fonte: Pritschow et al. 2002).....	55
Figura 2.9 - Diagrama de causa e efeito na medição de erros volumétricos em máquinas - ferramenta (Adaptado de Viprey, 2016)	57
Figura 2.10 – Erros geométricos em um componente de deslocamento linear (Adaptado de SOORI, 2014)	59
Figura 2.11 - Erros geométricos presentes em um componente com movimento linear (Adaptado de SOORI, 2014).....	60
Figura 2.12 - Erros em um componente rotativo (adaptado de ZHU, 2008)	61
Figura 3.1 – Diagrama de blocos esquemático da metodologia proposta.	140
Figura 3.2 – (a) Imagem em corte do Centro de Usinagem GROB G550AB, (b) Máquina instalada no C.A.T da empresa B. GROB do Brasil (Fonte: Próprio autor, 2017).....	142
Figura 3.3 – Desenho esquemático dos eixos acionáveis no centro de usinagem (Fonte: Próprio autor, 2017).....	142
Figura 3.4 – Volteio dos eixos rotativos A e B do centro de usinagem G550AB (Fonte: B. GROB do Brasil, 2015).....	144
Figura 3.5 - Termopar tipo "T" Fa. EXACTA, utilizado no monitoramento térmico (Fonte: Próprio autor, 2015).....	145
Figura 3.6 - Câmera termográfica Fa. FLUKE utilizada durante os experimentos.....	145
Figura 3.7 - Sistema de aquisição e condicionamento de dados de temperatura SPECTRA	146
Figura 3.8 - Apalpador de medição M&H utilizado para medição da bucha de referência (Fonte: Próprio autor, 2018).....	147
Figura 3.9 - Divisão das etapas físico experimentais da tese.....	149
Figura 3.10 - Indicação dos locais de instalação dos sensores de temperatura na máquina (Fonte: Próprio autor, 2017).....	154
Figura 3.11 - (a) Termopar instalado na porca do fuso de esferas do eixo X, (b) termopar instalado no rolamento do motor do eixo X (Fonte: Próprio autor, 2017).....	155
Figura 3.12 – Local ao lado da máquina, reservado para o monitoramento dos dados de temperatura e erro térmico (Fonte: Próprio autor, 2017)	156

Figura 3.13 - Foto do mancal do rolamento do fuso de esferas do eixo X (a) e imagem termográfica (b)	157
Figura 3.14 - mancal do rolamento do motor principal do eixo X (a) e imagem termográfica (b).....	157
Figura 3.15 - Foto do palete da mesa giratória - eixos A e B (a) e imagem termográfica (b)	157
Figura 3.16 - Foto da ponta do motofuso - eixo Z (a) e imagem termográfica (b).....	157
Figura 3.17 - Foto do trilho da guia linear - eixo X (a) e imagem termográfica (b).....	158
Figura 3.18 - (a) Área de trabalho do centro de usinagem, (b) detalhe do apalpador de medição e da bucha de referência - "zero km" - Fonte: Próprio autor, (2018)	158
Figura 3.19 - Laser interferômetro (a) conjunto com estrutura tripé para o canhão do laser e com os retrorrefletores montados, (b) retrorrefletor montado no nariz do motofuso, (c) canhão do laser (Fonte: Próprio autor, 2018).....	159
Figura 3.20 - Princípio de medição linear do laser – interferômetro de <i>Michelson</i> – 1) Feixe de laser emergente do canhão, 2) Divisor de feixe, 3) Retrorrefletor, 4) Feixe de volta. Fonte: http://www.renishaw.com/en/interferometry-explained--7854 Acesso em: 03/09/2017	160
Figura 3.21 - Kit <i>Ballbar</i> telescópico (a) kit desmontado e guardado, (b) kit montado no nariz do motofuso. Fonte: Próprio autor, 2015.....	161
Figura 3.22 - Cabeçotes de motor usados para os testes de usinagem de peça aquecida e a indicação dos pontos de medição de temperatura. Fonte: Próprio autor, 2017	163
Figura 3.23 - Sonda de temperatura M&H 25.44 HDR. Fonte: Próprio autor, 2017	164
Figura 3.24 - Estufa elétrica usada para aquecimento das peças. Fonte: Próprio autor, 2017	164
Figura 3.25 - Furos medidos na MMC. Fonte: Próprio autor, 2018.....	165
Figura 3.26 - Etapas numéricas de simulação por MEF e modelagem RNA Fonte: Próprio autor, 2018	168
Figura 3.27 – Fluxograma descritivo das etapas numéricas.....	169
Figura 3.28 - (a) Foto do fuso de esferas e guias lineares, (b) CAD guias lineares (c) CAD fuso de esferas. Fonte: Próprio autor, 2017	170
Figura 3.29 - (a) Imagem do motofuso, (b) desenho CAD do motofuso.	171

Figura 3.30 – Estratégia da análise termomecânica do problema utilizando o MEF.....	171
Figura 3.31 - Esquema do fluxo de calor e seus efeitos na unidade principal e secundária.	172
Figura 3.32 - Fontes de calor e arrefecimento em um motofuso (Fonte: Gleich, 2008)	173
Figura 3.33 - (a) Modelo CAD simplificado do motofuso, (b) Modelo CAD em corte.	174
Figura 3.34 - Representação dos contatos criados na montagem motofuso e pinola.....	175
Figura 3.35 - (a) Fuso de esfera do eixo X do centro de usinagem G550, (b) desenho em meio corte da porca do fuso de esferas. Fonte: Próprio autor, 2016.....	175
Figura 3.36 – (a) Representação do contato da esfera e modelo simplificado, (b) esquema representativo da circulação das esferas na porca (Adaptado de Gleich, 2008)	176
Figura 3.37 - Modelo CAD simplificado do fuso de esferas.....	176
Figura 3.38 - (a) região de contato da porca, (b) região de contato do eixo do fuso de esferas. Fonte: Próprio autor, 2016.....	177
Figura 3.39 - (a) Desenho em meio corte de um carro de guia linear, (b) esquema dos pontos de contato. Fonte: http://www.asiabearings.com , acesso em 15.01.2018.....	178
Figura 3.40 - (a) guia linear montada na máquina, (b) CAD do carro e trilho da guia linear. Fonte: Próprio autor, 2016	178
Figura 3.41 (a) região de contato do carro; (b) região de contato do trilho da guia linear...	179
Figura 3.42 - Uma abordagem estruturada da simulação termoelástica.....	188
Figura 3.43 - Influências sobre o comportamento térmico de uma máquina-ferramenta. ...	189
Figura 3.44 - Cadeia de simulação do efeito térmico.	191
Figura 3.45 - Detalhamento dos subconjuntos cinemáticos do centro de usinagem.	192
Figura 3.46 - Modelo 3D simplificado do centro de usinagem para análise em elementos finitos. Fonte: Próprio autor, 2016.....	192
Figura 3.47 - Detalhe em CAD da bucha de referência (a) e da ponta do motofuso (b).	193
Figura 3.48 - Exemplo típico de ciclo de usinagem em máquina-ferramenta (Gleich, 2008)	194
Figura 3.49 - Metodologia adotada na etapa de simulação MEF da usinagem.	196
Figura 3.50 - (a) foto da peça fixada na mesa de trabalho, (b) desenho CAD da ferramenta de usinagem montada no motofuso. Fonte: Próprio autor, 2018.....	196

Figura 3.51 - Modelagem CAD (a) peça fixada na mesa de trabalho, (b) detalhe da ferramenta cortando a peça. Fonte: Próprio autor, 2018.....	199
Figura 3.52 - Indicação das regiões de atribuição de calor (a) ponta da broca, (b) furo da peça. Fonte: Próprio autor, 2018	200
Figura 3.53 - Procedimento de cálculo para o coeficiente de transferência de calor variável no regime transiente. Fonte: Próprio autor, 2017	201
Figura 3.54 - (a) Estrutura (base e coluna) da máquina, (b) Desenho 3D da estrutura da máquina. Fonte: Próprio autor, 2017.....	202
Figura 3.55 - Modelos CAD (a) Conjunto carro cruzado e pinola, (b) conjunto mesa giratória. Fonte: Próprio autor, 2017	203
Figura 3.56 - Comportamento térmico da cidade de São Paulo no período analisado. Fonte: https://www.climatempo.com.br/ . Acesso entre: 13/01/18 e 22/01/18	205
Figura 3.57 - Comportamento térmico da cidade de Camaçari no período analisado. Fonte: https://www.climatempo.com.br/ . Acesso entre: 13/01/18 e 22/01/18	205
Figura 4.1 - Comportamento térmico da porca do fuso de esferas durante realização do ciclo 1(a).....	208
Figura 4.2 - Comportamento térmico da guia linear durante realização do ciclo 1(b)	209
Figura 4.3 - Comportamento térmico da ponta do motofuso durante a realização do ciclo 2	210
Figura 4.4 - Comportamento térmico da máquina durante a realização do ciclo 3	210
Figura 4.5 - Comportamento térmico da máquina durante realização do ciclo 4	211
Figura 4.6 - Comportamento térmico da máquina durante realização do ciclo 5	212
Figura 4.7 - Comportamento térmico da máquina durante realização do ciclo 6	213
Figura 4.8 - Comportamento térmico da máquina durante realização do ciclo 7	214
Figura 4.9 – Comportamento térmico do fuso de esferas do eixo X durante o ciclo 5	215
Figura 4.10 - Imagens termográficas do fuso de esferas do eixo X no Teste 8, nos respectivos horários: (a) início, (b) 20 min, (c) 35 min, (d) 60 min, (e) 140 min, (f) 240 min	216
Figura 4.11 - Foto de detalhe da porca do fuso de esferas do eixo X	217
Figura 4.12 Imagens termográficas da porca do fuso do eixo X no ciclo 1	217
Figura 4.13 – Comportamento térmico do fuso de esferas do eixo Y durante o ciclo 6	218

Figura 4.14 - Imagens termográficas do fuso de esferas do eixo Y no ciclo 6, nos respectivos períodos: (a) 6 min, (b) 20 min, (c) 180 min	218
Figura 4.15 - Foto de detalhes do mancal do rolamento traseiro do eixo Y	219
Figura 4.16 - Imagens termográficas do mancal do rolamento do fuso do eixo Y durante o ciclo 6, nos respectivos períodos: (a) 20 min, (b) 120 min	219
Figura 4.17 - Imagens termográficas do conjunto traseiro do fuso de esferas do eixo X no ciclo 5, nos respectivos períodos: (a) início, (b) após 4 horas	220
Figura 4.18 - Erros térmicos obtidos durante a realização do ciclo 3	221
Figura 4.19 - Erros térmicos obtidos durante a realização do ciclo 4	222
Figura 4.20 - Erros térmicos obtidos durante a realização do ciclo 5	223
Figura 4.21 - Erros térmicos obtidos durante a realização do ciclo 6	224
Figura 4.23 - (a) Medição utilizando o dispositivo <i>Ballbar</i> dos eixos YX, (b) medição utilizando o dispositivo <i>Ballbar</i> dos eixos ZX, (c) medição utilizando o dispositivo <i>Ballbar</i> dos eixos ZY	225
Figura 4.24 – Erro de perpendicularismo no plano YX na condição de máquina FRIA (a), na condição de máquina QUENTE (b)	225
Figura 4.25 - Erro de perpendicularismo no plano ZY na condição de máquina FRIA (a), e na condição de máquina QUENTE (b)	226
Figura 4.26 - Erro de perpendicularismo no plano ZX na condição de máquina FRIA (a), e na condição de máquina QUENTE (b)	226
Figura 4.27 - Medição do posicionamento dos eixos lineares em (a) eixo Z, e em (b) eixo X, utilizando o laser interferômetro	227
Figura 4.28 - Erro térmico em X obtido pela medição do Laser Interferômetro	228
Figura 4.29 - Erro térmico em Y obtido pela medição do Laser Interferômetro	229
Figura 4.30 - Erro térmico em Z obtido pela medição do Laser Interferômetro	230
Figura 4.31 – Comportamento térmico em função da usinagem para a etapa 1 – temperatura medida no início e no término da usinagem	232
Figura 4.32 - Comportamento térmico em função da ferramenta de usinagem para a etapa 2 – temperatura medida após cada troca de ferramenta	233
Figura 4.33 - Coordenada X do furo #3 - etapa 1	235

Figura 4.34 - Coordenada Y do furo #3 – etapa 1	236
Figura 4.35 - Coordenada X do furo #17 – etapa 1	237
Figura 4.36 - Coordenada Y do furo #17 – etapa 1	238
Figura 4.40 - Campo de temperatura do fuso de esferas	242
Figura 4.41 - Detalhe da geometria do fuso de esferas preparada para geração da malha	243
Figura 4.42 - Geometria do volume de controle fluido do fuso de esferas.....	244
Figura 4.43 - Detalhe do refino de malha localizado na borda da superfície do fuso de esferas.....	244
Figura 4.44 - Gradiente de temperatura no entorno do fuso de esferas	245
Figura 4.45 – Representação CAD e uma foto em (a) do conjunto guia linear e fuso de esferas do eixo X, e em (b) do motofuso.....	246
Figura 4.46 - Esquema dos contatos térmicos criados no ANSYS em: (a) guia linear, (b) fuso de esferas, (c) motofuso.	247
Figura 4.47 - Malha de elementos finitos gerada para subsistemas (a) guia linear, (b) fuso de esferas, (c) motofuso.	247
Figura 4.48 - Análise experimental e numérica da guia linear do eixo X (a) foto, (b) imagem térmica, (c) malha de elementos finitos.....	248
Figura 4.49 - Comparação do comportamento térmico da guia linear: sensor T13 versus temperatura prevista pela simulação MEF.	249
Figura 4.50 - Análise experimental e numérica da porca do eixo X (a) imagem real, (b) imagem térmica, (c) malha de elementos finitos (MEF).	250
Figura 4.51 - Comparação do comportamento térmico da porca do fuso de esferas: sensor T1 versus temperaturas previstas por simulação MEF.....	250
Figura 4.52 - Análise experimental e numérica da foto do fuso (a), (b) imagem térmica, (c) malha MEF do fuso.....	251
Figura 4.53 - Comparação do comportamento térmico da ponta do motofuso: sensor T10 versus temperaturas previstas por simulação MEF.....	252
Figura 4.54 - Malha de elementos finitos do centro de usinagem para análise dos erros térmicos	253

Figura 4.55 - Regiões de malha refinada MEF (a) bucha de referência na mesa (b) ponta do motofuso.....	254
Figura 4.57 - Gráfico comparativo MEF versus Experimental do campo de temperatura durante a realização do ciclo 3.	255
Figura 4.58 – Gráfico comparativo MEF vs Experimental do campo de temperatura durante a realização do ciclo 4.	256
Figura 4.59 - Comportamento térmico durante simulação MEF na velocidade $V = 10$ m/min – ciclo 10.	258
Figura 4.60 - Comportamento térmico durante simulação MEF na velocidade $V = 40$ m/min – ciclo 40.	259
Figura 4.61 - Simulação do erro térmico do centro de usinagem. (a) Vista em perspectiva com indicação do sistema de referência, (b) detalhe em escala do erro térmico medido em Y.....	260
Figura 4.62 - Erros térmicos obtidos por testes experimentais e MEF durante o ciclo 3.....	261
Figura 4.63 - Erros térmicos obtidos por testes experimentais e MEF durante o ciclo 4.....	262
Figura 4.64 - Erros térmicos obtidos por testes experimentais e MEF durante o ciclo 5.....	263
Figura 4.65 - Erros térmicos obtidos por testes experimentais e MEF durante o ciclo 6.....	264
Figura 4.69 - Posicionamento do carro cruzado para simulação MEF (a) Pos. 1 = 0 mm, (b) Pos. 3 = 299 mm, (c) Pos. 4 = 460 mm, (d) Pos. 6 = 759 mm.....	266
Figura 4.70 - Comparação do erro térmico de posicionamento X experimental por laser interferômetro e simulado por MEF.....	267
Figura 4.71 - Posicionamento da mesa de trabalho para simulação MEF (a) Pos. 1 = 0 mm, (b) Pos. 3 = 324,8 mm, (c) Pos. 4 = 487,2 mm, (d) Pos. 6 = 904,8 mm.....	268
Figura 4.72 - Comparação do erro térmico de posicionamento Y experimental por laser interferômetro e simulado por MEF.....	268
Figura 4.73 - Posicionamento do conjunto do motofuso para simulação MEF: (a) Pos. 1 = 0 mm, (b) Pos. 3 = 368 mm, (c) Pos. 4 = 552 mm, (d) Pos. 6 = 897 mm.....	269
Figura 4.74 - Comparação do erro térmico de posicionamento Z experimental por laser interferômetro e simulado por MEF.....	270
Figura 4.75 - Malha de elementos finitos do conjunto simulado na etapa 1	273
Figura 4.76 - Contato criado entre a ferramenta e a peça para simulação MEF.....	274

Figura 4.77 - Imagem MEF do campo de temperatura da peça simulada no caso 1	275
Figura 4.78 - Campo de temperatura do conjunto após o térmico da simulação do caso 1	275
Figura 4.79 - Imagem MEF do campo de temperatura da broca após simulação do caso 1	276
Figura 4.80 - Comportamento térmico médio da borda do furo e da ponta da broca na simulação MEF do caso 1.....	276
Figura 4.81 - Imagem MEF do campo de temperatura da peça simulada no caso 2.....	277
Figura 4.82 - Imagem MEF do campo de temperatura da broca após simulação do caso 2	277
Figura 4.83 - Comportamento térmico médio da borda do furo e da ponta da broca na simulação MEF do caso 2.....	278
Figura 4.84 - Imagem MEF do campo de temperatura da peça simulada no caso 3.....	279
Figura 4.85 - Imagem MEF do campo de temperatura da broca após simulação do caso 3	279
Figura 4.86 - Comportamento térmico médio da borda do furo e da ponta da broca na simulação MEF do caso 3.....	280
Figura 4.87 - Malha de elementos finitos da máquina com ferramenta para análise dos erros térmicos em simulação de usinagem	282
Figura 4.88 - Malha de elementos finitos do motofuso e ferramenta de corte	282
Figura 4.89 - Estrutura de simulações MEF realizadas na etapa 2	283
Figura 4.91 - Erros térmicos obtidos por MEF durante simulação do ciclo 3 com ferramenta de corte (com usinagem - caso 1).....	285
Figura 4.92 - Erros térmicos obtidos por MEF durante simulação do ciclo 3 com ferramenta de corte (com usinagem - caso 3).....	287
Figura 4.93 - Variação do erro térmico relativo para todos os casos simulados no ciclo 3 .	288
Figura 4.95 - Erros térmicos obtidos por MEF durante simulação do ciclo 4 com ferramenta de corte (com usinagem - caso 1).....	289
Figura 4.96 - Erros térmicos obtidos por MEF durante simulação do ciclo 4 com ferramenta de corte (com usinagem - caso 3).....	291
Figura 4.97 - Variação do erro térmico relativo para todos os casos simulados no ciclo 4 .	292
Figura 4.98 - Malha de elementos finitos da peça de trabalho virtual.....	295

Figura 4.99 - Planos de apoio para fixação da peça de trabalho virtual	296
Figura 4.100 - Referências adotadas para obtenção dos erros térmicos da peça virtual....	296
Figura 4.101 - Distribuição de temperatura na peça de trabalho virtual após chegar a 25 °C	297
Figura 4.102 - Erros térmicos X e Y obtidos para a peça durante o caso 1	298
Figura 4.103 - Campos de temperatura obtidos durante simulação MEF com temperatura ambiente variando	300
Figura 4.104 - Erros térmicos obtidos por MEF durante simulação do ciclo 9 com temperatura ambiente variando em duas condições: SP e BA.....	300
Figura 4.105 - Estrutura do modelo da rede neural (Adaptado de Ali, et al. 2016)	303
Figura 4.106 - Modelo de neurônio artificial com o supervisor (dentro do retângulo tracejado). (Adaptado de Haykin, S., 1998).	303
Figura 4.107 - Arquitetura de rede neural artificial desenvolvida	310
Figura 4.108 - Curvas dos erros térmicos nas direções X, Y e Z obtidas pela simulação MEF do ciclo 3 em comparação com a aprendizagem RNA completa.....	310
Figura 4.109 - Gráfico de desempenho de aprendizagem da RNA completa.....	311
Figura 4.110 - Curvas de validação dos erros térmicos nas direções de eixos X, Y e Z obtidas pela simulação MEF e RNA completa para o ciclo 3	313
Figura 4.111 - Curvas de validação dos erros térmicos nas direções de eixos X, Y e Z obtidas pela simulação MEF e RNA completa para o ciclo 10	314
Figura 4.112 - Curvas de validação dos erros térmicos nas direções de eixos X, Y e Z obtidas pela simulação MEF e RNA completa para o ciclo 40	315
Figura 4.113 - Arquitetura de rede neural artificial desenvolvida	323
Figura 4.114 - Curvas dos erros térmicos nas direções X, Y e Z obtidas pela simulação MEF em comparação com a aprendizagem RNA reduzida para o ciclo 5.	323
Figura 4.115 - Gráfico de desempenho de aprendizagem da RNA.	324
Figura 4.116 - Curvas de validação dos erros térmicos nas direções de eixos X, Y e Z obtidas pela simulação MEF e RNA reduzida para o ciclo 3	326
Figura 4.117 - Curvas de validação dos erros térmicos nas direções de eixos X, Y e Z obtidas pela simulação MEF e RNA reduzida para o ciclo 4	328

Figura 4.118 - (a) Imagem da peça com indicação de l_0 e Δl , (b) ilustração da obtenção de ΔT	336
Figura 4.119 - Esquema do procedimento de compensação de erro térmico da peça. Fonte: Próprio autor, 2018	336
Figura 4.120 - Esquema da característica de usinagem deslocada da origem devido aos erros mecânicos e térmicos da máquina. Fonte: Próprio autor, 2018.....	337
Figura 4.121 - Esquema da coordenada do furo usinado deslocado da origem devido à dilatação térmica da peça. Fonte: Próprio autor, 2018.....	338
Figura 4.122 - Coeficiente de expansão térmica em X para as 12 características usinadas nas peças entre 20 °C e 25 °C.....	338
Figura 4.123 - Coeficiente de expansão térmica em Y para as 12 características usinadas nas peças entre 20 °C e 25 °C.....	339
Figura 4.124 Comparação da coordenada X do furo #3 (sem e com compensação)	340
Figura 4.125 - Comparação da coordenada Y do furo #3 (sem e com compensação)	341
Figura 4.126 - Comparação da posição XY do furo #3 (sem e com compensação)	342
Figura 4.128 - Curvas de compensação dos erros térmicos na direção do eixo X obtidas experimentalmente e pelo algoritmo para os dados do ciclo 5	345
Figura 4.129 - Curvas de compensação dos erros térmicos na direção do eixo Y obtidas experimentalmente e pelo algoritmo para os dados do ciclo 5	346
Figura 4.130 - Curvas de compensação dos erros térmicos na direção do eixo Z obtidas experimentalmente e pelo algoritmo para os dados do ciclo 5	347
Figura 4.131 - Curvas de compensação dos erros térmicos na direção do eixo X obtidas experimentalmente e pelo algoritmo para os dados do ciclo 6	349
Figura 4.132 - Curvas de compensação dos erros térmicos na direção do eixo Y obtidas experimentalmente e pelo algoritmo para os dados do ciclo 6	350
Figura 4.133 - Curvas de compensação dos erros térmicos na direção do eixo Z obtidas experimentalmente e pelo algoritmo para os dados do ciclo 6	351
Figura 4.134 - Esquema da metodologia empregada para obtenção do algoritmo de compensação térmica volumétrica.....	353
Figura 4.135 - Diagrama de blocos do módulo de compensação do erro térmico	353

Figura 4.136 - Comparação entre a trajetória real, com erros térmicos combinados, e a trajetória ideal.	354
Figura 4.137 - Diagrama de blocos do controlador do compensador de erro volumétrico ..	355
Figura 4.138 - Módulo de processamento de sinal do controlador do compensador de erro térmico volumétrico.....	357
Figura 4.139 - Avaliação da matriz SWOT da abordagem proposta para modelar e compensar os erros térmicos em um centro de usinagem CNC de 5 eixos.	358

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - 41 erros geométricos de uma máquina ferramenta 5 eixos – mesas rotativas A e C (Adaptado de Altintas; Xiang, 2016)	62
Tabela 3.1 - Dados técnicos do centro de usinagem.....	143
Tabela 3.2 - Precisão de posicionamento dos eixos lineares do centro de usinagem	143
Tabela 3.3 - Dados técnicos dos eixos rotativos do centro de usinagem	143
Tabela 3.4 - Dados técnicos dos sensores de temperatura.....	145
Tabela 3.5 - Dados técnicos da câmera infravermelha utilizada nos experimentos.....	146
Tabela 3.6 - Dados técnicos do sistema de aquisição e condicionamento dos dados de temperatura	147
Tabela 3.7 - Dados técnicos do apalpador de medição M&H IRP40.1	148
Tabela 3.8 – Ciclo 1: iniciado às 9h00 e finalizado às 15h00 do dia 27.07.....	150
Tabela 3.9 – Ciclo 2: iniciado às 9h00 e finalizado às 15h00 do dia 28.07.....	151
Tabela 3.10 – Ciclo 3: iniciado às 8h00 e finalizado às 12h00 do dia 29.07.....	151
Tabela 3.11 – Ciclo 4: iniciado às 8h00 e finalizado às 12h00 do dia 30.07.....	151
Tabela 3.12 – Ciclo 5: iniciado às 13h00 e finalizado às 17h00 do dia 31.07.....	152
Tabela 3.13 – Ciclo 6: iniciado às 13h00 e finalizado às 17h00 do dia 03.08.....	152
Tabela 3.14 – Ciclo 7: iniciado às 13h00 e finalizado às 17h00 do dia 04.08.....	153
Tabela 3.15 – Ciclo 8: iniciado às 08h00 e finalizado às 16h00 do dia 05.08.....	153
Tabela 3.16 - Ciclo 9: iniciado às 07h00 e finalizado às 19h00 do dia 06.08.....	153
Tabela 3.17 - Locais de instalação dos sensores de temperatura na máquina	155
Tabela 3.18 - Distribuição das peças usinadas nas 4 etapas no centro de usinagem.....	163
Tabela 3.19 - Descrição das características usinadas e ferramentas de corte.....	165
Tabela 3.20 – Velocidades dos eixos lineares utilizadas nas simulações MEF.....	179
Tabela 3.21 - Dados dos fusos de esferas dos eixos lineares X, Y e Z.....	180
Tabela 3.22 - Rotações utilizadas para o cálculo de aquecimento dos fusos de esferas ...	180

Tabela 3.23 - Cargas transportadas pelos sistemas lineares	180
Tabela 3.24 - Parâmetros experimentais para o cálculo da taxa de calor no rolamento do fuso.....	181
Tabela 3.25 - Taxa de calor calculada no rolamento do fuso de esferas.....	181
Tabela 3.26 - Taxa de calor calculada nos rolamentos do motofuso.....	182
Tabela 3.27 - Taxa de calor calculada nos fusos de esferas.....	182
Tabela 3.28 - Parâmetros experimentais para o cálculo da taxa de calor na guia linear	183
Tabela 3.29 - Taxa de calor calculada na guia linear	183
Tabela 3.30 - Propriedades termofísicas do ar na temperatura de filme	185
Tabela 3.31 - Coeficiente de convecção forçada calculado na temperatura 20 °C.....	185
Tabela 3.32 - Coeficiente de convecção forçada calculado na temperatura 40 °C.....	185
Tabela 3.33 - Coeficiente de convecção forçada externa calculado na temperatura 40 °C	186
Tabela 3.34 - Propriedades termo físicas da água obtidas na temperatura média do fluido	187
Tabela 3.35 - Propriedades termofísicas do WC a 300 K (Brookes, K. 1996)	197
Tabela 3.36 - Parâmetros utilizados na simulação de usinagem – caso 1	198
Tabela 3.37 - Parâmetros utilizados na simulação de usinagem – caso 2	198
Tabela 3.38 - Parâmetros utilizados na simulação de usinagem – caso 3	198
Tabela 3.39 - Potência de corte calculada e distribuição de calor na usinagem.....	199
Tabela 3.40 - Dados de temperatura de SP utilizados na simulação MEF	206
Tabela 3.41 - Dados de temperatura de Camaçari - BA utilizados na simulação MEF	206
Tabela 4.1 – Novas posições de simulação do eixo X	271
Tabela 4.2 – Novas posições de simulação do eixo Y	272
Tabela 4.3 – Novas posições de simulação do eixo Z.....	272
Tabela 4.4 - Ciclos de usinagem simulados por MEF na velocidade de 20 m/min	284
Tabela 4.5 - Ciclos de usinagem simulados por MEF na velocidade de 30 m/min	284
Tabela 4.6 - Erros térmicos obtidos na peça a 25 °C – parte 1	297
Tabela 4.7 - Erros térmicos obtidos na peça de trabalho experimentalmente e por MEF ...	298

Tabela 4.8 - Ciclos de aquecimento da máquina em vazio	306
Tabela 4.9 - Ciclos de aquecimento da máquina com usinagem	307
Tabela 4.10 - Ciclos de aquecimento da máquina com mudança de posição	308
Tabela 4.11 - padrões de entrada utilizados na RNA completa.....	309
Tabela 4.12 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo 3.....	312
Tabela 4.13 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo 10.....	314
Tabela 4.14 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo 40.....	315
Tabela 4.15 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo Usinagem 3.....	316
Tabela 4.16 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo Usinagem 6.....	317
Tabela 4.17 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo Posição X-1	318
Tabela 4.18 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo Posição Y-1	319
Tabela 4.19 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo Posição Z-1.....	320
Tabela 4.20 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo Posição X-6	321
Tabela 4.21 - Padrões de entrada da RNA reduzida.....	322
Tabela 4.22 - Ciclos de simulação utilizados no treinamento da RNA reduzida	322
Tabela 4.23 - Padrões de entrada do ciclo 3 para RNA reduzida.....	325
Tabela 4.24 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA reduzida para o ciclo 3	326
Tabela 4.25 - Padrões de entrada do ciclo 4 na RNA reduzida.....	327
Tabela 4.26 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA reduzida para o ciclo 4	327

Tabela 4.27 - Padrões de entrada do ciclo 7 para a RNA reduzida.....	328
Tabela 4.28 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA reduzida para o ciclo 7	329
Tabela 4.29 - Erros térmicos do ciclo 3 calculados por: RNA completa e RNA reduzida....	330
Tabela 4.30 - Erros térmicos do ciclo 4 calculados por: RNA completa e RNA reduzida....	331
Tabela 4.31 - Erros térmicos do ciclo 10 calculados por: RNA completa e RNA reduzida..	332
Tabela 4.32 - Erros térmicos do ciclo 40 calculados por: RNA completa e RNA reduzida..	332
Tabela 4.33 - Padrões de entrada do ciclo 5 para a validação do algoritmo	343
Tabela 4.34 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos experimentalmente e os erros térmicos previstos pelo algoritmo para os dados do ciclo 5.....	344
Tabela 4.35 - Valores dos erros térmicos residuais para o ciclo 5 após realização da compensação térmica.....	347
Tabela 4.36 - Padrões de entrada do ciclo 6 para a validação do algoritmo	348
Tabela 4.37 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos experimentalmente e os erros térmicos previstos pelo algoritmo para os dados do ciclo 6.....	349
Tabela 4.38 - Valores dos erros térmicos residuais para o ciclo 6 após realização da compensação térmica.....	352

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ABIMAQ	Associação Brasileira da Indústria de Máquinas e Equipamentos
A/D	Conversor Analógico/Digital
AEF	Análise por Elementos Finitos
ASTM	<i>American Society for Testing Materials</i>
ASTME	<i>American Society of Tool and Manufacturing Engineers</i>
CAD	Projeto Assistido por Computador
CAE	Engenharia Assistida por Computador
CAT	Centro de Aplicação Tecnológica
CET	Coeficiente de Expansão Térmica
CLP	Controlador Lógico Programável
CPS	Sistemas Físicos Cibernéticos
CNC	Controle Numérico Computadorizado
DIN	Instituto Alemão de Normalização
EGDP	Erros Geométricos Dependentes da Posição
EGIP	Erros Geométricos Independentes da Posição
EVTa	Erro devido à Variação de Temperatura Ambiente
ISO	Organização Internacional para Padronização
MEF	Método dos Elementos Finitos
MMC	Máquina de Medir por Coordenadas
MQ	Média Quadrática
ML	Mínima Quantidade de Lubrificação
MTH	Matriz de Transformação Homogênea
PPGEM	Programa de pós-graduação em Engenharia Mecânica
RNA	Redes Neurais Artificiais
TI	Tecnologia da Informação
VDI	Associação de Engenheiros Alemães

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolo	Denominação	Unidade
s_{xy}	Erro de perpendicularismo no plano XY	[°]
s_{yz}	Erro de perpendicularismo no plano YZ	[°]
s_{xz}	Erro de perpendicularismo no plano XZ	[°]
F_i	Força de corte	[N]
v_i	Velocidade de corte	[m/s]
T_r	Torque total de atrito do rolamento	[N.mm]
T_{rl}	Torque de atrito mecânico do rolamento	[N.mm]
T_{rv}	Torque de atrito viscoso do rolamento	[N.mm]
F_n	Força normal de contato	[N]
F_t	Pré-carga induzida termicamente	[N]
Q_r	Calor de atrito no rolamento	[W]
T_s	Temperatura da superfície	[°C]
T_α	Temperatura ambiente	[°C]
Δt	Intervalo de tempo necessário	[s]
k	Condutividade térmica	[W/m.K]
h	Coeficiente de transferência de calor por convecção	[W/m ² .K]
L	Comprimento	
r	Raio da circunferência	
$[T]$	Matriz linha das temperaturas	
w_{kj}	Peso sináptico entre o neurônio k de uma camada intermediária e o neurônio j da camada posterior	
Δw_{kj}	Variação dos pesos sinápticos	
i	Índice neurônio da camada intermediária que se deseja calcular o erro	
bi	Bias de cada neurônio para as n iterações	
T_z	Temperatura do cavaco assim que deixa a zona primária de cisalhamento	[K]
T_o	Temperatura ambiente	[K]

A_1	Fração de energia de deformação transformada em calor	
F_c	Força de corte	[N]
v_c	Velocidade de corte	[m/min]
B_1	Proporção de calor que flui para a peça	
F_f	Força de avanço	[N]
v_{cav}	Velocidade do cavaco em relação à ferramenta	[m/min]
c	Calor específico do material do cavaco	[J/kgK]
l'	Comprimento do traço do plano de cisalhamento	[mm]
T_f	Aumento de temperatura devido ao atrito ferr./cavaco	[K]
B_2	Fração de calor carregada pelo cavaco	
F_T	Força tangencial de atrito na superfície de saída	[N]
K	Difusividade térmica do material do cavaco	[m ² /s]
k	Condutividade térmica	[W/mK]
m	Largura de contato ferramenta/cavaco	[mm]
l_c	Comprimento de contato ferramenta/cavaco	[mm]

LETRAS GREGAS

Símbolo	Denominação	Unidade
δ_x	Erro de deslocamento linear na direção x	[mm]
δ_y	Erro de deslocamento linear na direção y	[mm]
δ_z	Erro de deslocamento linear na direção z	[mm]
ε_x	Erro de deslocamento angular em relação ao eixo x	[°]
ε_y	Erro de deslocamento angular em relação ao eixo y	[°]
ε_z	Erro de deslocamento angular em relação ao eixo z	[°]
τ_f	Torque de atrito	[N.m]
ω	Velocidade angular	[Rad/s]
η	Eficiência ou Rendimento	[]
ρ	Densidade do material do cavaco	[kg/m ³]

GLOSSÁRIO

Compensação	Procedimento de correção de erros.
Correção	<p>Valor adicionado algebricamente ao resultado não corrigido de uma medição para compensar um erro sistemático</p> <p>NOTA 1 A correção é igual ao erro sistemático estimado com sinal trocado.</p> <p>NOTA 2 Uma vez que o erro sistemático não pode ser perfeitamente conhecido, a compensação não pode ser completa.</p>
Erro	Diferença entre o valor medido de uma grandeza e o valor verdadeiro da mesma.
Erro Aleatório	Componente do erro de medição, que em medições repetidas, varia de forma imprevisível.
Erro Volumétrico	Erro total de uma máquina que possui movimentação nos eixos coordenados.
Erro Sistemático	Erros devido a causas identificáveis e, portanto, o efeito que causa o erro pode ser quantificado.
Estado de Temperatura	Conjunto de leituras das temperaturas dos vários termopares acoplados à máquina num dado instante de tempo.
Exatidão	<p>Grau de concordância entre o valor medido e o valor verdadeiro do mensurando. (INMETRO, 1995)</p> <p>NOTA 1 “Exatidão” é um conceito qualitativo.</p> <p>NOTA 2 O termo precisão não deve ser utilizado como “exatidão”.</p>
Grandeza	Atributo de um fenômeno, corpo ou substância que pode ser qualitativamente distinguido e quantitativamente determinado.

Incerteza	<p>Parâmetro, associado ao resultado de uma medição, que caracteriza a dispersão dos valores que podem ser razoavelmente atribuídos a um mensurando.</p> <p>NOTA 1 O parâmetro pode ser, por exemplo, um desvio-padrão (ou um dado múltiplo dele) ou a metade de um intervalo correspondente a um nível da confiança declarado.</p>
Medição	<p>Conjunto de operações que tem por objetivo determinar um valor de uma grandeza.</p>
Repetibilidade	<p>Grau de concordância entre os resultados de medições sucessivas de um mesmo mensurando efetuadas sob as mesmas condições de medição. Repetitividade - Precisão (INMETRO, 1995).</p>
Reprodutibilidade	<p>Grau de concordância entre os resultados das medições de um mesmo mensurando efetuadas sob condições modificadas de medição.</p> <p>NOTA 1 Para que uma expressão da reprodutibilidade seja válida é necessário que sejam especificadas as condições modificadas.</p> <p>NOTA 2 As condições modificadas podem incluir:</p> <ul style="list-style-type: none"> — princípio de medição — método de medição — observador — instrumento de medição — padrão de referência — local — condições de utilização — tempo.

SUMÁRIO

LISTA DE ILUSTRAÇÕES.....	x
LISTA DE TABELAS.....	xxii
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS	xxvi
LISTA DE SÍMBOLOS	xxvii
1 INTRODUÇÃO	35
1.1 JUSTIFICATIVAS E CONTRIBUIÇÕES	40
1.1.1 Justificativas	40
1.1.2 Contribuições	43
1.2 OBJETIVOS DA PESQUISA	44
1.2.1 Objetivo Geral	44
1.2.2 Objetivos Específicos	44
1.3 ESTRATÉGIA DA TESE E ORGANIZAÇÃO DO TEXTO	45
2 REVISÃO DA LITERATURA.....	49
2.1 EVOLUÇÃO DAS MÁQUINAS-FERRAMENTA	49
2.2 PRECISÃO E EXATIDÃO EM MÁQUINAS-FERRAMENTA	50
2.3 ERROS GEOMÉTRICOS E CINEMÁTICOS	58
2.4 PEÇA TESTE PADRÃO	64
2.5 ERROS TÉRMICOS	68
2.5.1 Fontes de erros térmicos em máquinas-ferramenta	70
2.5.2 Normas para determinação dos erros térmicos em máquinas-ferramenta	91
2.6 EVOLUÇÃO DA PESQUISA SOBRE O ERRO TÉRMICO	97
2.6.1 Medição da temperatura e do erro térmico	97
2.6.2 Simulação numérica do comportamento térmico	105
2.6.3 Modelagem e compensação dos erros térmicos	121
2.6.4 Implementação do modelo de compensação na máquina-ferramenta	132
3 METODOLOGIA De TRABALHO	140
3.1 EQUIPAMENTOS.....	141

3.1.1	Máquina-Ferramenta	141
3.1.2	Medição e Condicionamento da Temperatura	144
3.1.3	Apalpador de medição	147
3.2	METODOLOGIA DOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS	148
3.2.1	Primeira fase experimental	150
3.2.2	Segunda fase experimental	162
3.3	SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL.....	166
3.3.1	Simulação numérica dos subsistemas.....	170
3.3.2	Simulação numérica da máquina completa	187
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	207
4.1	Primeira fase experimental	207
4.1.1	Comportamento térmico	208
4.1.2	Erros Térmicos.....	220
4.1.3	Medição Ballbar telescópico	224
4.1.4	Laser Interferômetro	227
4.2	Segunda fase experimental	231
4.2.1	Usinagem da peça de trabalho previamente aquecida	231
4.3	Simulação numérica por MEF.....	238
4.3.1	Aspectos iniciais sobre a simulação termoelástica	239
4.3.2	Etapa 1a: cálculo dos coeficientes de convecção.....	242
4.3.3	Etapa 1b: simulação térmica do subsistema do eixo X e do motofuso.....	246
4.3.4	Etapa 2: simulação termoelástica da máquina completa	253
4.4	PROPOSTA PARA COMPENSAÇÃO DOS ERROS TÉRMICOS	302
4.4.1	Modelagem matemática através de Rede Neural Artificial (RNA).....	302
4.5	COMPENSAÇÃO DO ERRO TÉRMICO.....	335
4.5.1	Compensação térmica da peça	335
4.5.2	Validação do modelo de compensação térmica da peça.....	339
4.5.3	Validação do algoritmo de compensação do erro térmico da máquina.....	343
4.5.4	Arquitetura para implementação do algoritmo de compensação térmica	352
4.5.5	Proposta para implementação do algoritmo de compensação térmica no CNC.....	354
4.5.6	Matriz SWOT	358
5	CONCLUSÕES	359

5.1	Primeira fase experimental	359
5.2	Segunda fase experimental	360
5.3	Simulação térmica dos subsistemas	360
5.4	Simulação termoelástica da máquina completa	361
5.5	Simulação da usinagem.....	361
5.6	Simulação da medição laser	362
5.7	Modelagem e validação da RNA.....	362
5.8	Formulação e validação do algoritmo de compensação do erro térmico	363
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	365
7	REFERÊNCIAS	366
	ANEXOS.....	384

1 INTRODUÇÃO

Fabricantes de máquinas-ferramenta de todo o mundo vêm buscando uma metodologia para aumentar a precisão enquanto reduzem os custos dos seus equipamentos. Isso se justifica ainda mais quando se analisa o aumento de competitividade entre a produção nacional (para consumo interno e para exportação) e a importação de máquinas-ferramenta nos últimos anos no mercado brasileiro, em milhões de reais (Fig. 1.1). A precisão das peças usinadas, definida pelo grau de conformidade das peças acabadas em relação às especificações geométricas e dimensionais é altamente dependente do desempenho das máquinas-ferramenta. O acúmulo e a propagação dos erros através da estrutura cinemática da máquina-ferramenta acabam manifestando-se diretamente na variação dimensional das peças usinadas (DORNFELD, 2009).

Figura 1.1 - Evolução do volume de negócios do mercado brasileiro de máquinas-ferramenta
(Fonte: B. GROB do Brasil, 2015)

Os erros classificados como quase estáticos, como os erros geométricos, cinemáticos e térmicos, estão entre os maiores contribuintes para os erros em máquinas-ferramenta (ZHU, 2008). A interação entre estes erros deve ser modelada, controlada e prevista para garantir que as dimensões das peças usinadas alcancem as especificações cada vez mais exigentes de projeto. A Figura 1.2 relaciona as

principais fontes de erros térmicos e suas possíveis causas com os três principais campos da indústria de manufatura: Máquina – Processo – Ambiente.

Figura 1.2 - Representação esquemática dos parâmetros que influenciam a variação térmica e consequentemente a precisão da máquina-ferramenta (Fonte: Próprio autor, 2017).

A indústria de manufatura com o avanço da nova era da indústria 4.0 está passando por significativas mudanças recentemente, incluindo aquelas relativas à gestão de erros induzidos termicamente nas máquinas-ferramenta. Até recentemente, os fabricantes de máquinas-ferramenta passavam a responsabilidade pelo gerenciamento de tais erros para os usuários das máquinas-ferramenta, especificando certos requisitos ambientais de temperatura e/ou procedimentos não produtivos de pré-aquecimento da máquina.

O conceito de máquina-ferramenta 4.0 apresenta uma nova geração de máquinas-ferramentas mais inteligentes, bem conectadas, amplamente acessíveis, mais adaptativas e mais autônomas. As máquinas-ferramentas ciberfísicas, com base nos avanços recentes das tecnologias da informação e da comunicação, oferecem uma solução promissora para a máquina-ferramenta na nova era da indústria 4.0 (LIU C. et al, 2018). Neste cenário, com mais frequência os fabricantes de máquinas-ferramenta tomam para si a responsabilidade pelo controle dos deslocamentos induzidos termicamente. Esta mudança ocorreu porque os usuários de máquinas-ferramenta perceberam que máquinas parecidas em desempenho e

curso de trabalho por exemplo, podem apresentar erros térmicos significativamente diferentes (MAYR et al., 2012).

A Figura 1.3 mostra dois métodos bastante utilizados tanto por fabricantes quanto por usuários de máquinas-ferramenta de alta precisão para garantir a estabilização térmica dos processos de usinagem. A Fig. 1.3 (a) apresenta o método de medição por apalpador das coordenadas (X/Y/Z) de uma bucha de referência localizada na lateral da mesa de trabalho. Este procedimento mede a variação do erro térmico da estrutura da máquina em relação à ponta da ferramenta. Já a Fig. 1.3 (b) mostra a medição da temperatura da peça usinada por uma sonda fixada no fuso principal, em intervalos pré-definidos durante um ciclo de trabalho. Os dois métodos são utilizados para compensação do erro térmico, sendo (a) compensação do erro térmico da máquina e (b) compensação do erro térmico da peça.

Figura 1.3 - (a) Medição da bucha de referência, (b) medição de temperatura da peça – procedimentos para compensação do erro térmico (Fonte: Próprio autor, 2017)

No método de medição da bucha de referência, a correção do erro térmico ocorre pelo deslocamento da coordenada do eixo da máquina a partir da medida de erro obtida na medição da bucha. A calibração do método normalmente ocorre pela medição da bucha a cada cinco ou mais ciclos dependendo da tolerância do processo. Já no método de medição da peça, a compensação do erro ocorre a partir da estimativa de dilatação da peça pela variação de temperatura lida. Este método limita-se à correção de coordenadas de furos normalmente. Uma limitação de ambos os métodos é a penalização do processo com tempo secundário para realização da medição e da troca de ferramenta (SANTOS et al., 2018).

Além disto, até 75% dos erros geométricos em peças usinadas são causados pelos efeitos das temperaturas (JEDRZEJEWSKI, et al 2008), fazendo com que este tópico seja foco de significativas atividades de pesquisas recentemente.

Para ilustrar a importância do tema, a Figura 1.4 apresenta o gradiente de temperatura de um cabeçote de motor após a usinagem dos furos de guia de válvula com Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL). Na Fig. 1.4 (a) pode-se observar a elevação da temperatura da peça superior a 10 °C, onde na região próxima à usinagem a temperatura chegou a 36 °C, o que irá impactar diretamente no erro de posicionamento dos furos usinados.

Figura 1.4 – (a) Campo de temperatura por imagem termográfica (b) Foto do cabeçote após usinagem MQL (Fonte: Próprio autor, 2018)

O interesse da indústria de manufatura neste assunto também pode ser observado nas últimas padronizações internacionais. Nas últimas duas décadas foi introduzida uma quantidade significativa de normas internacionais com regras para medições e indicações de parâmetros de desempenho para avaliar o comportamento térmico das máquinas-ferramenta sob condições livres de carregamento e em usinagem de acabamento, como a norma ISO 230-3 (ISO 230-3, 2007), para erros térmicos em máquinas-ferramenta, e a norma ISO 10791-10 (ISO 10791-10, 2007), para erros térmicos em centros de usinagem. Atualmente, os usuários exigem dos próprios fabricantes de máquinas-ferramenta a inclusão de medições e controle dos erros térmicos durante os testes de aprovação do equipamento (GROßMANN, 2013a).

Novos equipamentos de medição são mais regularmente utilizados e aumentaram o conhecimento sobre a origem dos erros térmicos nas máquinas-ferramenta. Em especial a redução dos preços dos equipamentos de medição

pirométricos, como a câmera infravermelha, levaram a novas opções de análise do comportamento térmico das máquinas-ferramenta (DROSSEL et al., 2013).

Métodos numéricos também são usados atualmente para comparar diferentes projetos de máquinas-ferramenta ainda nos primeiros estágios de desenvolvimento ou para simular os efeitos das temperaturas nas máquinas-ferramenta para detectar assim a fonte dos deslocamentos induzidos termicamente do centro da ponta da ferramenta (MAYR et al., 2012).

Avanços em sistemas eletromecânicos (NEUGEBAUER et al, 2007) levaram a precisões maiores das máquinas-ferramenta. No entanto, para alcançar precisões maiores, a necessidade de previsões do comportamento térmico da máquina tornaram-se ainda mais críticos. Por outro lado, os sistemas eletromecânicos são frequentemente utilizados para compensar os erros térmicos. Os erros térmicos são estimados através de algoritmos numéricos e os movimentos dos eixos da máquina são controlados por atuadores para compensar os erros gerados.

Uma visão geral das principais alternativas existentes na indústria metal mecânica para a compensação dos erros térmicos da máquina-ferramenta e da peça de trabalho usinada podem ser vistos na Figura 1.5.

Figura 1.5 - Alternativas para compensação térmica (Fonte: Próprio autor, 2018).

1.1 JUSTIFICATIVAS E CONTRIBUIÇÕES

Esta Tese tem como objeto de estudo um centro de usinagem horizontal CNC GROB de 5 eixos. A Figura 1.6 apresenta uma concepção de máquina-ferramenta horizontal de três eixos em (a), com a indicação dos seus três eixos lineares X/Y/Z, e em (b) a máquina-ferramenta de 5 eixos com o mesmo conceito cinemático da máquina estudada neste trabalho, sendo três eixos lineares, X, Y e Z, e dois eixos rotativos, A e B.

Figura 1.6 - (a) Máquina-ferramenta conceito 3 eixos, (b) máquina-ferramenta GROB 5 eixos (Fonte: Próprio autor, 2018).

1.1.1 Justificativas

A Figura 1.7 mostra a distribuição percentual de vendas de equipamentos no grupo GROB por linha de produtos realizadas no ano fiscal de 2014. No gráfico pode-se observar a alta demanda por centros de usinagem Módulo G, da mesma linha de máquinas estudada nesta tese, que chega a representar quase 60% do total de vendas do portfólio do grupo.

Figura 1.7 - Equipamentos GROB fornecidos por linhas de produtos em 2014
(Fonte: B. GROB do Brasil, 2015)

Outra observação importante a ser feita é com relação aos tipos de produtos usinados nos centros de usinagem de 5 eixos. A flexibilidade acrescida de altas velocidades e precisão destas máquinas permitem a usinagem de peças com geometrias complexas e tolerâncias apertadas, como as encontradas nos mercados de engenharia médica, de ferramentarias e aeroespacial (Fig. 1.8).

Figura 1.8 - Tendências de novos produtos no mercado de centros de usinagem 5 eixos
(Fonte: B. GROB do Brasil, 2015)

Por outro lado existem ainda algumas lacunas ligadas aos projetos e implementação de máquinas 5 eixos. As maiores barreiras que impedem o desenvolvimento e a implementação prática de modelos de compensação térmica em máquinas-ferramenta de 5 eixos incluem especificamente:

- a) Modelos de previsão dos erros térmicos imprecisos e sem robustez. Os erros térmicos tem se tornado o maior contribuinte para a imprecisão das máquinas-ferramenta. Erros térmicos temporais são mais elusivos para o modelo do que os erros geométricos. A robustez do modelo de erro térmico sob diferentes condições de trabalho depende de um ajuste perfeito entre o processo de treinamento e a caracterização do tempo de análise. Um modelo estimado sob uma determinada condição de trabalho pode não ser aplicável em outras condições de trabalho (BRECHER, et al, 2006).
- b) Poucas aplicações práticas de compensação do erro térmico em máquinas-ferramenta de 5 eixos. Os modelos de análise do erro térmico têm sido desenvolvidos e aplicados para componentes da máquina e máquinas-ferramenta 3 eixos, devido à falta de uma estratégia generalizada de compensação do erro térmico. Além disso, a compensação do erro térmico de máquinas-ferramenta de 5 eixos é normalmente evitada devido à alta complexidade dos algoritmos envolvidos.
- c) A falta de uma análise sistemática e de um estudo metodológico sobre máquinas-ferramenta de 5 eixos sobre o aspecto de precisão. A implementação de eixos rotativos altera profundamente a estrutura cinemática da máquina, portanto limitando a aplicação de métodos analíticos desenvolvidos para máquinas de 3 eixos em máquinas de 5 eixos (BLAZEJEWSKI A, et al. 2010). Por exemplo a interação mútua entre os 5 eixos é totalmente diferente dos movimentos independentes das máquinas tradicionais com os 3 eixos ortogonais.

O engenheiro que irá trabalhar com projetos de máquinas-ferramenta precisa desenvolver ferramentas que permitam avaliar todas as suas propriedades já na fase de projeto. O presente trabalho pretende contribuir também para este fim. Usando um sistema de simulação com o conhecimento de engenharia, o engenheiro de projetos realiza nas fases iniciais do desenvolvimento de produto demonstrações do comportamento térmico da máquina. É possível desta forma, dar uma resposta às características negativas da máquina ainda na sua fase de concepção.

1.1.2 Contribuições

- Desenvolvimento de uma metodologia baseada em levantamento experimental de dados e simulação numérica do comportamento térmico e dos erros térmicos de um centro de usinagem CNC 5 eixos para diferentes ciclos de trabalho e condições ambientais.
- Uso de modelos físicos que representam o calor gerado pelo atrito em componentes como fusos de esferas, rolamentos, guia linear e motofuso para simular através do método de elementos finitos (MEF) o comportamento e distribuição de temperatura na máquina-ferramenta.
- Uso de técnicas experimentais de medição do erro térmico do centro de usinagem por meio de um sistema de apalpador montado no motofuso, medindo o centro de uma bucha de referência localizada na mesa de trabalho. Esta técnica leva vantagem em relação a outras técnicas disponíveis, porque não requer a montagem de nenhum dispositivo na mesa de trabalho. Representa o erro térmico relativo entre a ponta do motofuso e a bucha de referência na mesa, simulando exatamente o erro entre a peça e o centro da ponta da ferramenta.
- Trabalho realizado em parceria com a indústria, a fim de contribuir com técnicas experimentais e de simulação MEF a serem utilizadas na fase de projeto e fabricação do centro de usinagem, permitindo uma análise detalhada do comportamento térmico da máquina em diferentes condições de trabalho para avaliar os erros térmicos obtidos e implementar melhorias na máquina.
- Desenvolvimento e validação de um modelo de compensação térmica da peça de trabalho.
- Desenvolvimento e validação de um algoritmo de previsão dos erros térmicos volumétricos do centro de usinagem.

1.2 OBJETIVOS DA PESQUISA

1.2.1 Objetivo Geral

Modelar e analisar os erros térmicos da ponta da ferramenta de corte em relação à mesa de usinagem de um centro de usinagem de 5 eixos, a partir de um campo de temperatura estimado, formular e validar um algoritmo de compensação volumétrica para futura implementação no CNC da máquina para compensar os erros térmicos em tempo real.

1.2.2 Objetivos Específicos

- ✓ Levantamento do campo de temperatura do centro de usinagem para diferentes condições de operação em função do tempo, através de sensores de temperatura e imagens termográficas;
- ✓ Levantamento dos erros térmicos da máquina através da medição dos deslocamentos de uma bucha de referência, localizada na mesa de trabalho, utilizando um apalpador de medição M&H;
- ✓ Levantamento dos erros térmicos em peça teste, através da medição das características usinadas, em máquina tridimensional de medição por coordenadas (MMC);
- ✓ Simulação numérica da distribuição transiente de temperatura e dos erros térmicos através do Método dos Elementos Finitos (MEF) no software comercial ANSYS 18.2;
- ✓ Estimativa dos erros térmicos baseado nas informações de distribuição de temperatura, posição dos eixos e usinagem, usando Redes Neurais Artificiais (RNA), no software MATLAB R2014;
- ✓ Comparação e capacitação do método numérico com os dados experimentais obtidos pelas leituras de temperatura e erros térmicos;
- ✓ Determinação dos fatores de compensação do erro térmico;
- ✓ Compensação dos erros térmicos da peça de trabalho em tempo real através da implementação dos fatores de compensação no CNC;
- ✓ Desenvolvimento de um algoritmo para compensação do erro térmico da ponta da ferramenta em relação à mesa de trabalho;

- ✓ Desenvolvimento de uma arquitetura de comunicação com o CNC, por meio da leitura da temperatura em pontos estratégicos da máquina para futura implementação e correção dos erros em tempo real.

1.3 ESTRATÉGIA DA TESE E ORGANIZAÇÃO DO TEXTO

O comportamento termoelástico do centro de usinagem será modelado através de duas abordagens diferentes: modelos experimentais (ou orientados por dados) e modelo numérico (ou físico).

A estratégia inicial desta Tese será baseada no modelo experimental, com o monitoramento térmico do centro de usinagem através de sensores de temperatura e imagens termográficas, e no monitoramento dos erros térmicos através da medição dos deslocamentos da ponta da ferramenta em relação a uma bucha de referência localizada na mesa de trabalho por um apalpador de medição.

Numa segunda etapa experimental serão usinadas peças de trabalho com o objetivo de levantar a contribuição do calor gerado pela usinagem e pela variação de temperatura da própria peça nos erros térmicos obtidos.

Na sequência, serão utilizados modelos físicos através de técnicas de elementos finitos baseadas nas teorias de calor gerado por atrito e por convecção para simular o comportamento termoelástico do centro de usinagem. Desta forma será possível validar o modelo da máquina comparando-se os erros térmicos obtidos pelo método dos elementos finitos (MEF) com os valores obtidos experimentalmente durante os diferentes ciclos de trabalho que a máquina foi exposta.

Com a validação do modelo será possível simular numericamente novas condições de trabalho para a máquina, gerando assim novos campos de temperatura e de erros térmicos. O que permitirá também a análise mais detalhada das deformações da estrutura da máquina, e da contribuição do erro térmico individual de cada componente e/ou subsistema, como fusos de esferas, guias lineares, motofuso, coluna e base, no erro global da máquina.

Através da construção de um banco de dados de temperatura e erros térmicos será possível treinar uma rede neural artificial (RNA) com o objetivo de aprender e prever o comportamento da máquina para alguns valores de entrada de temperatura de pontos críticos.

Como resultado do estudo do comportamento térmico do centro de usinagem em diferentes condições de trabalho, através de análises experimentais e

numéricas será possível a formulação de um algoritmo robusto de compensação térmica que uma vez implementado no CNC da máquina poderá realizar a correção do erro térmico volumétrico em tempo real, conforme indica a Figura 1.9.

Figura 1.9 - Esquema da estratégia de compensação do erro térmico em tempo real
(Fonte: Próprio autor, 2018).

A última etapa deste trabalho consistirá no desenvolvimento de um modelo de compensação térmica da peça de trabalho e sua implementação no CNC da máquina com posterior validação através de novas usinagens. Nesta etapa também ocorrerá a validação do algoritmo de compensação da máquina através da comparação dos valores de correção dos erros calculados por ele em relação aos erros térmicos reais obtidos experimentalmente através de ensaios realizados.

Desta forma o texto desta Tese está dividido conforme esquematizado na Fig. 1.10 e mostra de maneira sucinta a sequência de capítulos que serão apresentados neste trabalho.

Figura 1.10 - Sequência de capítulos apresentados na Tese
(Fonte: Próprio autor, 2018).

O capítulo 1 apresenta uma introdução sobre o assunto, esclarecendo sobre as tendências, expectativas e dificuldades do mercado de máquinas-ferramentas, e a importância do assunto estudado nesta Tese em termos globais. Ainda apresenta a justificativa e contribuições desta Tese, juntamente aos objetivos específicos e geral.

No Capítulo 2 é apresentada uma revisão sobre a literatura das principais técnicas utilizadas para análise da eficiência de máquinas-ferramenta e da compensação dos seus erros térmicos com o objetivo de aumentar sua precisão. Também são apresentados fundamentos teóricos e experiências anteriores sobre os recursos numéricos e experimentais usados nesta Tese.

A metodologia do trabalho é detalhada no Capítulo 3, listando os equipamentos e instrumentos que foram utilizados durante as etapas experimentais de levantamento de dados, os recursos numéricos de tratamento e manipulação dos dados e a sequência detalhada das etapas de trabalho. Neste capítulo é apresentada a estratégia e os objetivos das decisões tomadas no decorrer desta Tese.

O capítulo 4 apresenta os resultados obtidos pelo levantamento de dados experimentais, os resultados obtidos após a usinagem das peças de trabalho assim como o desenvolvimento e implementação do modelo de compensação térmica da peça no CNC da máquina. Serão apresentados também os resultados das simulações numéricas e a proposta do algoritmo de compensação térmica através de RNA. Neste capítulo também encontra-se a validação do algoritmo de compensação dos erros térmicos.

As conclusões desta Tese são apresentadas no capítulo 5.

O fechamento ocorre no capítulo 6 onde são sugeridas linhas de pesquisas complementares para trabalhos futuros visando aprimoramentos sobre o assunto desenvolvido nesta Tese.

2 REVISÃO DA LITERATURA

Este capítulo proporciona um embasamento teórico e está dividido em cinco itens: Evolução das máquinas-ferramenta, Precisão e exatidão em máquinas-ferramenta, Erros geométricos e cinemáticos, Peça teste padrão, Erros térmicos e Evolução da pesquisa sobre o erro térmico.

2.1 EVOLUÇÃO DAS MÁQUINAS-FERRAMENTA

Máquinas-ferramenta são conhecidas como "*máquinas mãe*", uma vez que permitem a fabricação de outras máquinas que produzem praticamente tudo o que é usado no cotidiano. No âmbito da fabricação, as máquinas-ferramenta sempre desempenharam um papel crucial no aumento da produtividade desde o seu advento (LIU et al 2018). A história das máquinas-ferramenta afetou significativamente a história da industrialização e da sociedade humana. Dependendo do enfoque adotado pode-se dividir sua evolução acompanhando o progresso da sociedade humana em cinco estágios, seguindo a proposta da Federação de Negócios do Japão (KEIDAREN, 2015) e conforme ilustrado na Figura 2.1 pelas sucessivas revoluções industriais, onde a industrialização pode ser brevemente dividida em quatro revoluções industriais, isto é, Indústria 1.0 (mecanização, final do século 18), Indústria 2.0 (produção em massa, início do século 20), Indústria 3.0 (automação e TI, início da década de 1970) e Indústria 4.0 (digitalização baseada em sistemas físicos cibernéticos, tempo presente), (KAGERMANN et al (2013). Segundo Xu, 2017, a evolução tecnológica das máquinas-ferramentas até agora pode ser resumida como quatro etapas, a saber, Máquina-ferramenta 1.0 (acionada mecanicamente, mas operada manualmente, final do século 18), Máquina-ferramenta 2.0 (acionada eletronicamente e com controle numérico, meio do século 20), Máquina-ferramenta 3.0 (computador numericamente controlado - CNC, final do século 20) e Máquina-ferramenta 4.0 (máquina-ferramenta físico-cibernética e soluções baseadas na nuvem, tempo presente).

O termo "Máquina-ferramenta 4.0" representa uma nova evolução tecnológica das máquinas-ferramenta, atualmente em desenvolvimento, desencadeada pelos recentes avanços em Sistemas Físicos-Cibernéticos (CPS),

Internet das Coisas (IoT) e soluções baseadas em nuvem. Em geral, Máquina-ferramenta 4.0 define uma nova geração de máquinas-ferramenta mais inteligentes, bem conectadas, amplamente acessíveis, mais adaptáveis e mais autônomas (LIU C.; XU X. 2017). Estes avanços recentes nas tecnologias de informação e comunicação atraíram cada vez mais atenção no ambiente da manufatura.

Figura 2.1 - História evolutiva da industrialização e das máquinas-ferramenta (Liu et al 2018)

2.2 PRECISÃO E EXATIDÃO EM MÁQUINAS-FERRAMENTA

De acordo com Lacalle e Lamikiz (2009), a exatidão (*"accuracy"*) é a diferença entre os valores reais e nominais de uma característica que possa ser medida, também sendo referido como "erro". Estatisticamente, a exatidão é medida pelo valor médio medido. Já repetibilidade é o intervalo de desvio para o mesmo valor de posição devido a uma fonte aleatória de erros (Figura. 2.2). Em um aspecto geral, a precisão faz referência a um aspecto mais qualitativo, incluindo tanto a exatidão quanto a repetibilidade.

Figura 2.2 - Dois casos extremos de valores de exatidão e de repetibilidade (adaptado de Lacalle e Lamikiz, 2009)

A precisão em máquinas-ferramenta é essencialmente determinada pela eficiência da máquina em garantir a conformidade das tolerâncias do produto usinado e do acabamento superficial (GORNIAK, 2010). Precisão é um dos mais importantes medidores de desempenho da máquina, e a habilidade em controlar erros para otimizar o rendimento mantendo o custo é crucial na indústria de máquinas-ferramenta atual.

Segundo Lacalle e Lamikiz (2009), após a construção da máquina-ferramenta, deve ser feita uma verificação minuciosa de sua precisão e desempenho através de alguns testes pré-definidos. Um resultado importante é a determinação dos parâmetros de compensação CNC para os eixos da máquina. No entanto, os testes também podem ser utilizados para outros fins, como testes de aprovação por compradores de máquinas, para comparações entre máquinas similares, para verificação periódica de máquinas durante a vida útil da mesma, etc. Três tipos de testes podem ser mencionados:

- I. **Primeiro grupo** estão tipificados: testes geométricos para medir erros de retitude, de paralelismo ou de concentricidade. ISO 230-7: 2006, ISO 10791-6: 2012, ISO 13041-8: 2004 e outras normas definidas pelo Comité Técnico ISO 39 / SC 2 ("Condições de teste para máquinas-ferramenta de corte de metais") especificam métodos para avaliar a exatidão e a repetibilidade de posicionamento de eixos NC da máquina-ferramenta pela medição direta dos

eixos individuais. Nos padrões, são sugeridos métodos para eixos lineares e rotativos.

- II. O **segundo grupo** inclui procedimentos para estudar o controle de interpolação, baseado em laser interferômetro, o dispositivo "*Ball-Bar*" para o movimento relativo de dois eixos cartesianos, ou sensores de posição para a medição da repetibilidade da máquina. Quando vários eixos de rotação são considerados simultaneamente, não há testes padrão, exceto aqueles para cabeçotes bifusos em máquinas com eixo Z horizontal ou vertical. No entanto, os padrões não incluem testes para verificar máquinas de cinco eixos com mesas basculantes.
- III. O **terceiro grupo** inclui a "peça teste padrão" para verificar o comportamento dos tornos e dos centros de usinagem durante o processo de usinagem. Atualmente, os testes de usinagem são focados apenas em centros de fresamento de três eixos. A mais conhecida é a peça teste padrão NAS (definida na ISO 10791-7: 2014). Mas este teste não inclui superfícies complexas, razão pela qual diferentes peças testes foram projetadas nos últimos anos, como as chamadas peças Mercedes ou NCG. No entanto, nenhuma delas ainda está incluída na norma ISO. Além disso, não há uma peça específica para testar centros de usinagem de cinco eixos, de modo que os clientes devam definir seus próprios testes para verificar a máquina que eles estão interessados em comprar, o que é bastante demorado.

Em geral, há duas categorias básicas de erros na máquina: erros quase estáticos e erros dinâmicos. Erros quase estáticos são erros na máquina, no sistema de fixação, na ferramenta e na peça de trabalho que ocorrem de forma relativamente lenta (SPUR et al, 1988). As fontes destes tipos de erros incluem erros geométricos, erros cinemáticos, erros térmicos, erros induzidos pelo esforço de corte, etc. Conforme Zhu (2008), os erros geométricos são definidos como sendo os erros encontrados em componentes individuais da máquina. Os erros cinemáticos são causados por desalinhamentos dos componentes da máquina em sua trajetória de movimento. Os erros térmicos são induzidos por deformações termoelásticas devido a fontes de calor internas e externas à máquina-ferramenta. Como a geração de calor em pontos de contato é inevitável, erros térmicos são uma das fontes de erros mais difíceis senão impossíveis de se eliminar por completo (SCHWENKE et al, 2008).

Os erros dinâmicos são, por outro lado, essencialmente causados por vibrações estruturais, vibrações e desalinhamentos do motofuso, erros em unidades de controle, etc., (ZHU, 2008). Eles são mais dependentes da condição específica de operação da máquina. Em geral, os erros quase estáticos contabilizam algo em torno de 70% do total de erros de uma máquina-ferramenta (BRECHER, 2006).

Nos últimos anos, a participação percentual dos erros térmicos sobre o erro total na usinagem de precisão tem aumentado, uma vez que outros tipos de erros, como os geométricos, cinemáticos e dinâmicos são mais facilmente controlados e portanto compensados (GLEICH, 2008). Ainda segundo Gleich (2008), o erro térmico tem um comportamento fortemente dependente do tempo onde está sujeito a muitas influências, e portanto não permite uma fácil avaliação por parte do projetista. Uma pesquisa revelou que dentre 27 fabricantes internacionais de centros de usinagem, apenas 22% oferecem algum tipo de compensação de erros térmicos em seus equipamentos, e que ao menos 55% dos fabricantes dizem que os aspectos térmicos foram avaliados durante as fases de projeto do centro de usinagem (GLEICH, 2008).

Conforme ilustrado na Figura 2.3, se faz necessário contrastar as diferenças existentes entre a modelagem do comportamento da máquina-ferramenta real e o comportamento resultante de seu modelo de controle, considerando inclusive a escolha do enfoque mais adequado para as diferentes etapas do ciclo de vida da máquina-ferramenta.

Figura 2.3 - Modelagem do modelo de controle e comportamento real da máquina-ferramenta
(Kwasny, et al. 2011)

Segundo Kwasny, et al. (2011), as fontes de erros que devem ser incluídas em um modelo de erro de uma máquina-ferramenta podem ser descritas usando dois grupos distintos de modelos (Fig. 2.4):

- I. modelos de erro baseados principalmente na identificação de erros de máquinas-ferramenta pós-montagem (erros geométricos (GE) e erros cinemáticos (KE)); tais erros são específicos das máquinas, ou seja, determinados pela fabricação, montagem e ajuste da máquina;
- II. os outros modelos de erros (E1-E3 decorrentes de cargas e E4-E6 decorrentes do calor) são determinados usando simulações computacionais e ferramentas de inteligência artificial, enquanto as características reais da máquina são levadas em consideração ao ajustar os modelos usando sensores instalados na estrutura da máquina-ferramenta ou através de equipamentos de medição durante realização de testes experimentais na máquina.

Um modelo do erro volumétrico da máquina-ferramenta deve levar em consideração sua variação no espaço e no tempo, e constituir uma síntese dos dois grupos de modelagem, ou seja, modelos baseados em medições em testes da máquina-ferramenta e modelos baseados em simulação auxiliados por experimentos.

Figura 2.4 - Fontes de erros que afetam o erro volumétrico da máquina-ferramenta (Kwasny, et al. 2011)

Em seu trabalho, Nascimento (2015) apresentou um diagrama de blocos relacionando os diferentes tipos de erros que podem ocorrer na máquina-ferramenta aos tipos de erros sistemáticos e aleatórios (Fig. 2.5). Pritschow et al. 1982 alertam para a influência da frequência de solicitação para cada fonte de erro sobre a magnitude dos defeitos de usinagem (Figura 2.6).

Figura 2.5 - Fontes de erros de uma máquina-ferramenta
(Adaptado de Nascimento, 2015)

Figura 2.6 – Magnitude dos defeitos de usinagem em função da frequência de solicitação para cada fonte de erro. (Fonte: Pritschow et al. 2002)

A completa anulação dos erros e a compensação dos erros são as duas abordagens básicas para melhorar a precisão em máquinas-ferramenta (NEUGEBAUER R, et al, 2002). A abordagem geral para aplicar a anulação do erro seria construir uma máquina precisa ainda durante as fases de projeto e fabricação

de tal sorte que os erros pudessem ser mantidos em uma dimensão mínima. Boas práticas de se manusear estes erros tais como melhor atribuição de rigidez, acréscimo de amortecimento adequado, cuidadosa seleção de material, projeto de estrutura simétrica, sistemas eficientes de refrigeração entre outros são largamente adotados (ZHU, 2008). A anulação do erro pelo aperfeiçoamento da máquina a partir de sua estrutura básica ou pelo controle das condições ambientais de trabalho são geralmente aceitos como o melhor caminho para a eliminação dos erros. Esta abordagem, no entanto, possui duas desvantagens inevitáveis. Por um lado, é impossível eliminar todos os erros somente através de técnicas de projeto e fabricação; por outro lado, os custos da usinagem aumentam exponencialmente conforme o nível de precisão torna-se mais exigente (RAMESH R, et al, 2000).

Ao contrário do que ocorre para a abordagem de anulação do erro, nenhum esforço é realizado para evitar erros na abordagem de compensação do erro. Os erros se manifestam de maneira natural, então são medidos e corrigidos. Como a precisão da máquina-ferramenta é afetada por várias fontes de erros, a compensação do erro coloca-se em mais destaque no impacto interativo ao invés do erro individual. Segundo Zhu (2008), a ideia básica da compensação do erro não tem por objetivo a redução dos valores dos erros, mas sim dos efeitos destes erros na precisão da usinagem e consequente dimensão final das peças usinadas.

No entanto, também existem limitações nas técnicas de compensação de erros. O nível de precisão de usinagem que pode ser alcançado pela compensação de erro é altamente dependente da precisão da própria máquina e do método escolhido para mostrar a correlação entre os diferentes erros. Portanto, o primeiro é estritamente relacionado ao projeto e fabricação da máquina, enquanto o segundo é altamente dependente do conhecimento da influência dos erros na precisão da usinagem, o qual pode não ser facilmente implementado em modelos matemáticos.

Em sua pesquisa, que visava a modelagem e a caracterização dos defeitos da estrutura de máquinas-ferramenta de 5 eixos para medição em processo, Viprey (2016) apresentou em detalhes um diagrama de causa-efeito explicado na Fig. 2.7, que denota uma infinidade de causas de erros de medição e incertezas em máquinas-ferramenta. Ele ainda observa que muitas vezes, a dificuldade é que cada uma das causas pode agir individualmente no resultado da medição, mas, como em muitos casos, elas interferem entre si e levam a erros de medição e incerteza adicionais.

2.3 ERROS GEOMÉTRICOS E CINEMÁTICOS

Segundo Mayr (2011), a estrutura das máquinas-ferramenta pode ser subdividida basicamente em dois elementos: membros e articulações. Membros são elementos estruturais da máquina, tais como os carros cruzados e transversais, mesas, colunas, eixo do motofuso, etc. Já as articulações fornecem duas funções: (a) unir as partes componentes de uma estrutura que são muito grandes ou muito complexas para viabilizar a sua fabricação, manipulação ou instalação, e (b) conectar peças que devem permitir um movimento relativo entre elas conforme a necessidade operacional da máquina.

Gim (1997) relaciona os membros estruturais diretamente às articulações fixas, que normalmente são unidos por parafusos, chavetas, etc. As articulações fixas estão relacionadas com os erros causados por tensões geradas internamente na máquina durante a montagem. Já os elementos móveis da máquina estão relacionados às articulações deslizantes ou móveis, que são conectados por rolamentos de baixo atrito e películas de fluido em faces deslizantes. Uma articulação deslizante é normalmente restringida em apenas uma direção, e os movimentos nas outras direções geram os erros.

Segundo Ramesh R. et al., (2000), os erros geométricos existem em máquinas-ferramenta por conta do seu projeto básico, das imprecisões que ocorrem durante as fases de fabricação e montagem e também como resultado do desgaste dos próprios componentes da máquina. Os erros geométricos possuem vários componentes como o erro de posicionamento linear, de linearidade, de rotação e perpendicularismo entre os eixos. Já os erros cinemáticos estão principalmente relacionados com os erros de movimentação relativa dos diversos componentes móveis da máquina que precisam mover-se conforme requisitos precisos de funcionamento. Estes erros são particularmente significativos durante o movimento combinado de diferentes eixos, especialmente observados durante ciclos de interpolação dos eixos, tanto linear quanto circular. Os erros cinemáticos incluem perpendicularismo, paralelismo e planicidade do movimento dos eixos em relação a sua posição nominal (ISO 10791-6, 2012).

Os erros ocorrem tanto nas fases de construção quanto utilização das máquinas-ferramenta, tais como a fabricação imprecisa dos seus elementos, bem como montagem incorreta dos componentes; corrosão, folga e colisão acidental dos

eixos em movimento ou da ferramenta na mesa ou na peça de trabalho são as principais fontes de erros geométricos. Eles têm um efeito sobre a exatidão das peças usinadas guiando a ferramenta de corte num caminho de usinagem indesejável. Segundo Spur (1998), para uma máquina-ferramenta de 3 eixos, existem 21 componentes geométricos de erro, sendo: 3 erros de posicionamento linear, 6 erros de linearidade ou retitude, 9 erros angulares e 3 erros de perpendicularidade.

A Figura 2.8 mostra os erros geométricos, exceto os erros de perpendicularismo, que ocorrem em um carro com deslocamento linear. O sistema de coordenadas $OXYZ$ é o sistema global de referência estacionário, normalmente referenciado à mesa da máquina para a análise dos erros de movimento. O sistema de coordenadas $O_1X_1Y_1Z_1$ é um sistema de referência móvel, vinculado ao carro linear, onde a origem é normalmente atribuída a um importante ponto funcional da máquina (SOORI, et al. 2014).

Figura 2.8 – Erros geométricos em um componente de deslocamento linear
(Adaptado de SOORI, 2014)

Todos os erros de movimento são medidos em relação ao sistema de referência global. Apenas como exemplo de aplicação, o movimento de translação do carro na direção do eixo X será tomado como referência para avaliação dos erros geométricos. Desta forma, cada um dos componentes de erro é acompanhado por um primeiro índice que indica a direção do erro e um segundo índice, em parênteses, que representa a direção de movimento do componente. Conforme Spur, (1988), esses erros são normalmente classificados como:

- Erro de deslocamento linear na direção X , $\delta_{x(x)}$, chamado de erro de posicionamento em X .

- Erro de deslocamento linear na direção Y, $\delta_{y(x)}$, chamado de erro de linearidade horizontal.
- Erro de deslocamento linear na direção Z, $\delta_{z(x)}$, chamado de erro de linearidade vertical.
- Erro de deslocamento angular em relação ao eixo x, $\varepsilon_{x(x)}$, chamado de erro de rolagem ou de erro de movimento de rotação em X.
- Erro de deslocamento angular em relação ao eixo y, $\varepsilon_{y(x)}$, chamado de erro de inclinação (*pitch*).
- Erro de deslocamento angular em relação ao eixo z, $\varepsilon_{z(x)}$, chamado de guinada (*yaw*) ou desvio de rota.

A Figura 2.9 apresenta um esquema simplificado com todos os erros geométricos presentes em um componente com movimento linear nas direções dos eixos X, Y e Z. Verifica-se que os 3 erros lineares e 3 erros rotativos descritos anteriormente estão detalhados apenas para o eixo X. Eles se repetem para os eixos Y e Z, totalizando 18 erros. Os outros 3 erros que completam os 21 erros são os erros de perpendicularismo entre os 3 pares de eixos (SOORI, et al. 2014).

Figura 2.9 - Erros geométricos presentes em um componente com movimento linear (Adaptado de SOORI, 2014)

Blazejewski A. et al, (2010), apresentaram os erros geométricos para o caso de componentes rotativos através da mesa giratória mostrada na Figura 2.10.

Figura 2.10 - Erros em um componente rotativo (adaptado de ZHU, 2008)

Na Figura 2.10 um eixo de rotação Z_1 gira em torno de um eixo do sistema de coordenadas de referência global estacionário, sufixo O, com dois erros radiais $\delta_{X(C)}$ e $\delta_{Y(C)}$, um erro axial $\delta_{Z(C)}$, dois erros de inclinação $\epsilon_{X(C)}$ e $\epsilon_{Y(C)}$ e um eixo de rotação ou de posicionamento angular $\epsilon_{Z(C)}$. O eixo de rotação é uma linha segundo a qual ocorre a rotação do componente. Se o componente rotativo for uma mesa giratória, por exemplo, o erro de posicionamento angular $\epsilon_{Z(C)}$ devido ao servomecanismo deverá ser considerado, mas para o caso do motofuso não seria necessário (ISO 230-7, 2006).

Segundo Delbressine (2006), quando dois ou mais eixos lineares ou eixos de rotação são combinados, outros parâmetros geométricos devem ser considerados, i.e. erros na trajetória axial que são causados por desalinhamento ou componentes mal dimensionados. Estes erros que resultam da combinação de eixos incluem: perpendicularidade e paralelismo dos eixos em relação à sua posição nominal e entre eles próprios, erros de translação no posicionamento espacial dos eixos, dimensões incorretas dos componentes dos eixos, etc. (ISO 10791-7, 2012).

Para o conceito de máquina-ferramenta com 5 eixos, os erros geométricos totais são modelados pela introdução de um erro de inclinação para cada componente de erro dos eixos acionáveis (ALTINTAS; XIANG, 2016).

A Tabela 2.1 lista os 41 erros geométricos de uma máquina-ferramenta de 5 eixos, sendo três eixos lineares (X, Y, Z) e dois eixos rotativos (A e C).

Tabela 2.1 - 41 erros geométricos de uma máquina ferramenta 5 eixos – mesas rotativas A e C
(Adaptado de Altintas; Xiang, 2016)

Eixo X	Eixo Y	Eixo Z	Erro de perpendicularismo	Eixo A	Eixo C	EGIP dos eixos rotativos	
δ_{xx}	δ_{yy}	δ_{zz}	S_{xy}	δ_{xa}	δ_{xc}	δ_{xoc}	S_{boa}
δ_{yx}	δ_{xy}	δ_{xz}	S_{yz}	δ_{ya}	δ_{yc}	δ_{yoc}	S_{coa}
δ_{zx}	δ_{zy}	δ_{yz}	S_{xz}	δ_{za}	δ_{zc}	δ_{yoc}	S_{aoc}
ϵ_{xx}	ϵ_{xy}	ϵ_{xz}		ϵ_{xa}	ϵ_{xc}	δ_{zoa}	S_{boc}
ϵ_{yx}	ϵ_{yy}	ϵ_{yz}		ϵ_{ya}	ϵ_{yc}	(ISO 230-7)	
ϵ_{zx}	ϵ_{zy}	ϵ_{zz}		ϵ_{za}	ϵ_{zc}		

Cada um dos 5 eixos da máquina possui 6 erros geométricos dependentes da posição (EGDP). Um eixo linear tem 1 erro de posição, 2 erros de linearidade e 3 angulares como mostrado na Figura 2.13. Um eixo rotativo possui 1 erro axial, 2 erros radiais, 1 erro de posicionamento angular e 2 erros de inclinação.

Figura 2.13 - Esquema dos erros geométricos dependentes da posição (EGDP)
(Adaptado de ALTINTAS; XIANG, 2016)

Além disso, a máquina-ferramenta de 5 eixos apresenta 11 erros geométricos independentes da posição (EGIP). São 3 erros de perpendicularismo (S_{XY} , S_{YZ} , S_{XZ}), que ocorrem entre os três eixos lineares (X, Y e Z) e 8 erros (δ_{xoc} , δ_{yoc} , δ_{yoc} , δ_{zoa} , S_{AOC} , S_{BOC} , S_{BOA} , S_{COA}), que ocorrem entre os dois eixos rotativos, como mostra a Figura 2.14.

Figura 2.14 - Esquema dos erros geométricos independentes da posição (EGIP)
(Adaptado de ALTINTAS; XIANG, 2016)

A norma ISO 230-7 (ISO 230-7, 2006) define os 8 EGIPs para os dois eixos rotativos da máquina-ferramenta de 5 eixos. Para uma configuração de máquina conforme a Figura 2.13, 3 erros de perpendicularismo dos eixos lineares são ilustrados na Figura 2.14. Ao medir os erros de perpendicularidade, o eixo X é tomado como referência e o erro de perpendicularidade é positivo quando o ângulo entre os dois eixos é maior do que 90° .

A compensação dos erros geométricos e cinemáticos têm sido amplamente estudada e compreendida tanto em máquinas-ferramenta como em máquinas de medir por coordenadas (MMC) para efetivamente melhorar a precisão das máquinas-ferramenta (SOUZA A., 2000).

O desenvolvimento de modelos cinemáticos baseados na estrutura da máquina é uma das etapas mais importantes para uma estratégia eficiente de compensação de erros (SCHWENKE, 2008). Diversos pesquisadores têm discursado sobre o problema de modelagem de erros sob diferentes abordagens. Conforme Leclerc (2005), a priori os pesquisadores usavam relações trigonométricas para modelar os erros cinemáticos. Atualmente, o método de síntese de erro baseado na Matriz de Transformação Homogênea (MTH) tem sido amplamente reconhecida e empregada para construir os modelos de erros cinemáticos visto que acomodam facilmente inúmeros componentes de erros. A inclusão de dois eixos rotativos trazem erros de posição adicionais, além dos erros de posição existentes dos três eixos lineares (ISO 230-1, 2012), o que vem motivando o desenvolvimento de novos métodos de calibração para a medição dos erros induzidos nos sistemas rotativos.

2.4 PEÇA TESTE PADRÃO

Os padrões ISO, como ISO 230-1: 2012, ISO 10791-10: 2007, ISO 13041-8: 2004 definem testes sem carga para medir o erro de posicionamento das máquinas-ferramenta. Mas esses testes estão longe das condições reais de usinagem. Existem algumas operações, como furação ou mandrilamento, que são semelhantes a uma interpolação ponto-a-ponto, mas geralmente, as operações de usinagem envolvem duas ou mais interpolações de eixo. Alguns testes, como os testes de circularidade, medem os erros de contorno em condições sem carga. A informação desses testes inclui erros de interpolação entre dois ou mais eixos (LACALLE; LAMIKIZ, 2009).

Esta informação é valiosa principalmente para fabricantes de máquinas-ferramenta, pois são dados relevantes para compensar e ajustar a dinâmica de eixos da máquina. No entanto, os usuários da máquina-ferramenta precisam do desempenho real durante as operações de usinagem. É por isso que o último grupo de testes de verificação indicado por Lacalle e Lamikiz (2009) inclui "peça teste padrão" para verificar justamente o comportamento dos centros de usinagem em condições reais, considerando a interpolação de três ou cinco eixos.

O mais conhecido é a peça teste padrão NAS 979, que foi desenvolvida em 1969 e é a base da peça descrita na ISO 10791-7: 2014 (Fig. 2.15). O padrão define dois tamanhos diferentes para a peça teste: 320 mm e 160 mm de comprimento do quadrado externo. Para obter resultados realistas, o padrão recomenda a usinagem da peça teste em um ponto médio dos eixos X, Y e Z da máquina. Além disso, a matéria-prima e as condições de teste devem ser acordadas entre o fabricante da máquina-ferramenta e o usuário final, mas o material mais comum é uma liga de alumínio para maximizar a velocidade de avanço com o desgaste mínimo da ferramenta. Uma vez que a peça teste é usinada, o padrão define uma série de medidas de características, como a perpendicularismo, paralelismo, circularidade, etc. As medições devem ser realizadas em uma máquina de medição de coordenadas (MMC) em sala climatizada.

Figura 2.15 – Peça teste padrão (a) padrão NAS 979 usinada em centro de fresamento horizontal, (b) desenho da peça teste NAS979 com algumas especificações de tolerância (Adaptado de Smith, 2016).

Smith (2016) cita que apesar da adoção do teste de usinagem da peça teste NAS 979 pela indústria em geral, ela possui várias limitações significativas, e estas são as seguintes:

- o tamanho geral da peça é relativamente pequeno - quando comparado com o do envelope volumétrico de um centro de usinagem típico;
- as características circulares não podem ser comparadas diretamente com uma instrumentação diagnóstica – tipicamente o “*Ballbar*”, pois o diâmetro desta característica de rotação difere dos comprimentos padrões dos tamanhos de rotação do “*Ballbar*”;
- o peso da peça não se compara de forma realista (ou seja, no estado de máquina carregada) a qualquer peça de trabalho normalmente colocada na mesa da máquina - o que significa que as verdadeiras condições de carregamento da máquina-ferramenta não são diretamente alcançadas.

Lacalle e Lamikiz (2009) citam também que o teste ISO 10791-7 (2012) não inclui superfícies complexas, enquanto muitos usuários exigem alta precisão em aplicações de contorno 3D. É por isso que diferentes peças teste foram projetadas nos últimos anos, como as chamadas peças NCG (Fig. 2.16).

Essas peças de teste são amplamente difundidas devido à demanda do cliente e podem ser vistas em muitas feiras ou salas de exposição para demonstrar as capacidades da máquina-ferramenta, mas nenhuma delas está incluída nos regulamentos padrões da ISO. A maioria das peças de teste projetadas são para centros de usinagem de 3 eixos, no entanto, a demanda por centros de usinagem de 5 eixos está aumentando rapidamente e há uma falta de peças específicas e testes de validação para este tipo de máquina. Na verdade, a ISO 230 define algumas orientações gerais para verificar a precisão de posicionamento dos eixos rotativos, mas não há testes para avaliar o erro de interpolação entre dois eixos rotativos ou a combinação de eixos rotativos lineares.

Portanto, alguns projetos de pesquisa foram desenvolvidos para completar os padrões atuais e incluem procedimentos específicos de teste de máquina multi-eixos. Por exemplo, a Fig. 2.17 mostra o desenho de uma peça teste específica para centros de usinagem de cinco eixos. Nesta peça, algumas características usinadas ajudam a avaliar a posição dos eixos rotativos, enquanto outras são orientadas para avaliar a precisão das operações de fresamento de múltiplos eixos, como o fresamento do flanco.

<p>Figura 2.16 Geometria da peça teste padrão NC-Gesellschaft (Adaptado Lacalle e Lamikiz 2009)</p>	<p>Figura 2.17 Nova peça teste padrão desenvolvida por Fatronik e Universidade do país Basco para centros de usinagem 5 eixos (fonte: Lacalle e Lamiski, 2009)</p>

O desenvolvimentos de novas peças de teste, assim como os métodos de teste e, o que é mais importante, a padronização e generalização deles são a única maneira de se avaliar o desempenho da máquina-ferramenta e comparação das máquinas-ferramenta (LACALLE; LAMISKI, 2009).

A norma ISO 10791-7: 2014 mostra diferentes exemplos de peças teste para a avaliação de erros geométricos em máquinas-ferramenta, medindo diferentes características da peça de trabalho. Estão disponíveis outros padrões que descrevem peças teste, como a VDI 5211 Parte: 2 (2013) para máquinas CNC de 5 eixos. Embora esses testes de usinagem ofereçam uma demonstração da precisão geral, eles não permitem avaliar os erros de posição e orientação e os erros de movimento dos diferentes eixos.

As peças teste padronizadas são projetadas para avaliar os erros geométricos das máquinas-ferramenta. A pesquisa atual nesta área concentra-se principalmente na criação de novos projetos de peças teste que sejam capazes de avaliar os erros térmicos das máquinas-ferramenta de 5 eixos. Ibaraki e Ota (2014) ampliaram um projeto anterior de uma peça teste para a medição de erros induzidos termicamente na movimentação de eixos rotativos. Para medir os efeitos térmicos, foram usinadas três peças testes diferentes por períodos de 25 minutos. As características dos desvios térmicos foram medidas diretamente na máquina, sob o pressuposto de que os eixos lineares têm pequenos erros volumétricos em comparação com os eixos rotativos. Höfer e Wiemer (2017) projetaram uma peça teste compacta para a avaliação dos deslocamentos translacionais induzidos termicamente da ponta da ferramenta de corte. A peça teste apresentava diversas superfícies de referência usinadas no início do ciclo de teste. A entrada de calor no sistema foi através da rotação do motofuso, assim como devido a movimentação dos eixos.

A Fig. 2.18 mostra a peça teste utilizada no trabalho de Blaser et al (2018) com suas características geométricas para identificar os desvios térmicos de uma máquina-ferramenta 5 eixos de grande porte. Para esta peça teste específica, foi decidido gerar 156 características geométricas, onde 12 estados térmicos de erro puderam ser medidos. Um total de 60 faixas foram usinadas para capturar os desvios na direção Y. As faixas Y fresadas paralelamente ao eixo Z refletem os desvios angulares na direção A enquanto as faixas Y paralelas ao eixo X permitem medir os desvios angulares na direção C. As outras 96 faixas usinadas permitiram capturar os desvios térmicos em X e Z, bem como o erro radial.

Figura 2.18 - Peça teste para verificação de erros térmicos em máquina-ferramenta 5-eixos de grande porte (Blaser et al, 2018)

2.5 ERROS TÉRMICOS

A precisão das máquinas-ferramenta depende diretamente dos erros de posicionamento. Os erros de posicionamento totais podem ser constituídos por até 75% de erros térmicos, que combinam influências de fontes de calor internas da máquina e do meio ambiente (KIM, 2001). O uso contínuo de uma máquina-ferramenta gera calor, o que leva a erros térmicos devido à expansão térmica das ligações e conexões dos elementos estruturais da máquina (ARONSON, 1990). O calor gerado pelos sistemas de acionamento, como motores principais, fusos de esferas, rolamentos etc. incide na estrutura da máquina através das conexões mecânicas, e provoca a deformação térmica da estrutura da máquina-ferramenta (RAMESH R. et al, 2000).

O deslocamento ou erro térmico é definido pela norma ISO 230-3 (2007) como uma mudança de distância entre dois objetos, associado à mudança na distribuição de temperatura estrutural devido às fontes de calor internas e externas.

Bryan (1990) apresentou um diagrama de blocos considerando os efeitos térmicos em máquinas-ferramenta, Figura 2.19. Este diagrama agrupa de forma resumida as principais fontes de erros térmicos, as possíveis causas e os efeitos das variações de temperatura na máquina-ferramenta.

Figura 2.19 - Diagrama de influências térmicas. (Adaptado de BRYAN, 1990).

Segundo Kwasny, Turek e Jedrzejewski (2011), a variação na temperatura dos subconjuntos da máquina-ferramenta causada por seu trabalho ou o impacto ambiental é a causa de seus erros térmicos (geralmente significativos). Em muitos casos, erros desse tipo determinam a precisão da peça que está sendo usinada. As variações de temperatura são geradas por diferentes fontes de calor, tais como:

- motores, especialmente em unidades de eixo controlado;
- rolamentos, especialmente rolamentos de fusos de esferas;
- acoplamentos e engrenagens;
- sistema hidráulico;
- processo de usinagem;
- atuadores e sistemas de controle.

Fontes de calor internas e externas têm de ser modeladas para simular de maneira eficiente a distribuição de temperatura e as deformações térmicas de uma máquina-ferramenta (ATTIA; FRASER, 1999).

2.5.1 Fontes de erros térmicos em máquinas-ferramenta

Basicamente as fontes de calor em máquinas podem ser divididos em dois grupos: fontes de calor internas e externas. Essencialmente assume-se que parte da energia fornecida para a máquina seja convertida em calor, afetando a estrutura da máquina, seus componentes e consequentemente as peças usinadas através de três modos de transmissão: condução, convecção e radiação. Se o calor que entra na máquina e o calor dissipado para o ambiente estão balanceados, a máquina está em equilíbrio térmico (RAMESH, 2003). Exemplos de fontes internas de calor são:

- *Calor liberado durante o processo de usinagem.* A taxa de geração de calor de corte pode ser expressa por

$$Q = \frac{\sum \eta_i F_i v_i t_i}{t_{tot}} \quad (1)$$

Onde η_i é a eficiência; F_i e v_i são a força e a velocidade de corte respectivamente; t_i e t_{tot} são o intervalo de tempo de aplicação de F_i e v_i , e o intervalo de tempo total, respectivamente. Normalmente adota-se a unidade para a eficiência η_i , sendo toda energia da usinagem convertida em calor (GIM, 1997).

- *Perdas mecânicas.* Atritos mecânicos e viscosidade dos fluidos são responsáveis por perdas mecânicas. A taxa de geração de calor devido a perdas mecânicas pode ser formulada como:

$$Q = \eta F v \quad \text{para elementos com movimentos lineares} \quad (2)$$

ou

$$Q = \eta \tau_f \omega \quad \text{para elementos com movimentos rotativos} \quad (3)$$

Onde η é a eficiência; F é a força de atrito; v é a velocidade de deslizamento; τ_f é o torque de atrito; ω é a velocidade angular.

Normalmente adota-se a unidade para a eficiência η_i , sendo toda energia mecânica convertida em calor. Devido à movimentação de componentes pesados e altas pré-cargas, as perdas por atrito contribuem significativamente para reduzir a eficiência total da máquina (GIM, 1997).

- *Perdas elétricas.* Máquinas CNC modernas usam inúmeros componentes elétricos e eletrônicos que tornaram as montagens mecânicas mais simples e precisas. Como consequência as perdas elétricas devem ser levadas em consideração. A eficiência típica de um motor elétrico é de aproximadamente 80%. Além disso, a potência perdida pelos sistemas de controle e de amplificação giram em torno dos 15% (RAMESH, 2003). O motofuso é normalmente a principal fonte de calor e sua refrigeração é mandatória nos atuais projetos de máquinas-ferramenta.

Segundo Weck (1998) as principais fontes de calor externas são:

- *Ambiente.* Uma fábrica normalmente sofre grandes flutuações de temperatura ambiente, humidade e pressão atmosférica conforme as condições climáticas. Além disso, a radiação do sol e das lâmpadas contribuem com uma parcela adicional de calor. Todos estes fatores atuam em conjunto sobre a máquina, resultando em um comportamento térmico complexo.
- *Pessoa.* O contato direto entre as pessoas e a máquina também alteram o estado térmico da máquina. A radiação emitida pode contribuir sensivelmente como um fator prejudicial em usinagens de alta precisão ou em operações de medição por exemplo.
- *Inércia térmica.* Leva-se tempo para mudar o estado térmico de um corpo. Tanto a estrutura da máquina-ferramenta quanto as peças de trabalho usinadas carregam a inércia térmica de operações anteriores além das flutuações de temperatura ambiente.

2.5.1.1 Geração de calor em rolamentos

A maior parcela de geração de calor em máquinas-ferramenta é causada pelo processo de usinagem e pelo atrito entre as esferas e as pistas dos rolamentos (HARRIS, 2001). Mas, em geral, o calor da usinagem é removido pelo fluido refrigerante e pelos cavacos, de modo que o atrito entre as esferas e as pistas dos rolamentos são o motivo predominante para a elevação da temperatura do sistema.

Segundo Li, X (2017), o torque de atrito total em um rolamento é uma medida da perda de energia nas superfícies de contato dos componentes do

rolamento, bem como a perda de energia devido ao atrito viscoso. A estimativa analítica do torque de atrito é sobrecarregada com uma multiplicidade de fatores, como o atrito entre os elementos rolantes e as pistas e a gaiola e a mudança na viscosidade do lubrificante devido ao aumento da temperatura e, portanto, é acompanhada por incertezas (HARRIS, 1998).

Uma relação empírica proposta por Palmgren (1945) foi usada para produzir resultados realistas em Tu e Stein (1998) e Xu et al. (2011). Vale ressaltar que essas fórmulas assumem que existe um filme elasto-hidrodinâmico entre as superfícies de contato do rolamento. O torque de atrito total em um rolamento de esferas é dado por Palmgren (1945) através da relação (HARRIS, 2001).

$$T_{rd} = T_{rl} + T_{rv} \quad (4)$$

Sendo: T_{rd} torque de atrito do rolamento (N.mm); T_{rl} torque devido o atrito mecânico do rolamento (N.mm); T_{rv} , torque devido o atrito viscoso do rolamento (N.mm); Onde:

$$T_{rl} = f_1 F_r d_{rm} \quad (5)$$

Sendo:

$$d_{rm} = \frac{D_{re} + d_{ri}}{2} \quad (6)$$

$$F_r = 3F_{ra} - 0,1F_{rr} \quad (7)$$

$$f_1 = z \left(\frac{F_r}{C_0} \right)^y \quad (8)$$

Onde: d_{rm} é o diâmetro da trajetória do centro das esferas (mm); D_{re} diâmetro do anel externo (mm); d_{ri} diâmetro do anel interno (mm); F_r carga equivalente (N); F_{ra} carga axial (N); F_{rr} carga radial (N); C_0 capacidade de carga estática (N); z fica entre 0,0006 e 0,0009 (valores mais baixos para rolamentos de séries mais leves, valores mais elevados, para rolamentos de séries mais pesadas); y vale 0,55.

$$T_{rv} = 10^{-7} f_0 (v_0 n)^{2/3} d_{rm}^3 \quad (9)$$

Sendo: v_0 viscosidade cinemática (mm²/s), n rotação em rpm, f_0 é um fator que depende do tipo de rolamento e da condição de lubrificação.

Tu e Stein (1998) modificaram estas equações para considerar o efeito da pré-carga térmica induzida:

$$T_{rv} = 0,8f_v(\mu_v n)^{2/3}(r_{in} + r_b)^3 \quad (10)$$

$$T_{rl} = \mu_l f_l (F_r + F_t)(r_{in} + r_b) \quad (11)$$

Onde: f_v e μ_l indicam o coeficiente de atrito de rolamento e o coeficiente de atrito deslizante, respectivamente. F_n e F_t são a força normal de contato e a pré-carga induzida termicamente, respectivamente. O raio do anel interno e o raio da esfera são r_{in} e r_b , respectivamente, e μ_v é a viscosidade do lubrificante. A velocidade de rotação é indicada por n em rotações por minuto (rpm), e f_l é um coeficiente relacionado à direção do rolamento, que depende do projeto do rolamento conforme especificado no catálogo do fabricante.

O calor total de atrito, Q_r , gerado no rolamento é dado por (HAITAO, 2007):

$$Q_r = \frac{2\pi n}{60} T_r \quad (12)$$

O atrito de contato entre os elementos rolantes e as pistas de rolamento durante o funcionamento dos rolamentos geram perda de calor. E a condição alternada de movimento e parada leva também a uma troca de calor entre os componentes do anel interno e externo do rolamento.

2.5.1.2 Geração de calor na porca do fuso de esferas

Yun et al. (1999) analisaram a contribuição individual do fuso de esferas e das guias lineares no erro térmico total de um centro de torneamento. Para estimar o torque e o calor de atrito devido o contato entre o fuso de esferas e a porca, utilizaram as expressões (13) e (14) respectivamente:

$$T_{ana} = \int \mu W r dx \quad (13)$$

$$Q_f = T_{ana} \cdot \bar{w} = \int \mu W r \bar{w} dx \quad (14)$$

Onde: T_{ana} é o torque de atrito estimado, Q_f é o calor gerado pelo atrito, μ é o coeficiente de atrito, W é a carga distribuída na porca, r é o raio do fuso de esferas, $\bar{w}$ é a velocidade angular.

Shi et al (2015) investigaram o efeito da expansão térmica no erro induzido termicamente de uma unidade acionada por fuso de esferas de uma máquina-ferramenta. Classificaram as principais fontes de calor como motor elétrico, rolamentos e a porca, como indicado na Fig. 2.20.

**Figura 2.20 - Esquema de geração de calor de um sistema de parafuso de esfera
(Adaptado de Shi et. al 2015).**

A geração de calor do motor elétrico depende de sua eficiência energética enquanto as do rolamento e da porca resultam do atrito entre as partes móveis. A quantidade de calor gerada por um motor elétrico é aproximadamente expressa em termos de sua entrada e potência de saída como:

$$Q_M = P_{in} - P_{out} \quad (15)$$

Onde Q_M é a taxa de geração de calor do motor elétrico, P_{in} é a entrada de energia elétrica no motor elétrico e pode ser obtido pelo produto de tensão e corrente, P_{out} é a saída de energia mecânica pelo motor elétrico na forma de torque e rotação.

Conforme Xu et al (2011) o princípio da geração de calor na porca do fuso de esferas é muito semelhante ao dos rolamentos de esferas em geral. O calor é gerado principalmente pelo atrito entre as esferas e as ranhuras da porca e entre as esferas e os sulcos do eixo do fuso de esferas. A carga da porca consiste de duas partes: a pré-carga e a carga dinâmica. A geração de calor pela porca pode ser definida conforme Verl e Frey (2010) e Li et al. (2017) como:

$$Q_p = 0,12 f_0 v_0 \pi n T_f \quad (16)$$

$$T_f = T_{fl} + T_{fp} \quad (17)$$

$$T_{fl} = \frac{F_l P}{2\pi\eta} (1 - \eta^2) \quad (18)$$

$$T_{fp} = \frac{F_p P}{2\pi\eta} (1 - \eta^2) \quad (19)$$

Onde Q_p é a taxa de calor de atrito gerada na porca, f_o é um fator relacionado ao tipo da porca e ao método de lubrificação, ν_o é a viscosidade cinemática do lubrificante (mm^2/s), n é a velocidade de rotação do fuso de esferas (rpm), η é a eficiência da porca do fuso de esferas, P é o passo, F_l é a carga operacional, F_p é a pré carga na porca e T_f é o torque total de atrito da porca.

2.5.1.3 Geração de calor na guia linear

Em guias lineares de rolamento, o contato entre as esferas e as pistas são considerados como tipo de contato Hertziano (ZOU; WANG, 2015). A Fig. 2.21 mostra a geometria da esfera e dos canais ou sulcos do carro e a representação da elipse de contato.

Figura 2.21 - Geometria dos corpos em contato e elipse de contato (Zou e Wang, 2015).

O calor gerado na interface de contato da guia linear depende fortemente da energia de atrito. De fato, a estimativa exata do calor de atrito impõe muitas dificuldades devido às várias fontes de atrito. Em geral, as principais fontes de atrito em guias lineares incluem o atrito de deslizamento, atrito de rolagem e atrito de

histerese elástica. Em Zou e Wang (2015), assume-se que a energia de atrito gerada em cada zona de contato é totalmente convertida em calor e o calor é dividido igualmente entre a esfera e o canal de rolamento. Assim, o fluxo de calor médio na superfície dos elementos da região elíptica do i -ésimo canal de rolamento q_i pode ser:

$$q_i = \frac{1}{2} \sum_{j=1}^N \frac{f_i v}{a_i L} \quad (20)$$

Onde N é o número de esferas carregadas em uma pista, v é a velocidade da guia linear, a_i é o eixo das elipses de contato da i -ésima esfera, L é o comprimento da zona de carga das esferas, f_i é o atrito de deslizamento.

Em contraste com o modelo de geração de calor dos rolamentos, que foram desenvolvidos por muitos pesquisadores, a modelagem da geração de calor em guias lineares não foi abordada (CHENG et al 2017). O calor de atrito total gerado em uma guia de movimento linear vem da força de atrito entre os elementos rolantes, o trilho e o carro. Quase toda a perda de atrito em um rolamento é transformada em calor dentro do próprio rolamento e faz subir a temperatura do mesmo. O valor da taxa de calor gerada por atrito no contato do carro da guia linear com o trilho, foram utilizadas as formulações apresentadas por Cheng et al (2014) e Jang et al (2017)

$$Q_g = \eta F_g V \quad (21)$$

Onde: F_g é a força de atrito calculada a partir da Eq. (21) e V é a velocidade de avanço.

Segundo Cheng et al. (2014), a força de atrito é uma composição da força de atrito de *Coulomb*, do atrito viscoso e da força de efeito *Stribeck*, que resulta em:

$$F_g = (0,315 - 0,03p_c)V F_l \times 10^{-3} + V \frac{1,52p_c L_b}{v_i e^{-0,067(T-T_i)}} e^{-V/0,015} + V L_b (0,003 L_b p_c V v_i e^{-0,067(T-T_i)} + 0,029) \quad (22)$$

Sendo F_g a força total de atrito (composição da força de atrito de Coulomb, efeito Stribeck e atrito viscoso) em N, F_l a carga externa (N), p_c a classe de pré carga (μm), V a velocidade (m/s), v_i a viscosidade cinemática (mm^2/s), e L_b o comprimento ativo do carro (mm).

Com este modelo é possível obter várias taxas de calor de atrito alterando os parâmetros operacionais. A taxa de calor aumenta com o aumento dos parâmetros operacionais, como velocidade (V), carga externa (F) e classe de pré-carga (p_c).

2.5.1.4 Geração de calor no motofuso

Haitao et al. (2007) e Uhlmann (2012) simularam o comportamento térmico do motofuso de acionamento direto através do MEF e de validação experimental com medições de temperatura e do erro térmico. As condições de contorno térmicas para a simulação MEF do calor gerado nos rolamentos foram obtidas através das Equações 4, 5 e 9 (HARRIS, 2001):

$$T_r = T_{rl} + T_{rv} \quad (4)$$

$$T_{rl} = f_1 F_r d_{rm} \quad (5)$$

$$T_{rv} = 10^{-7} f_0 (v_0 n)^{2/3} d_{rm}^3 \quad (9)$$

Em seu trabalho, Uhlmann (2012) modelou e analisou o comportamento térmico de um motofuso de alta velocidade em regime transitório, onde considerou as diversas fontes de calor e condições de contorno do sistema.

A Fig. 2.22 mostra as fontes de calor e as condições de contorno do motofuso. As principais fontes de calor são o motor e os rolamentos. As condições de contorno incluem a transferência de calor de contato dentro das peças do motofuso e entre o motofuso, o cabeçote do motofuso e o revestimento do sistema de refrigeração para o estator do motor, bem como convecções de ar nas aberturas internas e convecção com o ar ambiente.

Algumas hipóteses foram adotadas para a modelagem térmica:

- A radiação de calor para o entorno foi ignorada.
- O fluxo de calor do fluido de refrigeração é grande o suficiente para que a flutuação da temperatura do fluido não seja considerada.
- A perda de calor por atrito com ar é muito menor do que as outras fontes de calor, de modo que foi ignorado.

Figura 2.22 - Fontes de calor e condições de contorno do motofuso de alta velocidade (Uhlmann, 2012)

As perdas de energia que ocorrem no motor síncrono de ímã permanente são perdas na bobina, na armadura e perdas no núcleo do rotor (UHLMANN, 2012). As perdas de bobinamento da armadura são definidas em Gieras (2002) pela equação (23):

$$\Delta P_{Cu} = sI^2 R k_R \quad (23)$$

onde s é o número de fases, I é a corrente da armadura, R é a resistência da bobina da armadura e k_R é o coeficiente de efeito para os condutores da armadura.

Segundo Gieras, (2012) as perdas na armadura e no núcleo do rotor podem ser calculadas com base nas perdas específicas do núcleo do rotor, conforme a equação (24):

$$\Delta P_{Fe} = \Delta p_{1/60} (f/60)^{4/3} k_a B^2 m_c \quad (24)$$

onde k_a é o fator que leva em conta o aumento das perdas devido aos processos metalúrgicos e de fabricação, B a densidade do fluxo magnético, m_c é a massa do núcleo e $\Delta p_{1/60}$ é a perda específica do núcleo em $B = 1\text{T}$ e $f = 60\text{Hz}$.

Weidermann (2001) modelou os rolamentos do motofuso como uma estrutura cilíndrica oca de três camadas, na qual a camada do meio representava todos os elementos rolantes. O calor é trocado entre a pista interna, os elementos

rolantes e a pista externa através da condução de calor. A condutância térmica de contato entre elementos rolantes e as pistas pode ser empiricamente obtida através da velocidade de rotação do rolamento pelas equações (25) e (26):

$$h_b = z\sqrt{14 + 2\ln v - 2\ln d_w d_w^2/2400} \quad (25)$$

$$v = n(d + d_w)/19099 \quad (26)$$

onde d_w é o diâmetro dos elementos rolantes, d é o diâmetro interno dos rolamentos, z é o número de elementos rolantes, v é a velocidade dos elementos rolantes, n é a velocidade de rotação do motofuso. Supõe-se que, metade do calor é distribuído para as pistas, e a outra metade é aplicada aos elementos rolantes.

Conforme Gleich (2008), se o rendimento global do motofuso, η_{ges} , for conhecido, a potência dissipação, P_{dis} , pode ser encontrada para uma condição de carga específica do motofuso à partir da potência nominal, P_{nom} , pelas equações (27) e (28):

$$P_{nom} = T \cdot \omega \quad (27)$$

$$P_{dis} = (1 - \eta_{global}) \cdot P_{nom} \quad (28)$$

O valor do rendimento global η_{ges} normalmente está indicado na placa de identificação ou na documentação do próprio motofuso. Dependendo do tamanho e tipo, a dissipação de potência total é distribuída entre os rolamentos frontais, motor e rolamentos traseiros. Para um motofuso usado para um fresamento com 40 kW de potência nominal, por exemplo, as seguintes percentagens decorrem de acordo com o fabricante: motores de 85-90% e rolamentos de 10-15%.

Os valores do torque T e da velocidade angular nominal ω referem-se ao ponto de operação avaliado na temperatura de funcionamento do motofuso. Em temperaturas mais baixas, a viscosidade do óleo pode levar a um aumento das perdas de energia nos mancais do motofuso. Através de projetos sofisticados ao longo dos anos, conseguiu-se que o rendimento do motofuso de fabricantes distintos diferissem muito pouco (GLEICH, 2008).

Liu T. et al (2017) desenvolveram uma estratégia para dissipar o calor em uma unidade de motofuso. Baseado na modelagem matemática da geração de calor foi desenvolvido um sistema de arrefecimento mais eficiente. Conforme ilustrado na Fig. 2.23, ocorrem principalmente perdas de potência no motor e nos rolamentos na

conversão de energia de uma unidade motofuso que opera em um ambiente com temperatura constante de 20°C.

Figura 2.23 - Conversão de energia de uma unidade motorizada de fuso motorizado
(Adaptado de Liu T. et al 2017).

O primeiro diagrama de blocos da Fig. 2.23 inclui a perda magnética do motor, a perda elétrica, a perda mecânica e algumas perdas adicionais, e o segundo é atribuído principalmente ao atrito gerado nos rolamentos. Geralmente, a maioria destas perdas de energia contribuem para a geração interna de calor no motofuso, para causar os erros térmicos e, conseqüentemente, para a diminuição da precisão de usinagem. Para resolver este problema, sistemas de recirculação de fluido refrigerante são sempre aplicados ao motor e aos rolamentos para garantir a dissipação em suas gerações de calor causado por perdas de energia, e para reduzir o calor nocivo absorvido pela estrutura do motofuso.

A estrutura física de um motofuso típico é ilustrada na Fig. 2.24. Suas principais fontes de calor são: rolamentos dianteiros, rolamento traseiro e o motor. Canais de circulação de fluido refrigerante são projetados em torno dessas fontes de calor para realizar a dissipação do calor gerado (LIU T. et al, 2017).

Figura 2.24 - Projeto de fontes de calor do fuso e canais de refrigerante
(Adaptado de Liu T. et al 2017).

Segundo Liu T. et al. (2017), a modelagem da potência térmica dos rolamentos e do motor do motofuso são vitais para a estimativa de geração de calor do motofuso em tempo real, o que é fundamental para a implementação de uma estratégia de dissipação. Desta forma, para um motofuso operando em ambiente com temperatura controlada em 20°C, a condução de calor Φ_{con} (W) está associada a geração de calor Φ_{gen} (W) e as dissipações Φ_{coo} (W), que são descritas na Fig. 2.25.

Figura 2.25 - Associação de geração de calor do fuso, dissipações e conduções
(Adaptado de Liu T. et al 2017).

Os modelos de estimativa da potência térmica do motor do motofuso são estabelecidos a seguir:

Rolamentos do motofuso: Geralmente, o calor do rolamento é gerado nas áreas de contato devido ao atrito entre as esferas e as pistas internas e externas (HARRIS, 2001). Então a modelagem da energia térmica dos rolamentos dianteiros e do rolamento traseiro do motofuso pode ser determinada pela Eq. (4) já apresentada.

Motor do eixo: A potência de geração de calor Φ_m (W) do motor do motofuso é atribuída principalmente à sua perda magnética P_h (W), perda elétrica P_{CU} (W) e perda mecânica P_f (W), sendo ignorada a perda adicional (equação 29):

$$\Phi_m = P_h + P_{CU} + P_f \quad (29)$$

Na Eq. (29), a perda magnética P_h (W) pode ser calculada pela soma das parcelas de perda de histerese P_t (W) e perda de corrente parasita P (W), que são definidas nas equações (30) e (31), respectivamente:

$$P_t = C f B_{\max}^2 \quad (30)$$

$$P = \frac{\pi^2 t^2 (f B_{\max})^2}{6 \rho \gamma_c} \quad (31)$$

Na Eq. (30), C é um valor constante relativo às classes de aço elétrico; f (s⁻¹) é a frequência de magnetização; $B_{\max}$ (T) é a máxima densidade de fluxo magnético; t (m) é a espessura da chapa de aço de silício; γ_c (kg/m³) e ρ (Ωm) são a densidade e a resistividade elétrica do núcleo de ferro, respectivamente. Além disso, a perda elétrica P_{CU} (W) na Eq. (29) pode ser calculada pela equação (32):

$$P_{CU} = \frac{I^2 \rho_c L}{S} \quad (32)$$

Na Eq. (32), I (A) é a corrente; ρ_c (Ωm), L (m) e S (m²) são a resistividade, comprimento, área da seção de um condutor. Finalmente, a perda mecânica P_f (W) na Eq. (29) é calculada pela equação (33):

$$P_f = \pi C' \rho_{ar} \omega^3 R_f^4 L_f \quad (33)$$

Na Eq. (33), C' é o coeficiente de atrito; R_f (m) e L_f (m) são o raio externo e o comprimento do rotor; ω (rad/s) é a velocidade angular do rotor; ρ_{ar} (kg/m³) é a densidade do ar.

Segundo Caoa, Zhanga e Chenb (2017), durante a operação do motofuso, os fatores variantes no tempo que influenciam a intensidade da geração de calor do motor incluem principalmente velocidade de rotação do motofuso e a energia elétrica. Além disso, ainda há alguns fatores invariantes no tempo, como propriedades físicas e estruturais, que contribuem para a modelagem da geração de calor no motofuso.

2.5.1.5 Geração de calor na usinagem

Vários estudos investigam o desenvolvimento e a distribuição de temperatura na peça de trabalho em usinagem a seco. Segundo Denkena (2018), existem dois tipos comuns de modelos:

Os modelos empíricos determinam a entrada de calor dependendo dos parâmetros de corte com base em resultados experimentais. Schweinoch et al. (2015) combinou um modelo empírico para calcular a entrada de calor com um modelo numérico da peça para simular o fluxo de calor em uma peça de trabalho durante o processo de fresamento. Com base nas forças de corte calculadas com a equação de Kienzle (1952), eles estimaram o calor resultante. Para simular o fluxo de calor e as condições de contorno, utilizou-se um modelo de diferenças finitas. A remoção de material é representada por elementos de desativação do modelo de diferenças finitas. Para furação a seco Fleischer et al. (2007) apresentaram uma abordagem baseada em regressão para determinar a entrada de calor como uma função dos parâmetros de corte. A pesquisa focou na influência da velocidade de avanço e velocidade de corte. Outros parâmetros importantes, como a geometria da broca e o material da peça, não foram considerados. Pabst (2008) ampliou esta abordagem de regressão para o fresamento a seco, furação e alargamento. No entanto, esses métodos requerem um ajuste dos parâmetros do modelo para cada combinação de ferramenta, material da peça e parâmetros do processo. Isso não seria viável na prática industrial, devido ao esforço inicial necessário.

A segunda abordagem de Denkena (2018) refere-se aos modelos numéricos da zona de corte. Eles incluem a formação de cavacos e o atrito gerado durante o processo de corte do material. Os parâmetros de entrada do modelo são as

propriedades do material, os parâmetros de usinagem e a geometria da ferramenta. Schindler et al. (2014) usaram um modelo numérico de elementos finitos do processo de formação de cavacos para prever o fluxo de calor resultante em um processo de torneamento a seco.

Para parametrizar os modelos numéricos automaticamente, é comum comparar os resultados da simulação com as medidas reais e ajustar os parâmetros do modelo de maneira iterativa. O fluxo de calor simulado e os parâmetros térmicos para a troca de calor variam até que as temperaturas simuladas correspondam às medidas (DENKENA et al, 2018).

2.5.1.5.1 Modelagem matemática

A maior parte da potência consumida na usinagem dos metais é convertida em calor próximo à aresta cortante da ferramenta. A quantidade de calor gerada na usinagem aumenta com a velocidade de corte e com a força de corte. Em muitos casos, componentes da ferramenta podem difundir-se para dentro do cavaco ou reagir quimicamente com a peça ou fluido corte, por conta das altas temperaturas. Existem, portanto, limites para a velocidade de corte e para o avanço devido às elevadas temperaturas na ferramenta. O aumento da temperatura na região de corte também causa dilatação térmica na peça, afetando sua dimensão e, assim, inviabilizando o processo de usinagem (MACHADO et al. 2015).

O calor gerado durante a formação de cavacos tem sido extensivamente estudado por meio de técnicas analíticas. O ponto de partida para a maioria dos estudos nessa área tem sido os modelos desenvolvidos, na metade do século XX, por Trigger e Chao (1951), bem como os de Loewen e Shaw (1954), todos usando o corte ortogonal. Ambos os estudos partiram do princípio de que o fluxo de calor se dá em regime permanente e que a temperatura gerada na interface ferramenta/cavaco está associada à temperatura produzida pelo cisalhamento na zona primária ou ao aumento de temperatura causado pelo atrito entre o cavaco e a superfície de saída (MACHADO et al, 2015). Segundo o modelo de Trigger e Chao (1951), o aumento médio da temperatura de deformação do cavaco pode ser calculado pela Equação (34):

$$T_z - T_o = \frac{A_1 [F_c \cdot v_c \cdot (1 - B_1) - F_f \cdot v_{cav}]}{c \cdot \rho \cdot v_c \cdot f \cdot l'} \times 10^6 \quad (34)$$

Onde:

T_z = temperatura do cavaco assim que deixa a zona primária de cisalhamento [K]

T_o = temperatura ambiente [K]

A_1 = fração de energia de deformação transformada em calor ($A_1 = 0,875$ para aço)

F_c = força de corte (N)

v_c = velocidade de corte (m/min)

B_1 = proporção de calor que flui para a peça ($B_1 = 0,1$)

F_f = força de avanço (N)

v_{cav} = velocidade do cavaco em relação à ferramenta (m/min)

c = calor específico do material do cavaco (J/kgK)

ρ = densidade do material do cavaco (kg/m³)

l' = comprimento do traço do plano de cisalhamento (mm)

A Equação (35) calcula o aumento de temperatura devido ao atrito ferramenta/cavaco na superfície de saída, assumindo uma fonte móvel de calor sobre a superfície estacionária do cavaco sob condições de regime permanente:

$$T_f - T_o = \frac{B_2}{9 \cdot (5\pi)^{1/2}} \frac{F_T}{k \cdot m} \left[\frac{k \cdot v_{cav}}{60 \cdot l_c} \right] \times 10^6 \quad (35)$$

Onde:

T_f = aumento de temperatura devido ao atrito ferramenta/cavaco [K]

B_2 = fração de calor carregada pelo cavaco

F_T = força tangencial de atrito na superfície de saída (N)

K = difusividade térmica do material do cavaco = $k/c\rho$ (m²/s)

k = condutividade térmica

m = largura de contato ferramenta/cavaco (mm)

l_c = comprimento de contato ferramenta/cavaco (mm).

No modelo desenvolvido por Loewen e Shaw (1954), admitem-se as seguintes as hipóteses:

- Toda a energia gerada nas fontes primária e secundária é transformada em calor, sendo a energia total conservada.

- As fontes de geração de calor se concentram em planos.
- O fluxo de calor nessas regiões é constante.
- Não há dissipação de calor para o ambiente na região de formação de cavacos.

Mesmo considerando essas aproximações, ressalta-se que a determinação da temperatura média no plano de cisalhamento e na superfície de saída da ferramenta é bastante complexa, e mais aproximações deverão ser feitas para que o problema tenha uma solução analítica (MACHADO et al, 2015). A interface ferramenta/cavaco foi modelada por Shaw (1986) como sendo uma fonte de calor retangular sobre dois corpos semi-infinitos em contato por meio de uma área retangular. Para a ferramenta, a fonte é estacionária; para o cavaco, é móvel. Ambas dividem o calor em determinadas proporções, as quais são encontradas admitindo-se temperaturas médias iguais na interface. A fração que flui para o cavaco é R_2 (corpo com a fonte móvel), e para a ferramenta é $(1 - R_2)$ (corpo com a fonte estacionária).

A energia total q_2 [W/mm²] produzida pelo atrito entre a superfície do cavaco e da ferramenta é dada pela equação (36):

$$q_2 = \frac{F_T \cdot v_{cav}}{l_c \cdot b} = \frac{u_f \cdot v_c \cdot h}{b} \quad (36)$$

Onde: b é a largura de corte (mm), h espessura de corte (mm), u_f energia específica para o cisalhamento (J/mm³).

A temperatura média na superfície do cavaco é obtida por duas parcelas: a devida ao cisalhamento no plano de cisalhamento, e a devida ao atrito com a superfície de saída da ferramenta, conforme a equação (37).

$$\bar{T}_{cav} - T_o = \bar{T}_f + \bar{T}_z = \frac{0,377 \cdot (R_2 \cdot q_2) \cdot l_c}{k_2 \cdot \sqrt{L_2}} \quad (37)$$

onde k_2 é a condutividade térmica do material do cavaco na temperatura T_f e L_2 é dado pela equação (38)

$$L_2 = \frac{v_{cav} \cdot l_c}{4 \cdot K_2} \quad (38)$$

sendo K_2 a difusividade térmica do material do cavaco na temperatura T_f .

Como pode ser observado, a temperatura na região de formação de cavacos sofre a influência de diversos fatores, sendo o principal a velocidade de corte,

seguida pelo avanço e pela profundidade de usinagem. Além disso, deve-se considerar as propriedades físicas dos materiais envolvidos, como a condutividade térmica e sua capacidade térmica. A presença de fluidos de corte na região de formação de cavacos também afeta a temperatura na região, embora não exatamente nas interfaces ferramenta/peça e ferramenta/cavaco (MACHADO et al, 2015). Como a energia despendida na formação de cavacos é, praticamente, toda transformada em calor, essa energia é distribuída entre a peça, a ferramenta e o cavaco em proporções que dependem dos diversos fatores já citados. No entanto, algumas estimativas podem ser feitas com base nos modelos analíticos e em medições experimentais. A Fig. 2.26 mostra um exemplo típico dessa distribuição da potência gerada na usinagem, realizado por Shaw (1986) para ferramenta com geometria definida.

Figura 2.26 - Distribuição típica da energia gerada na formação de cavacos entre a ferramenta, a peça e o cavaco (Adaptado de Shaw, 1986)

Conhecendo-se, portanto, a potência total de usinagem é possível para diferentes níveis de velocidade de corte determinar a parcela de calor que será dissipado pelo cavaco, pela ferramenta e pela peça de trabalho.

2.5.1.5.2 Determinação teórica da força de corte (F_c) no torneamento

A previsão teórica da força de corte F_c se faz necessária para os casos em que se pretende prever a potência de corte ou esforços na estrutura e elementos da máquina-ferramenta. No início do século XX, diversos pesquisadores constataram experimentalmente que os componentes da força de usinagem variam com a seção do cavaco, em uma relação quase linear, em especial a força de corte F_c . A força de corte F_c é a principal componente da potência de usinagem para dimensionamento do motor principal em um projeto de máquina-ferramenta conforme equação (39) (DINIZ et al. 2013).

$$F_c = K_S \cdot A \quad (39)$$

onde K_S é o coeficiente de reação (pressão específica de corte [N/mm²]), A é a área da seção de corte/cavaco [mm²], que é calculada pela equação (40):

$$A = b \cdot h \quad (40)$$

sendo b a largura equivalente de corte do cavaco e h a espessura equivalente de corte do cavaco.

Da Fig. 2.27 o parâmetro a_p é a profundidade de corte da operação (mm), f_n é o avanço em mm/volta da ferramenta e K_r é o ângulo de posição principal da ferramenta no processo de usinagem [°].

Figura 2.27 - Seção de corte no processo de torneamento. Fonte: DINIZ et al. 2013

2.5.1.5.3 Determinação teórica da pressão específica de corte no torneamento

Vários autores, Hucks (1951), Kronenberg (1966) apud Diniz et al. (2013) já propuseram fórmulas para o cálculo da pressão específica de corte K_s , em função de alguma propriedade mensurável do material através de ensaios mecânicos conhecidos. Todos eles com relativo sucesso, porém com várias limitações de aplicação em função de abrangência de suas formulações. O fator K_s passou então a ser avaliado através de ensaios de usinagem específicos para cada par peça-ferramenta em função das condições de usinagem.

Segundo Machado et al. (2015), este fato implica na necessidade de correções, sempre que se verificam condições de usinagem muito diferentes das utilizadas nos ensaios para obtenção do fator K_s , como para:

- **Material da Peça:** De uma maneira geral, quanto maior a resistência do material a usinar, maior a resistência ao cisalhamento nos planos de cisalhamento e, portanto maior a força de usinagem.
- **Material da ferramenta:** A afinidade química do material da ferramenta com o material da peça pode promover um forte atrito na zona secundária e a força de usinagem poderá ser aumentada. Se a tendência for diminuir o atrito na interface (ferramentas revestidas), a força de usinagem será diminuída.
- **Geometria da ferramenta:** O ângulo mais influente é o de saída. Uma redução deste ângulo tende a aumentar a área de contato cavaco-ferramenta e impor uma maior restrição ao escorregamento do cavaco por sobre a superfície de saída, aumentando a força de usinagem.
- **Estado de afiação da ferramenta:** O desgaste da ferramenta de corte pode alterar a geometria da ferramenta, porém o efeito maior é devido ao aumento da área de contato com o cavaco/peça com o crescimento do desgaste. Isto faz aumentar a força de usinagem.
- **Uso de fluido de corte:** O uso de fluido de corte como lubrificante, reduz a área de contato cavaco-ferramenta e diminui a força de usinagem. Quando prevalece uma ação refrigerante, pode aumentar a força de usinagem, por promover um aumento da resistência ao cisalhamento do material pela redução da temperatura.

Kienzle (1952) apresentou uma fórmula suficientemente precisa para o cálculo de K_s (apud DINIZ et al. 2013), a qual é apresentada na equação (41)

$$K_s = K_{s1} \cdot h^{-z} \quad (41)$$

onde K_{s1} e z são constantes para o material obtidas através de ensaios de usinagem.

Substituindo as equações 41 e 40 em 39 tem-se para F_c :

$$F_c = K_{s1} \cdot b \cdot h^{1-z} \quad (42)$$

2.5.1.5.4 Determinação teórica da força de corte (F_c) na furação com pré-furo

Para o caso de uma furação com pré-furo é possível adaptar todo o equacionamento proposto para torneamento, uma vez que o pré-furo alivia a alma (aresta transversal) da broca durante a usinagem. Portanto, tem-se somente as arestas de corte da broca em contato com o material. Na Fig. 2.28 temos F_c como sendo a força de corte, D como o diâmetro da broca e d_0 é o diâmetro do pré-furo.

Figura 2.28 - Distribuição da força de corte ao longo das duas arestas principais. Fonte: Próprio autor, 2017

Adaptando a Eq. (43) para um caso de furação com pré-furo tem-se as equações (44) e (45):

$$b = \frac{a_p}{\sin \frac{\varphi}{2}} = \frac{D - D_0}{2 \times \sin \frac{\varphi}{2}} \quad (43)$$

onde b é a largura equivalente de corte do cavaco.

$$h = \frac{f_n}{2} \times \sin \frac{\varphi}{2} \quad (44)$$

onde h é a espessura equivalente de corte do cavaco e φ é o ângulo da ponta da broca.

A força de corte para a condição de furação com pré-furo pode então ser definida como na equação (45):

$$F_C = \left[\frac{K_{s1} \cdot \left(\frac{D-d_0}{2} \right)}{\sin \varphi / 2} \right] \cdot \left[\frac{f_n}{2} \cdot \sin \frac{\varphi}{2} \right]^{1-z} \quad (45)$$

2.5.1.5.5 Determinação teórica da potência de corte (P_c) na Furação com pré-furo

Uma vez conhecida a estimativa de F_c no processo, pode-se obter as relações entre o torque aplicado e potência de corte. Admite-se que a distribuição da força de corte ao longo das duas arestas principais seja simétrica e, desta forma o torque (em N.mm) para a furação com pré-furo é calculada pela equação (46) enquanto a potência é calculada pela equação (47):

$$T = F_C \cdot \frac{(D+D_0)}{2} \quad (46)$$

$$P_C = \frac{T \times n}{9550} \quad (47)$$

sendo n a rotação da broca em rpm, T é o torque dado em N.mm, e a potência de corte P_c em W.

2.5.2 Normas para determinação dos erros térmicos em máquinas-ferramenta

A proposta da norma ISO 230 é padronizar métodos para testar a exatidão de máquinas-ferramenta. Em particular a parte 3 da norma ISO 230 especifica os procedimentos de teste para determinar os efeitos térmicos causados por uma variedade de entradas de calor resultando em distorções da estrutura da máquina ou do seu sistema de posicionamento. É um fato reconhecido que a deformação termoelástica final de uma máquina-ferramenta está intimamente ligada às suas condições de operação. As condições de teste descritas nesta parte da norma ISO 230 não se destinam a simular as condições normais de operação, mas a facilitar a estimativa de desempenho e a determinação dos efeitos ambientais no desempenho da máquina.

Os testes especificados nesta parte da ISO 230 podem ser usados para testar diferentes tipos de máquina-ferramenta ou máquinas-ferramenta individuais para fins de aceitação. Quando os testes são necessários para fins de aceitação, cabe ao usuário escolher, de acordo com o fornecedor / fabricante, os testes relativos às propriedades dos componentes da máquina que sejam de interesse.

A ISO 230-3: 2007 define três testes para a determinação dos efeitos térmicos nas máquinas-ferramentas:

- teste de erro devido à variação de temperatura ambiente (EVTA);
- teste de distorção térmica causada por rotação do motofuso;
- teste de distorção térmica causado pela movimentação de eixos lineares.

De acordo com ISO 230-1: 2012, a máquina deve ser completamente montada e totalmente operacional de acordo com as instruções do fabricante que devem ser registradas. Todas as operações de nivelamento necessárias, o alinhamento geométrico e as verificações funcionais devem ser completadas de forma satisfatória antes de iniciar os testes. Todos os ensaios devem ser realizados com a máquina na condição descarregada, ou seja, em vazio.

Conforme a ISO 1, todas as medidas dimensionais devem ser feitas quando os instrumentos de medição e os objetos medidos (por exemplo, uma máquina-ferramenta) estão em equilíbrio com o ambiente, com a temperatura mantida a 20 °C. Se o ambiente estiver a uma temperatura diferente de 20 °C, a correção de expansão térmica diferencial nominal entre o sistema de medição e o objeto medido (máquina-ferramenta) deve ser feita para corrigir os resultados para corresponder com os de 20 °C.

2.5.2.1 Teste de Erro devido a Variação de Temperatura Ambiente (EVTA)

Os testes EVTAs foram projetados para revelar os efeitos das mudanças de temperatura ambiente na máquina e estimar o erro induzido termicamente durante outras medições de desempenho. Esses testes não devem ser utilizados para comparação de máquinas. Recomenda-se que o fornecedor / fabricante ofereça diretrizes sobre o ambiente térmico que pode ser considerado aceitável para a máquina executar com a precisão especificada. Tais orientações gerais podem conter, por exemplo, uma especificação sobre a temperatura ambiente média,

amplitude máxima e faixa de desvios dessa temperatura média e gradientes térmicos ambientais.

A incerteza total nas medidas de desempenho da máquina-ferramenta causada pelos efeitos térmicos é definida como a incerteza térmica combinada padrão, que pode ser estimada com a ajuda do teste descrito, quando as condições ambientais durante a medição de desempenho e do teste EVTA são comparáveis. Não devendo exceder um montante mutuamente acordado entre o usuário e o fornecedor / fabricante.

A Figura 2.29 mostra configurações típicas de medição para um centro de usinagem de motofuso horizontal. Para este teste, o dispositivo em que os sensores de deslocamento linear estão montados deve ser fixado de forma segura ao suporte de retenção ou a zona de retenção da ferramenta não rotativa da máquina, de modo a medir o seguinte:

- a) os deslocamentos relativos entre o componente que contém a ferramenta e o componente que contém a peça de trabalho ao longo dos três eixos ortogonais paralelos aos eixos de deslocamento da máquina; a posição exata do conjunto de medidas devem ser registrados juntamente com os resultados do teste;
- b) a inclinação ou a rotação em torno dos eixos X e Y da máquina-ferramenta.

A temperatura da estrutura da máquina - o mais próximo possível do rolamento dianteiro do motofuso ou em um ponto acordado entre o fornecedor / fabricante e o usuário - e a temperatura do ar ambiente nas proximidades da máquina e na mesma altura que o nariz do motofuso, deve ser monitorado pelo menos uma vez a cada 5 minutos. É importante medir a temperatura do ar ambiente a uma distância adequada da máquina para evitar qualquer influência pelo aquecimento da máquina (por exemplo, por componentes hidráulicos) na temperatura do ar ambiente. Embora as temperaturas medidas não se correlacionem exatamente com os deslocamentos medidos, são indicações das mudanças térmicas no ambiente e da estrutura da máquina.

1 sensor de temperatura do ar ambiente	4 sensores de deslocamento linear
2 sensor de temperatura do rolamento do motofuso	5 dispositivo fixação dos sensores de deslocamento
3 mandril de teste	6 dispositivo fixado à mesa

Figura 2.29- Configuração típica para testes de ETVE e distorção térmica de estrutura causada por motofuso e movimento do eixo linear em centro de usinagem horizontal (ISO 230-3: 2007)

2.5.2.2 Teste de distorção térmica causada pela rotação do motofuso

Este teste é realizado para identificar os efeitos do calor interno gerado pela rotação do motofuso e o gradiente de temperatura resultante ao longo da sua estrutura na distorção da estrutura da máquina observada entre a peça e a ferramenta. O procedimento de teste deve seguir um ou outro dos seguintes dois regimes de velocidade do fuso:

- espectro de velocidade variável;
- velocidade constante como porcentagem da velocidade máxima.

A escolha do procedimento de teste com o espectro de velocidade do fuso e as porcentagens devem ser especificadas em padrões específicos da máquina. Se necessário, o fornecedor / fabricante e o usuário podem concordar em um cronograma de teste diferente e especial (por exemplo, um certo ciclo de aquecimento antes do teste) correspondente a requisitos específicos. Os espectros de velocidade do motofuso selecionados geralmente refletem o uso prático da máquina-ferramenta. Por exemplo, para os centros de usinagem, pode ser selecionado um espectro de velocidade do motofuso que consista em diferentes velocidades durante 2 minutos a 30 minutos para cada velocidade do motofuso, podendo ser selecionadas paradas periódicas de 1 min a 30 min no meio para representar as condições típicas de usinagem. Todas as saídas do transdutor devem

ser monitoradas por um período de 4 h. Alternativamente, é permitido reduzir ou prolongar o período de medição até que a distorção térmica que ocorra durante os últimos 60 minutos seja inferior a 15% da distorção máxima registrada durante a primeira hora do teste.

2.5.2.3 Teste de distorção térmica causada pela movimentação de eixos lineares

Este teste é realizado para identificar os efeitos do calor interno gerado pelo sistema de posicionamento da máquina e pelo atrito das guias na distorção da estrutura da máquina observada entre a peça e a ferramenta. O teste indica a quantidade de medições em duas posições ao longo de um eixo linear da máquina, devido ao alongamento térmico das escalas e deformações da máquina (torção e flexão) da estrutura da máquina causada pela geração local de calor durante o período de aquecimento. Este teste é realizado somente em máquinas com controle numérico (NC).

Um componente da máquina poderia manter sua forma enquanto aquece somente se a expansão térmica fosse exatamente a mesma em todos os pontos de sua estrutura, ou seja, se houvessem apenas gradientes de temperatura no tempo e não no espaço, e se o coeficiente de expansão térmica (CET) fosse o mesmo. Mas, na prática, sempre existe um gradiente de temperatura na estrutura da máquina na presença de fontes de calor locais, como motores elétricos, atrito em rolamentos e porcas, e no sistema hidráulico.

Devido aos gradientes térmicos, diferentes componentes da máquina se expandem em diferentes quantidades, criando tensões e distorções angulares como torção e flexão da sua estrutura. As medidas descritas nesta parte da norma revelam a extensão das distorções térmicas mencionadas acima.

Um exemplo típico de dispositivo de medição é composto de apalpador de medição e dois blocos referência. Os dois blocos são montados cada um em uma extremidade do curso do eixo como mostrado na Figura 2.30. Idealmente, ao tocar seis pontos em cada bloco e gravar as posições X, Y e Z da máquina correspondentes a esses pontos, todos os seis componentes da distorção térmica podem ser calculados. O ciclo de teste é feito de dois períodos de tempo: 4 h de ciclagem de eixo e 1 h de máquina parada. As medições podem ser interrompidas

quando a alteração de distorção observada durante os últimos 60 min for inferior a 15% da distorção registrada durante a primeira hora do teste. Tempo suficiente deve ser alocado após cada teste para permitir que a máquina esfrie, retornando à temperatura ambiente.

Figura 2.30 - Configuração típica para a medição da distorção térmica causada pelo portal em movimento do eixo X de um centro de usinagem com apalpador de medição (Fonte: ISO 230-3:2007)

2.5.2.4 Medição da temperatura

As medições de temperatura em alguns pontos da máquina podem ser úteis para a interpretação correta dos resultados. Por exemplo, o aumento da temperatura do transdutor de posição pode ser o principal responsável pela expansão linear, enquanto o aumento da temperatura das guias lineares e dos fusos de esferas e o consequente gradiente das partes fixas (mesa ou coluna) podem ser os principais responsáveis pelas deflexões da estrutura da máquina.

Os seguintes locais são indicados pela ISO 203-3: 2007 para a instalação dos sensores de temperatura:

- transdutor de posição (se possível);
- uma área próxima das fontes de calor por atrito (geralmente entre o elemento móvel e a parte fixa relacionada, por exemplo, mesa/carro transversal, cabeçote/ coluna, a temperatura cresce devido ao atrito nos componentes deslizantes, nos mancais e na porca dos fusos de esferas, etc.);
- uma área no lado interno da estrutura (por exemplo, no interior da base);

- mesa de trabalho;
- carcaça do motofuso.

A temperatura ambiente deve ser monitorada pelo menos uma vez a cada 5 minutos durante esses testes.

2.6 EVOLUÇÃO DA PESQUISA SOBRE O ERRO TÉRMICO

Esta etapa da revisão da literatura tem por objetivo fornecer a compreensão e uma avaliação sobre as seguintes áreas do conhecimento em ordem cronológica:

- Medição experimental da temperatura e do erro térmico
- Simulação numérica do comportamento térmico
- Modelagem e compensação dos erros térmicos
- Implementação do modelo de compensação na máquina

2.6.1 Medição da temperatura e do erro térmico

2.6.1.1 Medição experimental da temperatura

Kim S.K. et al. (1997) apresentaram a distribuição de temperatura no conjunto de um fuso de esferas. Foram usados seis termopares do tipo T para medir a temperatura em alguns pontos específicos. Considerando que a principal fonte de calor é o atrito resistente devido ao movimento da porca e dos rolamentos, os sensores foram especificamente montados para obter a variação de temperatura dos mesmos. Sensores foram montados no flange de acionamento do rolamento, em três diferentes pontos na porca e um ponto dentro da porca (a 5 mm do diâmetro interno da porca na direção radial). Este último sensor foi utilizado para medir a temperatura próxima da área de contato entre o eixo do fuso e a porca. A partir dos dados obtidos descobriu-se que a distribuição de temperatura e a consequente deformação térmica do eixo do fuso de esfera variavam predominantemente na direção axial.

Influências internas como calor gerado pelos rolamentos e trilhos das guias lineares conduzem a uma deformação local da estrutura da máquina-ferramenta e, por consequência, conduzem a deslocamentos que modificam o desempenho volumétrico. Deslocamentos provocados por fontes internas de calor são menos

previsíveis e podem mudar mais rapidamente do que as causadas pelo ambiente. Influências ambientais, como temperatura do chão de fábrica, geralmente levam a retardar mudanças de temperatura da máquina-ferramenta, mas afetam o seu comportamento volumétrico (LI, H. et al, 2004).

Várias pesquisas tem buscado identificar os pontos críticos em uma máquina-ferramenta onde a temperatura precisa ser monitorada periodicamente. Diferentes métodos tem sido empregados para analisar os dados obtidos com o objetivo de se chegar a um método de compensação adequado. Na medição de temperatura, tanto os fatores externos como condições ambientais e fatores internos como o calor gerado por motores, bombas, e o calor devido ao atrito, (usualmente medidos por termopares), precisam ser considerados (CHANG et al, 2005). No entanto, a medição da temperatura e dos erros dos componentes é apenas o primeiro passo rumo ao objetivo de melhorar a precisão de máquinas-ferramenta (DELBRESSINE, et al 2006). O outro passo importante para se levar em consideração é a correção destes erros em tempo real, tal que o efeito dos erros na precisão da máquina seja minimizado.

Heisel et al. (2006) realizaram uma investigação sobre os erros induzidos termicamente de um fuso de esferas. Para o levantamento do comportamento térmico foram realizados ensaios em diversas velocidades de avanço e a temperatura foi medida utilizando câmera infravermelha (Fig. 2.35).

Figura 2.35 - Esquema do ciclo de trabalho e imagens termográficas em condição fria e depois de 4.000 ciclos (Heisel et al 2006)

O conhecimento obtido através da melhoria das medições e simulações é usado com novos métodos de compensação de erros térmicos de máquinas ferramentas. Muitos modelos para compensar os erros térmicos via correção de

posicionamento dos eixos pelos controle da máquina-ferramenta foram desenvolvidos (BRECHER et al, 2006).

Gleich (2008) utilizou câmera infravermelha para medir a distribuição de temperatura das superfícies de componentes modulares de uma máquina-ferramenta (Fig. 2.36). As câmeras infravermelhas possuem a vantagem de permitir a medição de componentes em movimento ou em temperaturas extremas em ambientes perigosos, com respostas rápidas e sem a necessidade de contato. Com o aumento da temperatura, o espectro de comprimentos de ondas emitidos move para comprimentos de ondas mais curtos. A câmera infravermelha mede a intensidade da radiação infravermelha da área medida.

Figura 2.36 - Medição da variação de temperatura de um fuso de esferas durante operação (Gleich, 2008)

Neugebauer (2008) buscou monitorar o comportamento térmico de um centro de usinagem de 4 eixos utilizando câmera infravermelha para posterior utilização destes dados em um modelo numérico MEF (Fig. 2.37).

Figura 2.37 - Monitoramento térmico do carro de guia linear utilizando câmera infravermelha (Neugebauer, 2008)

Segundo Mayr et al. (2009), uma das fases chave na eliminação do erro térmico em máquinas-ferramenta, tem sido a medição e compensação deste erros. Com o objetivo de simular o comportamento térmico, a máquina-ferramenta é

colocada para funcionar em ciclo contínuo em diferentes rotações do motofuso e velocidades de avanço das unidades secundárias. Sendo mais complexo simular e medir a temperatura nas condições de usinagem, a máquina é geralmente colocada para funcionar com parâmetros muito superiores aos convencionais no qual o calor gerado poderia ser comparável ao gerado em um ambiente de produção real. Uma das primeiras atividades na fase de medição, é a medição das temperaturas em pontos críticos da estrutura da máquina-ferramenta. Em geral, termopares são utilizados para realizar esta tarefa. Os dados destes sensores são então transmitidos para um computador para mais processamento. Neste meio tempo, os diferentes componentes dos erros térmicos são medidos usando um apalpador de medição fixado no nariz do motofuso da máquina. Em alguns casos, sensores capacitivos sem-contato também são usados para medir o erro térmico da estrutura da máquina, particularmente da ferramenta. O dado de erro térmico é então combinado com as leituras de temperatura de modo a se chegar a um modelo de erro generalizado que possa prever o erro em função dos valores de temperatura medidos durante a usinagem ou ciclo de movimentação da máquina.

Gebhardt et al. (2014) desenvolveram um algoritmo de compensação dos erros térmicos da mesa giratória de uma máquina-ferramenta 5 eixos através do modelo caixa-cinza (*grey-box*). Uma câmera infravermelha foi utilizada para o monitoramento térmico da mesa em diferentes ciclos de trabalho (Fig. 2.38).

Figura 2.38 - Registros infravermelhos da mesa giratória da máquina analisada. (a) estado inicial, (b) após 5h ciclo eixo A, (c) arrefecimento, (d) após 5h ciclo eixo C (Gebhardt et al. 2014).

A Fig. 2.39 mostra os resultados da medição da temperatura do motofuso com a câmera de infravermelho. Devido à superfície do motofuso ser reflexiva, a radiação da fonte de calor externa tal como a luz da lâmpada seria refletida à câmera que pode influenciar a exatidão do teste. Para diminuir este efeito, uma fita preta ou opaca pode ser colada na superfície metálica reflexiva. Embora seja mais seguro obter o campo de temperatura do motofuso pela imagem infravermelha sem contato, a precisão do teste pelos sensores de temperatura de contato é maior porque a radiação de qualquer outra fonte de calor também pode ser capturada pela câmera de infravermelho. Além disso, a imagem infravermelha mostra apenas a temperatura da superfície, o que significa que é incapaz de obter as temperaturas dos elementos internos do sistema do motofuso. Portanto, na maioria das fábricas, os engenheiros preferem usar os sensores de temperatura de contato para medir e validar as temperaturas (LI, Y. et al. 2015).

Figura 2.39 - Medição da temperatura do fuso com câmera infravermelha (Li Y et al. 2015).

Nascimento (2015) utilizou uma câmera infravermelha para obter os valores de maior gradiente de temperatura durante ciclos experimentais de movimentação do eixo X de um centro de usinagem 3 eixos, com o objetivo de otimizar os locais para instalação de sensores de temperatura termopar do tipo K (Fig. 2.40).

Figura 2.40 - (a) Eixo-árvore com termopar instalado, (b) imagem térmica do eixo-árvore (Nascimento, 2015)

2.6.1.2 Medição experimental do erro térmico

Existem basicamente duas formas de se avaliar e compensar os erros térmicos em máquinas-ferramenta: método direto e método indireto. São vários os procedimentos de compensação indireta, como baseadas em modelos lineares de expansão, modelos de corpo rígido, redes neurais, ou outros modelos que já foram desenvolvidos. Estas abordagens baseiam-se em valores auxiliares, como as medições de temperatura. Outros tipos são abordagens de compensação direta, onde os deslocamentos térmicos, por exemplo, da ferramenta em relação a uma sonda de medição fixa na área de trabalho, são medidos periodicamente (MAYR et. al. 2012).

Neugebauer (2008) monitorou os erros térmicos de um centro de usinagem de 4 eixos através da fixação de uma barra calibrada no motofuso onde foram utilizados transdutores de deslocamento indutivo. Para a medição sem contato foi utilizado o tipo *MultiNCDT 100 MikroEpsilon* e estando em contato foi usado do tipo *WETA* 1/2 milímetro da HBM (Fig. 2.41).

Figura 2.41 - Instalação dos sensores de deslocamento para monitoramento do erro térmico do motofuso (Neugebauer, 2008)

Para obter um modelo de previsão e compensação dos erros geométricos e cinemáticos de um centro de usinagem 5 eixos Uddin et al (2009) usaram um sistema de medição *Ballbar* telescópico (Fig. 2.42).

Figura 2.42 - Medição do perpendicularismo entre os pares de eixos Y,Z e X,Y usando o sistema *Ballbar* telescópico (Uddin et al. 2009)

Segundo Schossig (2013), apalpadores de medição são frequentemente utilizados para medir deslocamentos entre operações de usinagem. Nestes casos, a ferramenta é substituída pelo apalpador que detecta o deslocamento induzido termicamente da ponta da ferramenta. Normalmente é fixado na mesa de usinagem um dispositivo de medição com inúmeros pontos de verificação. Este dispositivo de medição é escolhido conforme o material a ser usinado, a estrutura do material da máquina-ferramenta e da ferramenta de corte, ou um material com baixo coeficiente de expansão térmica, como a fibra de carbono reforçada, por exemplo.

Tsutsumi et al. (2013) desenvolveram um modelo para compensação dos erros geométricos de um centro de usinagem 5 eixos através de matriz de transformação homogênea. A identificação dos erros geométricos foram obtidos através de medição por *Ballbar* telescópico (Fig. 2.43).

Figura 2.43 - Medição utilizando *ballbar* telescópico durante movimento simultâneo dos eixos lineares Y e Z e rotativo A (Tsutsumi, 2013)

Fan et al. (2014) utilizaram o sistema de medição laser interferométrico para a medição dos erros de posicionamento dos eixos lineares de quatro tipos de centro de usinagem com o objetivo de unificar um modelo de compensação do erro térmico volumétrico (Fig. 2.44).

Figura 2.44 - Medição dos erros geométricos (a) eixo X, (b) eixo Y, (c) eixo Z (Fan et al. 2014)

Altintas e Xiang (2016) desenvolveram um modelo de compensação dos erros volumétricos de um centro de usinagem 5 eixos através de matriz de transformação homogênea. Para a medição dos 41 erros geométricos foi utilizado o sistema laser interferométrico (Fig. 2.45).

Figura 2.45 - Disposições para medições por laser interferômetro (a) erro de posicionamento, (b) erro angular, (c) erro de retitude, (d) erro de perpendicularismo (Fonte: Altintas e Xiang 2016)

Li, X. et al. (2017) estudaram a influência térmica nas características de montagem dos rolamentos e do fuso de um motofuso de acionamento direto. Foram levadas em consideração as modelagens matemáticas de perda de calor por atrito com validação experimental através de sensores de temperatura. Os erros térmicos nas direções X, Y e Z foram medidos através de sensores indutivos de deslocamento instalados em um dispositivo fixado na base. Uma esfera padrão foi fixada no nariz do motofuso para medição dos erros térmicos (Fig. 2.46).

Figura 2.46 - Instalação dos sensores de temperatura e de deslocamentos (Li, X. et al, 2017)

Segundo Neugebauer et al. (2008), é desejável medir ou estimar a deformação térmica da máquina durante a usinagem de modo que o erro possa ser compensado em tempo real. No entanto, não é fácil medir ou estimar o erro relativo da ponta da ferramenta de corte durante a usinagem. Por isso, vários métodos têm sido desenvolvidos para estimar os deslocamentos da ponta da ferramenta, devido à deformação térmica da máquina.

De modo a estimar os deslocamentos da ponta da ferramenta devido à dilatação térmica da máquina-ferramenta, tanto um modelo físico ou um modelo matemático podem ser empregados, e estes incluem as seguintes abordagens (MAYR et al. 2009):

- modelo analítico;
- modelo numérico, tal como um modelo em elementos finitos (MEF);
- matriz de transformação homogênea (MTH);
- modelo de função de transferência; e
- rede neural artificial (RNA).

2.6.2 Simulação numérica do comportamento térmico

Os métodos numéricos são ferramentas para simular a transferência de calor e o comportamento termoelástico, onde os campos de temperatura e as deformações térmicas são difíceis de medir devido à alta complexidade da estrutura das máquinas-ferramenta. Modelos numéricos validados através de resultados experimentais reduzem o tempo e o custo associado a múltiplos experimentos.

Venugopal et al. (1986) identificaram que deformações em qualquer ponto particular no tempo são dependentes da temperatura do corpo naquele instante em particular. O procedimento adotado em sua pesquisa foi de calcular o perfil térmico no domínio de interesse e então determinar a deformação resultante pela solução de equações termoelásticas associadas usando o método das diferenças finitas (MDF). Técnicas de elementos finitos foram empregadas para obter as deformações que foram usadas para as análises. Através do modelo em elementos finitos, a precisão da máquina-ferramenta pôde ser prevista pela medição da temperatura em alguns pontos da sua estrutura.

Jedrzejewski et al. (1988) usaram técnicas de elementos finitos para determinar a distribuição de temperatura para, então, obter o deslocamento térmico

resultante. A estratégia da pesquisa foi focada tanto no estudo dos elementos que contribuíram para a geração de calor como daqueles elementos que continham as fontes de calor. O principal objetivo do trabalho era minimizar os erros de usinagem devido à distorção térmica da estrutura da máquina ferramenta.

Jedrzejewski et al. (1992) apresentaram um método de modelagem do comportamento térmico de uma máquina-ferramenta baseado na determinação das perdas de potência dos componentes do conjunto cinemático. Os fatores que afetaram o estado térmico da máquina-ferramenta são mostrados na Fig. 2.47. Este método tomou como base que a quantidade de energia dissipada em particular nos componentes do sistema cinemático é função das condições de operação. Uma vez que as fontes de calor estão identificadas e os parâmetros de operação como velocidade do motofuso, potência de corte, temperatura ambiente, tempo de operação, etc. são conhecidos, os valores de energia dissipada em todos os componentes do sistema de acionamento assim como as temperaturas e erros térmicos poderiam ser determinados automaticamente.

Figura 2.47 - Conexões entre os diferentes fatores que afetam o estado térmico de uma máquina-ferramenta (adaptado de JEDRZEJEWSKI et al. 1992)

Em Jedrzejewski et al. (1998), a técnica 3D de elementos finitos também foi empregada para simular o comportamento térmico da máquina-ferramenta 4 eixos baseado em perdas de energia, distribuição de temperatura e deslocamentos térmicos. A vantagem de modelar a estrutura completa da máquina-ferramenta (Fig. 2.48) foi que as condições reais do fluxo de calor puderam ser adequadamente contabilizadas. Um modelo de previsão dos deslocamentos térmicos foi construído usando análise de regressão descrevendo a relação entre o aumento de temperatura e os deslocamentos térmicos.

Figura 2.48 - Modelo em elementos finitos da estrutura de uma máquina-ferramenta horizontal 3 eixos (JEDRZEJEWSKI et al. 1998)

Kim S.K. et al. (1997) analisaram a distribuição de temperatura do conjunto de um fuso de esferas usando o método dos elementos finitos (MEF) com tipos de elementos bilineares (quadrilátero de quatro nós). O calor induzido devido ao atrito é a principal fonte de deformação térmica do conjunto do fuso de esferas, onde o calor gerado é dependente da pré-carga, da lubrificação da porca e das condições de montagem. O modelo MEF proposto foi baseado na hipótese de que o eixo do fuso e a porca eram sólidos e ocos respectivamente. O problema foi definido como condução de calor transiente em um ambiente com temperatura constante sem radiação.

Segundo Jedrzejewski et al. (2005), para representar com precisão o comportamento dos componentes de maneira individual das máquinas-ferramenta, um modelo em elementos finitos deve ser ajustado com base nas medições reais precisas da temperatura e dos deslocamentos térmicos em pontos específicos da máquina-ferramenta. A identificação dos campos de temperatura e dos

deslocamentos em um modelo numérico da máquina-ferramenta é essencial para a criação de um algoritmo de correção preciso e robusto.

Brecher et al. (2006) desenvolveram um modelo numérico usando o MEF para investigar a influência de técnicas de refrigeração no comportamento térmico de rolamentos de motofusos com o objetivo de minimizar o aumento de temperatura dos rolamentos. Eles também desenvolveram um modelo de deformação do motofuso para analisar a eficiência da redução do erro térmico.

Em Pierse (2007), a fonte de calor externa mais importante, representada pela temperatura ambiente variando no tempo, não foi considerada nas simulações com o pressuposto de uma máquina-ferramenta trabalhando em uma sala com temperatura controlada. O fuso de esferas e os rolamentos primários e secundários dos motores lineares foram consideradas como as fontes de calor internas mais importantes. Assim, o motofuso com motor de acionamento direto integrado e motores lineares integrais foram simplificadas e representados como fontes de calor da máquina-ferramenta. O calor gerado pelos motores lineares foi modelado por meio de fluxos de calor positivos. A maior parte do calor é dissipada pelo sistema de refrigeração. Este efeito foi implementado por um fluxo de calor negativo. Através da simulação pelo método dos elementos finitos (MEF), os elementos próximos da fonte de calor foram refinados com mais detalhes do que em outras regiões, a fim de obter uma otimização entre precisão de cálculo e velocidade.

Haitao Z. et al. (2007) apresentaram um modelo em elementos finitos para prever o comportamento térmico do motofuso de uma máquina-ferramenta CNC. Inicialmente, este trabalho propôs um método para calcular o coeficiente de transferência de calor por convecção da superfície do motofuso usando como referência a teoria de transferência de calor em placa plana com fluido escoando sobre a placa. Em segundo lugar, o campo de temperatura e os erros térmicos do motofuso foram simulados dinamicamente sob o efeito de cargas térmicas usando o MEF. Na terceira etapa, as características do fluxo de calor e da deformação térmica dentro do motofuso foram analisadas conforme os resultados simulados. Na etapa seguinte, foi fornecido um modelo baseado na tecnologia de sensibilidade do erro térmico para a seleção dos pontos chave de temperatura da máquina, o que se mostrou indispensável para a construção do modelo de erro térmico. Por fim, foi implementada uma verificação experimental em um torno CNC, e os resultados

mostraram que os resultados da simulação foram satisfatórios para substituir os resultados experimentais em estudos futuros.

Denkena et al. (2007) usaram o MEF para calcular as deformações térmicas de uma máquina-ferramenta em estado estacionário com um determinado perfil de carga térmica (Fig. 2.49). Durante a operação, os deslocamentos da ponta da ferramenta são corrigidos em tempo real através de modelos de regressão lineares comparando temperaturas medidas sobre a estrutura da máquina-ferramenta com aquelas calculadas numericamente no estado estacionário.

Figura 2.49 - Campo de temperatura e deformações térmicas de máquina-ferramenta horizontal (adaptado de DENKENA et al. 2007)

O método de elementos finitos (MEF) e o método de diferenças finitas (MDF) são utilizados para modelar o aquecimento e a deformação térmica de estruturas de máquinas-ferramenta em Mayr et al. (2007). Em uma combinação de ambas as abordagens de simulação numérica, define-se o método de elementos de diferenças finitas (MEDF) (Fig. 2.50), onde as vantagens de ambos os métodos são combinados de forma eficiente. O MEDF utiliza, em uma primeira etapa, as diferenças finitas para calcular eficientemente a distribuição multidimensional da temperatura das máquinas-ferramenta. Em uma segunda etapa, os elementos finitos são usados para calcular a deformação induzida termicamente de máquinas-ferramenta com um sistema linear de equações. Um sistema linear de equações

permite resolver várias etapas de processamento juntos e reduzir o sistema de equações. Se, por exemplo, os deslocamentos do ponto central da ferramenta forem avaliados, o modelo MEF pode ser reduzido a alguns graus de liberdade. Isto pode reduzir significativamente o tempo de cálculo, o que é importante se uma série de simulações, por exemplo para vários casos de carga, forem avaliadas.

Figura 2.50 - Esquema do Método dos Elementos de Diferenças Finitas (Mayr et al. 2007)

A mais racional, embora difícil e trabalhosa forma de modelagem é a modelagem integrada da estrutura inteira da máquina-ferramenta, que leva em conta as interações térmicas entre os componentes individuais e os processos de usinagem. Um modelo de simulação integrada permite que se melhore efetivamente o desempenho térmico da máquina-ferramenta como um todo, isto é, minimizando os erros térmicos, e os prevendo com precisão para fins de compensação do erro (JEDRZEJEWSKI et al. 2008).

Gleich (2008) buscou estudar a influência da variação de temperatura no erro térmico de um centro de usinagem 4 eixos através da avaliação do erro térmico dos seus componentes individuais. Em seu trabalho, ele realizou análises em

elementos finitos para os componentes: base, guias lineares, motores e fusos de esferas do centro de usinagem. Após a validação experimental destes componentes aplicou os resultados na estrutura da máquina, verificando assim a contribuição térmica de cada componente no erro global da máquina, conforme Fig. (2.51).

Figura 2.51 - Estudo em elementos finitos da influência de variação térmica de elementos de máquina (GLEICH, 2008)

Neugebauer, et al. (2008) monitoraram experimentalmente os campos de temperatura de um centro de usinagem 4 eixos através de sensores de temperatura localizados em pontos estratégicos da máquina. Com os resultados de temperatura conhecidos foi possível simular numericamente o comportamento da máquina pelo método dos elementos finitos (Fig. 2.52).

O MEF permitiu uma análise aprofundada do comportamento térmico de máquinas-ferramenta sob a influência de fontes de calor presentes tanto dentro da estrutura da máquina quanto no seus arredores. Além disso, graças ao MEF pode-se examinar o efeito dos componentes estruturais individualmente, tanto aqueles que incorporam as fontes de calor quanto aqueles sujeitos à influência de fontes externas de calor, por exemplo, variando-se a temperatura ambiente. O MEF também é utilizado para determinar a influência do coeficiente de transferência de

calor (coeficiente de película), devido à convecção forçada e livre (NEUGEBAUER et al. 2010).

Figura 2.52 - Modelo de análise numérica para máquina-ferramenta 4 eixos usando MEF (NEUGEBAUER et al. 2008)

Devido às interações entre as fontes de calor interna e externa, o erro térmico da máquina-ferramenta é altamente complexo. Estas interações podem resultar em mudanças nos valores de saída das fontes de calor e na deformação dos mancais de rolamentos e fusos de esferas da máquina-ferramenta por exemplo. Portanto, o erro que afeta a peça de trabalho não pode ser modelado como uma soma simples dos erros térmicos gerados pelos conjuntos individuais isolados (por exemplo, motofuso e unidades de avanço). Isso indica a necessidade da criação e do uso de modelos integrados. Um exemplo de tal modelo para um centro de usinagem de cinco eixos é mostrado na Fig. 2.53 (TUREK et al. 2010).

Figura 2.53 - Modelo integrado do comportamento térmico de uma máquina-ferramenta 5 eixos (Adaptado de Turek et al. 2010)

Ainda segundo Turek et al. (2010), o modelo ilustrado na Figura 2.53 possibilita:

- modelar estruturas de máquinas-ferramenta grandes e complexas e interações de processo complexas;
- automatizar a modelagem geométrica com suporte CAD, garantindo alta velocidade computacional;
- levar em conta o efeito das interações mútuas entre fontes de calor sobre os erros térmicos nos eixos CNC da máquina;
- estimar a intensidade das fontes de calor por meio de um sistema numérico dedicado; e
- integrar plenamente os softwares comerciais e dedicá-los através de interfaces adequadas.

A Fig. 2.54 mostra os processos gerais de simulação numérica usando um software comercial (CREIGHTON et al. 2010).

Figura 2.54 - Deformação térmica do fuso NSKNR40 - 5100 (50.000 RPM)
(Adaptado de Creighton et al. 2010)

De acordo com os procedimentos gerais de simulação numérica apresentados acima, Creighton et al. (2010) conduziram uma análise numérica MEF usando o software comercial ANSYS v11 (Workbench) para obter a distribuição de temperatura aproximada e a dilatação térmica de um fuso para micro fresamento de alta velocidade NSK NR40 - 5100. Na proposta de Creighton et al. (2010) resumida na Figura 2.54, podem ser identificadas as seguintes etapas para a modelagem da deformação térmica:

- Simplificar as construções geométricas originais e enviá-las ao software MEF;
- Criar os contatos e vínculos de acordo com a montagem das peças;
- Cálculo estimativo da potência das fontes de calor;
- Cálculo estimativo dos coeficientes de convecção;
- Aplicar a carga térmica e as condições de contorno obtidas anteriormente;
- Calcular o campo de temperatura transitório do motofuso pelo método dos elementos finitos;
- Acoplamento dos elementos térmicos com os elementos estruturais para adquirir a deformação térmica do motofuso.

Großmann et al. (2013b) apresentaram uma técnica de simulação de eficiência térmica para um centro de usinagem vertical sob várias velocidades de rotação usando o MEF. Foram analisados a distribuição do campo de temperatura, o mecanismo e a forma da deformação térmica. A simulação da deformação térmica da máquina apresentou características coerentes com os resultados obtidos experimentalmente.

Souza, R. F. (2013) utilizou o modelo em elementos finitos de uma máquina-ferramenta 3 eixos, para avaliar através de medição por sistema *ballbar* virtual a eficiência do método para prever os deslocamentos térmicos. Os deslocamentos térmicos dos três eixos da máquina foram obtidos no regime estacionário e no regime transitório, baseado na entrada de temperatura em alguns nós considerados críticos na máquina-ferramenta (Fig. 2.55).

Zou e Wang (2015) investigaram a variação do campo de temperatura devido aos efeitos de atrito e desgaste de guias lineares durante a operação. O sistema de recirculação semifechado de guias lineares causou muitas dificuldades de modelagem devido à sua configuração complexa, e à má qualidade da malha e incompatibilidade de malha local poderia levar a resultados numéricos sem sentido. Assim, foi estabelecido um modelo MEF com estrutura simplificada do carro e o calor de atrito gerado nas interfaces de contato entre as esferas e as pistas foi substituído por fluxos de calor direcionados às superfícies dos elementos da região elíptica de contato. Foram realizados testes experimentais e analíticos para validar os resultados obtidos pelo MEF (Fig. 2.56).

Figura 2.55 - Condições de contorno térmicas de uma máquina-ferramenta usando o MEF (SOUZA R. F. 2013)

Figura 2.56 - Variações de temperatura medidas e simuladas do carro da guia linear (Adaptado de Zou e Wang, 2015)

Ainda segundo Zou e Wang (2015), a Fig. 2.57 mostra os resultados do método de elementos finitos do carro em equilíbrio térmico com base nas condições de contorno adotadas. Como pode ser visto, a deformação para fora do carro na direção da largura é mínima no topo e aumenta gradualmente em direção à extremidade.

Figura 2.57 - Deformação térmica do carro e posições do centro da esfera (Adaptado de Zou e Wang, 2015)

Galant et al. (2015) apresentam uma abordagem integrada para simular o comportamento termoelástico do fuso de esferas de uma máquina-ferramenta desde a geometria CAD até a modelagem em MEF através da construção de uma rede para uso em tempo real (Fig. 2.58).

Figura 2.58 – Modelagem térmica MEF de um fuso de esferas (Galant et al. 2015).

Partzsch e Beitel Schmidt (2015) abordaram uma solução que utiliza a incorporação de elementos do modelo em movimento em análises termoelásticas sequenciais utilizando cargas móveis. O método é implementado no software ANSYS. Com base em fundamentos teóricos pré-definidos, a incorporação de movimento é delineada em detalhes, com foco em um uso eficiente das ferramentas de modelagem disponibilizadas pelo ANSYS. O objetivo foi integrar a interação física de montagens estacionárias e móveis em simulação, de modo que o fluxo de calor causado pelo atrito pudesse ser aplicado manualmente na zona de contato (Fig. 2.59).

Figura 2.59 - Detalhe da modelagem em MEF das guias lineares de uma máquina ferramenta (Partzsch e Beitel Schmidt, 2015).

Naumann et al. (2015) desenvolvem e exploram métodos e técnicas numéricas para resolver problemas relacionados com a simulação de desempenho termoelástico de subconjuntos de máquinas-ferramentas sob carga real. O estudo foi realizado em uma coluna e um fuso principal de uma fresadora vertical. A geometria de ambas as partes é representada por um modelo CAD no ambiente de simulação MEF (Fig. 2.60). O eixo árvore move-se para cima e para baixo numa determinada velocidade e o atrito de contato entre as partes gera calor que é calculado e simulado pelo MEF.

Neugebauer et al. (2015) desenvolveram cálculos analíticos para determinação dos coeficientes de convecção na troca de calor da coluna de um centro de usinagem com o ambiente para diferentes cargas térmicas. Para validação dos resultados obtidos, o cálculo do coeficiente de transferência de calor foi tratado

com mais detalhe utilizando-se de simulações numéricas de escoamento, através de um software comercial CFD (Fig. 2.61).

Figura 2.60 – Distribuição da temperatura na guia lateral da coluna devido atrito de contato no intervalo de 6 e 20 s (Naumann et al. 2015)

A abordagem inclui a determinação das condições de contorno ambientais relevantes, tais como convecção e radiação de calor, e a descrição de como integrá-las sistematicamente no modelo de elementos finitos.

Figura 2.61 - Cálculo do coeficiente de convecção através de simulação numérica de escoamento para a coluna de uma máquina-ferramenta (Neugebauer et al, 2015)

O calor de usinagem gerado imediatamente na área de contato da ferramenta-peça também é uma fonte de calor importante no sistema geral da máquina-ferramenta. O calor se dissipa na haste da ferramenta e, a partir daí, no mandril de fixação e motofuso, bem como através da peça e do sistema de fixação da peça na mesa de trabalho. Os campos de temperatura causam deformações termoelásticas no sistema de fixação da ferramenta, motofuso e assim como na peça de trabalho, prejudicando a precisão da peça usinada na máquina. A tendência atual para corte em altas velocidades e corte a seco ou com mínima quantidade de lubrificação aumenta as tensões térmicas e, portanto, os erros induzidos termicamente na peça de trabalho (Bräuning et al. 2015).

Bräuning et al. (2015) realizaram a simulação MEF da ferramenta de corte e do seu sistema de fixação sob condições de contorno térmicas reais obtidas experimentalmente. O fluxo de calor introduzido no modelo MEF foi obtido através de ajustes das respostas de temperatura levantadas experimentalmente. A ferramenta experimentada foi uma fresa de topo com 20 mm de diâmetro de metal duro, e o material do mandril foi a liga SAE X38CrMoV5-1. A Fig. 2.62 mostra em (a) o aparato montado experimentalmente para obter a medida das deformações térmicas e de leitura de temperatura através de Pt100, e em (b) o modelo em MEF simplificado da ferramenta para realização das simulações.

Figura 2.62 - (a) Aparato para medição de temperatura e erro térmico em ferramenta, (b) modelo MEF da ferramenta de corte (Adaptado de Bräuning et al. 2015).

Os valores estimados mais próximos dos reais foram obtidos para um coeficiente de convecção igual a $8 \text{ W/m}^2\text{K}$ e uma taxa de calor igual a $8,1 \text{ W}$ inserido

na ponta da ferramenta. Comparando com os resultados experimentais no período de temperatura estável, o erro no deslocamento foi de 7 μm enquanto na temperatura o erro foi inferior a 4 K.

O principal objetivo dos projetistas de máquinas-ferramenta de alta eficiência, em particular as que serão utilizadas para usinagem de precisão, é ser capaz de prever com precisão os erros térmicos através de simulações numéricas. A precisão na previsão dos erros são a base para a sua compensação eficaz (SORTINO, et al. 2014).

Portanto os modelos em elementos finitos têm sido usados de forma eficiente para simular os campos de temperatura e as características da deformação térmica e também para o desenvolvimento de modelos de previsão do erro térmico.

2.6.3 Modelagem e compensação dos erros térmicos

O mecanismo que provoca a deformação térmica da máquina-ferramenta é tão complexo que torna-se impraticável deduzir teoricamente uma expressão analítica como um modelo de erro térmico usando condições iniciais e de operação. Conforme a maioria dos métodos de modelagem indicam, os modelos de erros térmicos são todos obtidos quando se encontram as melhores relações de mapeamento entre os erros térmicos e as mudanças de temperatura em pontos chave da máquina-ferramenta (MAYR; MÜLLER; WEIKERT, 2016). Existem muitas abordagens diferentes para simular o comportamento térmico de máquinas-ferramentas, como modelos MEF, modelos fenomenológicos ou modelos físicos simplificados, usando a condução de calor transitória (GEBHARDT, M. 2014).

O erro da máquina-ferramenta em um eixo numérico controlado (CNC) resulta a partir dos deslocamentos mútuos dos componentes individuais, dependendo das condições de operação. O erro muda com as condições de geração de calor e de transmissão de calor. Portanto, a estimativa de erros térmicos deve basear-se na modelagem muito precisa de todos os principais fenômenos térmicos que ocorrem na máquina-ferramenta, uma vez em operação (JEDRZEJEWSKI et al, 1989).

É bem conhecido que existem 21 componentes de erros em uma máquina-ferramenta de três eixos. Chen et al. (1993) no entanto propuseram um novo modelo com 32 componentes de erros sintetizando tanto erros geométricos como erros térmicos. Os 11 erros adicionais foram usados para representar os efeitos térmicos

do centro de usinagem. Mesmo sem nenhum movimento nominal do motofuso, a posição da ponta da ferramenta mudaria gradualmente por causa da distorção térmica do fuso e da coluna. Isto poderia produzir teoricamente seis componentes de erros na ponta da ferramenta, mas desde que o erro de rotação do eixo do motofuso não tenha efeito na posição da ponta da ferramenta, apenas cinco erros foram considerados. Isto forma o primeiro grupo de erros térmicos. O segundo grupo consistia dos deslocamentos térmicos na origem dos eixos. Isto criaria nove componentes de erros adicionais, mas apenas seis foram consideradas assim como um dos três eixos foi tomado como referência. O modelo volumétrico foi desenvolvido usando Matriz de Transformação Homogênea (MTH). Os vetores posição da ponta da ferramenta de corte foram expressos no sistema de coordenadas do motofuso e posteriormente transformados para o sistema de coordenada da máquina. Similarmente, a peça de trabalho foi representada no sistema de coordenadas do carro transversal e depois transformado para o sistema de referência.

Chen J.S. et al. (1995) usaram o método da transformação de coordenadas homogêneas para desenvolver um modelo cinemático de um centro de usinagem de três eixos. Sendo o método de mapeamento do erro custoso e demorado, os erros geométricos e térmicos das ligações da máquina foram medidos e estes erros foram sintetizados pelo modelo construído baseado na configuração específica da máquina. Os vetores de posição da ferramenta e da peça foram transformados para o sistema de coordenadas global da máquina usando estas Matrizes de Transformação Homogênea (MTH). A diferença entre os dois vetores foi levada como uma medida do erro de posicionamento relativo. O modelo cinemático do centro de usinagem foi então desenvolvido. Uma Rede Neural Artificial (RNA) de múltiplas camadas com retroalimentação de entrada (*multiple-layer feedforward*) foi usada para mapear os valores das temperaturas medidas com o erro térmico.

Veldhuis et al. (1995) esquematizaram uma estratégia para compensação do erro em uma máquina-ferramenta cinco eixos baseada em redes neurais. A configuração inicial da rede foi explorada com a base de dados dos resultados simulados da máquina através de MTH. A rede neural foi treinada por 20.000 iterações com os dados da simulação. Duas redes foram usadas: uma para o erro de posição linear do eixo Z e a outra para o erro angular. As camadas escondidas de ambas as redes usaram funções de picos sigmoidais (*sigmoidal thresholding*

functions) enquanto as camadas de saída usaram funções lineares. Cada rede tinha três camadas escondidas, a primeira com 30, a segunda com 15 e a terceira com 7 nós respectivamente. O modelo de rede neural foi mais tarde otimizado com os dados de medição. Cinco diferentes testes ocorreram num período de dez horas. Destes, quatro foram usados no treinamento com 500 iterações cada e o quinto foi reservado para o teste.

Huang (1995) instalou um sensor de deslocamento na extremidade inferior do fuso para medir o seu erro térmico. Um sistema de aquisição de dados PCL-818 e PCLD-889, juntamente com uma placa AMP/MUX foram utilizados para coletar as amostras de temperatura e erro térmico. Observou-se que existia uma relação de distância entre o erro térmico e o incremento da medida de temperatura em relação às medidas de posicionamentos realizados.

A Figura 2.63 esquematiza o estudo de Chen et al. (1995), que colocaram 23 termopares espalhados na estrutura de uma máquina-ferramenta e os dados obtidos por esses sensores foram escaneados por um conversor de 16 bit A/D atualizado por uma taxa de aquisição de 2s. Sensores capacitivos foram usados para medir o deslocamento térmico dos três eixos lineares da máquina. Os erros térmicos foram medidos usando um laser interferômetro e um nível eletrônico diferencial. Um PC e um controlador de compensação foram utilizados para a compensação em tempo real. Os erros térmicos dos três eixos foram acessados por uma placa Q/D. Os dados dos termopares e o *encoder* do motor principal alimentaram as placas A/D e Q/D do PC. O modelo cinemático utilizado na compensação, incorporado nos três eixos, adquirem os dados da placa Q/D e o modelo RNA de erro térmico. O controlador de compensação envia então os valores de compensação para o controlador lógico programável (CLP) do quadro de controle CNC por uma porta I/O digital. Verificou-se através da medição por laser interferômetro que a precisão da máquina aumentou após a compensação usada.

Chen et al. (1996) também usaram um modelo baseado em uma rede neural artificial (RNA) para mapear a relação entre os erros térmicos e as temperaturas medidas. Uma RNA de três camadas com retroalimentação (*three-layer feedforward*) usando função sigmoideal (*sigmoidal function*) foi usada. A rede foi treinada por um pacote de treinamento que consistia de 540 pares de treinamento do vetor de entrada (temperatura) com o vetor de saída (erro térmico) coletados a partir de diversas condições de usinagem.

Figura 2.63 - Diagrama de blocos do esquema de compensação de erro térmico (adaptado de CHEN et al, 1995)

Mou et al. (1997) desenvolveram uma abordagem simplificada para o problema da modelagem e análise dos erros térmicos usando redes neurais. Na primeira parte do trabalho, um modelo de erros generalizado foi derivado usando Matriz de Transformação Homogênea (MTH) que relacionou os erros de posicionamento aos erros cinemáticos e estruturais. Cada vínculo e articulação foram modelados como uma matriz de transformação de vínculo e matriz de restrição de articulação, respectivamente. Os erros previstos da máquina foi então usados para gerar o sinal de compensação. As medições de temperatura foram combinadas com os erros de posição medidos. A saída da rede neural foi usada para modificar os coeficientes do modelo de erro de maneira iterativa. Segundo concluiu em seu trabalho, o erro induzido termicamente é um processo transitório não-linear causado por uma variação não-uniforme da temperatura na estrutura da máquina. A interação entre a localização do fonte de calor, sua intensidade, o coeficiente de expansão térmica e a configuração do sistema da máquina cria um comportamento térmico complexo.

Wang et al. (1998) trabalharam na hipótese que há sempre apenas seis erros para cada eixo: um erro de posicionamento, dois erros de linearidade, um erro de inclinação, um erro de rotação e um erro de guinada. Uma máquina-ferramenta de três eixos foi estudada para as 21 fontes de erros inclusive dos três erros de perpendicularismo entre cada eixo. A matriz de transformação homogênea (MTH) foi utilizada na análise do movimento volumétrico da máquina considerando-a como um corpo rígido.

Yuan et al. (1998) mapearam um procedimento geral para a compensação dos erros geométricos, térmicos e devido as forças de corte. O modelo de síntese de erros para os erros geométricos e térmicos foi baseado nas hipóteses de corpo rígido e pequenos erros. Usando (MTH) as coordenadas da ponta da ferramenta foram transformadas para o sistema de coordenadas da peça de trabalho. Os componentes dos erros foram estimados usando um algoritmo cinemático inverso. O vetor de erro volumétrico para qualquer posição foi então formulado usando o modelo de síntese de erro.

Para avaliar o comportamento térmico das guias lineares, Yun et al. (1999) modelaram a base da máquina e fizeram uma análise MEF, onde consideraram valores de temperatura lidas por termopares para validar o fluxo de calor inserido na análise como condição de contorno térmica.

Conforme Ramesh et al. (2000), a estimativa dos erros térmicos em tempo real requer monitoramento interno preciso dos erros térmicos durante a usinagem ou durante os ciclos de movimentação da máquina, e isto é normalmente conseguido através de modelos empíricos ou analíticos pré-estabelecidos, correlacionando o erro térmico com a temperatura em pontos críticos da máquina.

Em Ramesh et al. (2002) foi feita uma tentativa de desenvolver um modelo para prever os erros térmicos de um centro de usinagem de três eixos, devido à geração de calor em seus eixos lineares NC em função da variação das condições operacionais. O modelo foi baseado em testes experimentais que indicaram que o aumento da temperatura da porca do fuso de esferas durante a operação tem o efeito mais forte sobre os erros térmicos nos eixos NC. Os principais fatores que determinam a magnitude dos erros térmicos nos eixos NC foram: as condições de funcionamento da máquina-ferramenta, as perdas de energia na porca do fuso de esferas, e a velocidade de movimentação dos eixos. Foi também observada a interação mútua entre eixos NC e a mesa. Verificou-se que, no estado frio o

carregamento da mesa e a carga gerada pelas forças de usinagem tem um efeito significativo sobre os erros térmicos. Mostrou-se ainda que o erro térmico aumenta rapidamente no momento em que a usinagem com líquido de refrigeração é interrompida para usinagem a seco, ou seja, sem fluido durante a usinagem.

As redes neurais artificiais (RNA) foram usados para modelar erros térmicos no posicionamento de eixos com fusos de esferas pré-carregados em Ramesh et al. (2003).

Ao se investigar experimentalmente e por meio de um modelo computacional os erros térmicos nos eixos NC de um centro de usinagem horizontal com motores lineares, KIM J.J. et al. (2004), fizeram as seguintes observações:

- as principais fontes de calor são os motores lineares, motor do motofuso, e os trocadores de calor;
- aumentos elevados de temperatura (na ordem dos 25°C) ocorrem nas partes fixas dos motores lineares;
- aumentos de temperatura na parte móvel do motor, nos trilhos da guia linear e nos carros da guia linear foram similares e não ultrapassaram 3°C;
- o erro térmico se comportou de maneira semelhante à temperatura, atingindo 30 µm e 25 µm, no eixo Y e no eixo Z, respectivamente; e
- o erro térmico compreendeu os alongamentos/encurtamentos da carcaça do motor linear, da guia e das réguas lineares, e dependem da eficiência do sistema de refrigeração e de mudanças na temperatura ambiente.

Segundo Yang H. (2005), a seleção correta da técnica de modelagem é importante para se obter um modelo de previsão preciso e robusto. A maioria dos pesquisadores tem focado principalmente nesta área do conhecimento para melhorar a precisão e a robustez dos modelos de erros térmicos pela introdução de inúmeras técnicas de modelagem. As técnicas incluem regressão dos mínimos quadrados, regressão robusta, redes neurais artificiais (RNA) e lógica difusa (*fuzzy clustering*) para a modelagem do erro térmico.

Delbressine et al. (2006) apresentaram um método para medir e modelar os erros de posicionamento induzidos termicamente de máquinas-ferramenta multi-eixos. Para alcançar uma redução dos erros de posicionamento da ferramenta foi desenvolvido um modelo geral de aplicação. Inicialmente foi levantada a distribuição de temperatura de uma máquina-ferramenta a partir da leitura de um número limitado de sensores. Usando esta distribuição de temperatura e um modelo de

deformação baseado na análise dos componentes estruturais e na cinemática de corpo rígido da máquina, foi calculado o erro de posicionamento da ferramenta. Utilizando múltiplos sensores de temperatura para medir a temperatura das principais fontes de calor, e cinco sensores de proximidade para medir o crescimento térmico do motofuso (nas direções dos eixos X, Y e Z, inclinação e guinada) um sistema de modelagem controlado por computador coleta e armazena os dados enquanto a máquina está trabalhando. Após uma coleta suficiente de dados, o sistema irá estabelecer um modelo térmico através da análise da correlação entre o aumento da temperatura e do erro térmico de cada eixo da máquina. Assim que o comportamento térmico da máquina for verificado, o modelo poderá ser usado em tempo real para prever o erro térmico da máquina usando apenas algumas informações de temperatura.

Xin-Hua et al. (2008) apresentaram um novo método de previsão do erro térmico para máquina-ferramenta baseado em redes Bayesianas (*Bayesian networks* - *BNs*). O método descrevia a relação entre os fatores de deformação induzidas termicamente por teoria gráfica e estimava o erro térmico através das técnicas estatísticas Bayesianas. Devido a uma combinação efetiva de conhecimento teórico e de dados de amostras, o método Bayesiano pode se adaptar às mudanças no estado de operação da máquina, e obter previsões precisas e satisfatórias. Foram conduzidos experimentos de deformação térmica do motofuso para avaliar a eficiência do modelo. Os resultados experimentais indicaram que o método Bayesiano realizado se apresentou muito melhor do que a análise dos mínimos quadrados em termos de precisão do modelo de previsão.

Zhu, J. (2008) propôs um esquema inovador de localização de sensores de temperatura e estratégia de modelagem do erro térmico baseada no conceito de modos térmicos. O procedimento de modelagem tanto para os erros térmicos independentes da posição quanto para os erros térmicos dependentes da posição são obtidos através de simulação numérica e experimentos. Análise em elementos finitos foi utilizada para se determinar a constante de tempo, o peso e a distribuição do campo de temperatura de cada modo térmico. Foram distribuídos sensores de temperatura para capturar os modos térmicos dominantes do processo de transferência de calor. Foram utilizados modelos de regressão linear para descrever os erros térmicos tanto independente quanto dependentes da posição. Simulações numéricas e experimentais usando um motofuso e uma unidade axial foram

conduzidos para revelar os modos térmicos e a viabilidade do método de modelagem.

Yan et al. (2009) apresentaram dois novos métodos para otimizar a seleção de um número mínimo de sensores de temperatura para compensação do erro térmico de máquina-ferramenta. Os dois métodos, chamados de método padrão direto e método de combinação indireta, são baseados na teoria de correlação cinza sintética. Eles foram aplicados para analisar os dados em um experimento em vazio em um centro de torneamento CNC. Após a otimização, o número de sensores reduziu de dezesseis para quatro. Um experimento de usinagem real foi conduzido para verificar a eficiência do método de otimização apresentado sob condições práticas de usinagem. A precisão do modelo de previsão com todos os dezesseis sensores de temperatura foram comparadas.

Mayr et al. (2010) estudaram os deslocamentos térmicos de uma máquina-ferramenta de 5 eixos devido à operação do motofuso principal. Uma câmara infravermelha é usada para identificar os locais ideais para instalação dos sensores de temperatura na estrutura da máquina, para simular o deslocamento. Com seis sensores de temperatura e um modelo de expansão linear com base na geometria da máquina-ferramenta, mais de 80% dos erros térmico puderam ser compensados.

Zhang, Y. et al. (2012) propuseram uma nova metodologia de modelagem do erro térmico para máquina-ferramenta. Este método combina as vantagens tanto do modelo cinza (*grey model*) quanto de redes neurais artificiais (RNA) em termos de processamento de dados. Para aprimorar a robustez e a precisão do modelo de previsão, foram propostos dois tipos de redes neurais cinzas, chamadas de rede neural cinza em série (RNCS) e rede neural cinza em paralelo (RNCP). Foram conduzidos experimentos para avaliar a deformação na direção axial de um motofuso de um centro de usinagem 5 eixos com o objetivo de construir e validar os modelos propostos. O trabalho conclui dizendo que os modelos RNCS e RNCP apresentaram rendimentos melhores do que os modelos tradicionais (modelo cinza e RNA) em termos de robustez e precisão do modelo de previsão.

Vyroubal J. (2012) apresentou em seu trabalho um método para a compensação dos erros térmicos de uma máquina-ferramenta vertical de três eixos baseado no estudo individual dos principais componentes modulares da máquina (Fig. 2.64).

Figura 2.64 - Componentes modulares estruturais da máquina-ferramenta analisada com seus respectivos erros térmicos (δ) no tempo (t), (adaptado de VYROUBAL, 2012).

A individualização dos componentes estruturais modulares da máquina é realizada através de uma estratégia de medição especialmente desenvolvida, capaz de medir o deslocamento da coluna da máquina, do cabeçote do motofuso e da ferramenta de maneira simultânea. A compensação é calculada como uma soma de equações de regressão multinominais usando a leitura de temperatura. São usados novos locais de medida de temperatura, como o líquido de refrigeração do motofuso e da área de trabalho. São utilizados também, para melhorar a precisão do modelo de cálculo, um processo de individualização térmica dinâmica que permite descrever cada parte da máquina de forma mais precisa do que a curva do deslocamento convencional, normalmente usada para a máquina completa. O deslocamento residual térmico da máquina é consideravelmente reduzido com esta estratégia.

Han J. et al. (2012) apresentaram um algoritmo de agrupamento difuso (*fuzzy clustering algorithm*) para identificar pontos chave de temperatura com mínimos recursos de rede para realizar a identificação dos erros térmicos da máquina-ferramenta com modelos não-lineares, os quais distinguem-se por uma

precisão superior do modelo e menos trabalhos de cálculos vinculados para a compensação do erro térmico em centros de usinagem.

Miao E.M. et al. (2013) usaram a combinação da análise de lógica difusa (*fuzzy clustering analysis*) e teoria de sistema cinza (*grey system theory*) para identificar os pontos significativos de temperatura. O estudo revelou níveis de semelhança/disparidade e dependência entre os pontos térmicos chave. Após a otimização, os pontos chave de temperatura foram reduzidos de sete para dois. Foram utilizados regressão linear múltipla dos mínimos quadrados, métodos de estimativa dos mínimos absolutos, modelo de defasagem distribuída, e regressão de vetor suporte para estabelecer a relação entre os pontos sensíveis de temperatura e o erro térmico. Quando os dados de modelagem são inferiores, a precisão da previsão do método de regressão linear múltipla dos mínimos quadrados, estimativa dos mínimos absolutos e modelo de defasagem distribuída é considerado reduzido, e sua rigidez é pobre, enquanto o modelo de regressão de vetor suporte apresenta boa precisão de previsão e sua robustez permanece forte mesmo alterando as condições experimentais. No entanto, quando os dados de modelagem são ricos, a precisão da previsão dos algoritmos melhora, mas a robustez do modelo de regressão de vetor suporte torna-se instável.

Souza (2013) desenvolveu uma metodologia para a determinação dos deslocamentos térmicos em máquinas-ferramenta usando o método dos elementos finitos e redes neurais artificiais. Os resultados de medição dos deslocamentos térmicos do modelo baseado em gradientes de temperatura em pontos críticos distribuídos na máquina foram utilizados para treinar uma rede neural artificial (RNA). Após o treinamento e validação da rede, ela se mostrou capaz de prever o comportamento térmico da máquina tendo como entrada os valores de temperatura dos pontos específicos de fonte de calor da máquina.

Gebhardt M. et al. (2013) apresentaram os resultados de uma análise térmica detalhada da máquina-ferramenta Mori Seiki NMV 5000 DCG na IWF / ETH, com foco nos eixos rotativos. Foi apresentado um modelo físico simplificado que permitiu a simulação do comportamento térmico dos eixos rotativos com base na entrada de energia através dos acionamentos dos eixos rotativos, a na condução de calor da mesa rotativa giratória e na troca de calor com o ambiente. O modelo desenvolvido permitiu a alocação de parâmetros de compensação em tempo real no

NC da máquina, onde foi possível obter reduções de até 78% nos erros de translação da mesa e de até 30% os erros de rotação.

Zoppellari (2014) modelou o comportamento térmico e os erros térmicos de um centro de torneamento CNC através de medições de posição e de temperatura durante ciclos de aquecimento e ensaios de usinagem. Obteve-se modelos empíricos estatísticos para diferentes componentes da máquina de maneira individual e em conjunto. Narendra et al. (2014) estabeleceram uma metodologia para compensar erros de deformação térmica em tempo real para máquinas-ferramentas de ultra precisão. O módulo de compensação de erros térmicos em tempo real foi desenvolvido e integrado a uma máquina inteligente de torneamento de alta precisão. O módulo inclui temperaturas como entradas, algoritmo de rede neural para computar erros de deformações térmicas, programação para cálculos em tempo real e integração com controlador CNC de arquitetura aberta. Os erros de deformação termoelástica foram reduzidos de 50 μm para 3 μm utilizando um procedimento de cinco etapas principais:

- a) Configuração dos sensores capacitivos, dos sensores de temperatura e do controle da máquina para medição dos erros térmicos dos eixos X e Z.
- b) Experimentação na máquina para coleta dos dados de temperatura e dos erros de deformação térmica nos eixos X e Z com base na ISO-230-3: 2007.
- c) Projeto da rede neural e treinamento com os dados medidos.
- d) Extração dos parâmetros chave da rede (pesos e *bias*) e programação dos cálculos dos erros térmicos em tempo real.
- e) Repetição do teste de medição para determinar o desempenho real do sistema na máquina.

Nascimento (2015) estudou o erro térmico de posicionamento do eixo X de um centro de usinagem. Os erros térmicos foram medidos através do laser interferômetro. No trabalho foram propostos modelos de compensação do erro térmico através de análise de regressão e de matriz de transformação homogênea. Através da análise de regressão conseguiu-se obter uma redução significativa dos erros térmicos do eixo X.

Liu K. et al. (2017) classificaram os métodos de modelagem de erros térmicos em modelo baseado em dados (MBD) e em modelo baseado em física (MBF). O modelo MBD baseia-se na pesquisa de dados experimentais para representar a relação entre o erro térmico e a temperatura da máquina-ferramenta e,

em seguida, mapeia fenômenos térmicos naturais para equações matemáticas, enquanto o modelo MBF permite expressar o comportamento térmico através de formulação matemática explícita ou implícita e não precisa de dados suficientes para treinar os modelos. De acordo com Liu K. et al. (2017), a vantagem da MBF é que o modelo é projetado com base na teoria da transferência de calor e na estrutura geométrica, de modo que o viés de previsão será pequeno.

O interesse por técnicas de compensação de erro tem crescido muito entre os usuários e fabricantes de máquinas-ferramenta. Ela tem a vantagem de ser de baixo custo, fácil de implementar e pode ser prontamente adaptada em máquinas existentes sem grandes modificações no projeto.

2.6.4 Implementação do modelo de compensação na máquina-ferramenta

Fan (2007) desenvolveu um sistema de controle de medição e compensação para a expansão térmica do motofuso de máquinas-ferramentas. O sensor térmico AD590IC e a sonda MP4 da Renishaw Co. foram desenvolvidos para medições de temperatura e expansão do motofuso, respectivamente. Em vez da condição sem usinagem como especificado pela norma ISO 230-3: 2007, o modelo de erro térmico proposto foi derivado da condição de corte real. Um sistema de compensação de erro embarcado usando um computador de placa única baseado em Intel 8051 foi desenvolvido para compensar o erro térmico em tempo real.

Conforme mostrado na Fig. 2.65, a função de erro linear foi inicialmente armazenada no processador 8051. Durante o processo de usinagem, o sensor AD590 continuou a ler a temperatura no motofuso a cada 5 min., enviando os dados para o IC 8051. Este processador, em seguida, emite um comando de compensação através da placa de interface I/O B2 no controlador CNC de modo a mudar automaticamente a origem da coordenada da máquina. A característica especial desta estratégia é que a placa de compensação é autônoma, que pode ser colocada na caixa do controlador CNC, e os comandos NC para a usinagem parcial não serão interrompidos. A máquina-ferramenta não precisa equipar um computador externo conforme exigido pela maioria das outras pesquisas.

Figura 2.65 - Diagrama de blocos da placa de compensação do erro térmico (Fan, 2007)

Todo o método de integração do sistema é implementado em duas etapas. A primeira etapa é gerar o modelo térmico de expansão do motofuso devido à condição de usinagem. Os sensores de temperatura (AD590) e o sensor de deslocamento (sonda MP4) registram os dados durante a condição de usinagem, como mostrado na Fig. 2.66 (a). A melhor curva linear entre os sensores de temperatura é definida e ajustada como o modelo de erro térmico desta máquina. O segundo passo é então armazenar o modelo de correção de erros no computador e realizar a ligação direta ao controlador CNC para o processo de compensação de erros em tempo real durante a usinagem de qualquer outro material, como mostrado na Fig. 2.66 (b).

As características inteligentes deste sistema incluem: geração rápida de modelos, detecção automática de mau funcionamento, exibição de temperatura em tempo real, remoção de EMI, compensação automática e adequada para a maioria das condições ambientais. Testes experimentais mostraram que o erro térmico de um centro de usinagem CNC pôde ser controlado dentro de 10 μm .

Figura 2.66 - Integração do sistema na máquina-ferramenta, (a) processo de geração do modelo de erro, (b) processo de compensação de erros (Adaptado de Fan, 2007)

Lia et al. (2011) apresentaram um projeto de um sistema de compensação de erros térmicos para máquinas-ferramentas CNC que pode compensar a deformação térmica do eixo Z durante o período de trabalho. O sistema de compensação de erros térmicos inclui três instrumentos: medidor de deslocamento, sensor de temperatura e compensador de erros térmicos. O processo de compensação inclui duas etapas: etapa de modelagem e etapa de compensação. A etapa de modelagem concentra-se em desenvolver um modelo de erros térmicos e a etapa de compensação concentra-se no uso do modelo para compensar a deformação térmica do eixo Z durante operação. A Fig. 2.67 mostra o procedimento desenvolvido para compensação do erro térmico.

Figura 2.67 - Procedimento para compensação do erro térmico (Lia et al. 2011)

Na etapa de modelagem, os sensores de deslocamento e de temperatura são usados para obter o comportamento térmico do eixo Z através de dois sensores de deslocamento, e sete sensores de temperatura, seis deles instalados para monitorar a temperatura do motofuso e um deles instalado para verificar a temperatura ambiente. Na segunda etapa, esses dados de deformação e temperatura são enviados ao computador para modelar a relação entre a temperatura e o erro térmico. Na terceira etapa, o modelo de erros térmicos é enviado ao compensador de erros térmicos para realizar a compensação *on-line*. Quando a máquina-ferramenta está em operação, o compensador de erros térmicos coleta os dados de temperatura. Os dados de compensação T' que serão enviados ao PLC podem ser obtidos utilizando o modelo de erros térmicos e os dados de temperatura. Em seguida, o PLC envia informações de compensação ao sistema de controle numérico NC que controla o sistema de servos para compensar o erro térmico da máquina-ferramenta.

Horejša et al. (2012) implementaram um modelo matemático usando funções de transferência térmicas (TTF) em um controlador CNC padrão de um centro de fresamento horizontal para compensar os erros térmicos em tempo real, como mostrado na Fig. 2.69. As entradas do algoritmo de compensação são a velocidade de rotação do motofuso e as temperaturas da estrutura da máquina.

Figura 2.69 - Implementação do algoritmo de compensação de erros térmicos no sistema de controle da máquina-ferramenta (Adaptado de Horejša et al., 2012)

O método alcançou uma redução de erros térmicos de mais de 75% do valor inicial para o ciclo de trabalho variado ao longo de quase 3 dias (70 h). Assim, o espectro de verificação mostra claramente que o método de compensação usando um modelo TTF é um método robusto para otimizar os deslocamentos induzidos termicamente no TCP da máquina-ferramenta.

Para melhorar a precisão e a eficiência da compensação de erros em tempo real, Wang W. et al. (2013) desenvolveram uma metodologia de compensação baseada em série de Fourier (FS-NN) para reduzir os erros geométricos e térmicos de fresadoras CNC VM850 em condições variáveis de operação. O CNC da máquina é o sistema CNC FANUC 0i da FANUC Corporation e o laser interferômetro utilizado para a medição do posicionamento dos eixos foi o sistema de medição a laser XL-80 da Renishaw Inc. Inicialmente, um modelo de erro é apresentado com base no princípio da série de Fourier. Posteriormente, as relações entre as diferentes curvas de erro e as temperaturas dos pontos térmicos chave são determinados usando redes neurais. Em seguida, é estabelecido um modelo de erro combinado que é adequado para reduzir os erros de posicionamento dos eixos em qualquer estado térmico. Finalmente, desenvolve-se um sistema dinâmico de compensação de erros em tempo real com modelagem automática de erros e compensação síncrona multiaxial.

Em uma máquina-ferramenta, a posição real de uma ferramenta sempre se desvia da posição desejada devido a erros diferentes. A ideia básica é alcançar a posição real o mais próximo possível usando a técnica de compensação de erro recursiva. Portanto, a compensação de erro é considerada como uma criação deliberada de um novo erro, que é oposto ao erro original que representa o problema de precisão atual. Para implementar a compensação de erro, move-se a ferramenta ou a peça de trabalho na direção oposta onde o erro original ocorre e este novo erro criado é quase equivalente ao erro original. Por meio da função de mudança de ponto zero da máquina existente no sistema CNC FANUC 0i com a aplicação de um novo sistema de compensação de erros em tempo real desenvolvido, o erro geométrico e o erro induzido termicamente da máquina-ferramenta podem ser compensados em tempo real.

O sistema de compensação combinou três etapas de operação. O segmento de coleta da posição e da temperatura é responsável pela aquisição de dados, processamento de dados e interface homem-máquina e interação de banco de dados de porta paralela. Os dados adquiridos são processados na etapa 2 onde o modelo de erro é escolhido de acordo com as condições de trabalho e os tipos de máquinas-ferramentas. O valor de erro calculado é combinado com o sinal de controle da posição da máquina; portanto, o erro geométrico e o erro induzido termicamente podem ser compensados em tempo real. Usando este método, não é necessário modificar o comando de controle e o hardware ou software do sistema CNC.

O sistema de medição do laser Renishaw é amplamente utilizado por seu resultado de medição convincente. Na medição do erro de posicionamento, os dados são armazenados no arquivo *.rtl no PC, que pode ser facilmente aberto pelo programa Bloco de Notas do Windows. Por isso, foi desenvolvido um LabVIEW VI através do qual os dados de erro de posicionamento puderam ser transferidos automaticamente para o software de compensação. No experimento de compensação real, o erro de posicionamento máximo na temperatura ambiente foi reduzido de 19,9 μm a 1,8 μm antes e depois da compensação em tempo real, que representou uma compensação de quase 91%. O erro de posicionamento máximo foi reduzido de 20,2 μm para 4,4 μm após o aumento da temperatura, que representou uma compensação de quase 78%.

Ta et al. (2014) visaram principalmente o estabelecimento de uma metodologia para compensar erros térmicos em tempo real para máquinas-ferramenta de ultra precisão, com desenvolvimento e integração em tempo real do módulo de compensação de erros térmicos. O módulo inclui temperaturas como entradas, algoritmo de rede neural para computar os erros térmicos, programação em linguagem 'C' para os cálculos dos erros em tempo real e integração em um controlador CNC de arquitetura aberta.

O procedimento para o desenvolvimento do módulo de compensação dos erros térmicos em tempo real consistiu em cinco etapas principais:

- a. Configuração dos sensores de deslocamento e temperatura e controle da máquina para medir os erros térmicos dos eixos X e Z.
- b. Experimentação na máquina usando configuração térmica e configuração capacitiva para coletar os dados de temperatura e erros térmicos nos eixos X e Z com base na ISO-230-3: 2007.
- c. Projeto da rede neural e treinamento com os dados medidos.
- d. Extração dos principais parâmetros da rede (pesos e bias) e programação em 'C' para cálculos em tempo real.
- e. Repetição do teste de medição para determinar o desempenho real do sistema na máquina.

A rede neural *feed-forward* foi usada para encontrar a relação entre temperaturas e valores de deslocamento. A arquitetura de rede foi selecionada com base no tamanho e tipo de dados térmicos e o número de camadas e neurônios foram selecionados com base no método de tentativa e erro ao verificar os gráficos de regressão e de desempenho. O desempenho da rede neural é testado com base no erro quadrático médio, onde o objetivo da rede neural é 0. O desempenho do algoritmo de rede neural foi desenvolvido usando o Neural Network Toolbox do Matlab R2012. O algoritmo *multilayer feed-forward backpropagation* com algoritmo de treinamento "trainlm" foi usado para desenvolver o modelo de compensação do erro térmico.

Os principais parâmetros (pesos e Bias) foram extraídos das redes neurais e um programa em linguagem 'C' foi desenvolvido para as equações da rede neural com seus respectivos pesos e *bias*.

Na compensação do erro térmico em tempo real, as temperaturas são adquiridas em tempo real, o programa em linguagem 'C' calcula o erro térmico, e os erros são compensados através do deslocamento da posição do eixo da máquina ou da ferramenta. Com base no requisito do controlador/usuário, a compensação pode ser realizada tanto pelo deslocamento da posição dos eixos quanto pelo deslocamento da ferramenta. Os sensores de temperatura (RTD) foram conectados ao Ndrive HLe 20-40, registro de dados no controlador A3200 CNC. O módulo de aplicação de compensação de erro térmico foi desenvolvido, executado em tempo real em modo silencioso, onde a compensação ocorre sem a intervenção do operador no CNC. Este módulo de compensação funciona apenas para

controladores multitarefas. Com esta metodologia, os erros térmicos diminuíram de 50 μm para 3 μm .

Liu T. et al. (2017) procuraram apresentar as vantagens do modelo baseado em física sobre o modelo orientado por dados, onde foi proposta a modelagem física de erros térmicos do fuso de esferas e do motofuso de um centro de usinagem vertical TC500R com comando FANUC API 0i MD de arquitetura aberta. Com base na teoria do calor gerado por atrito, troca de calor por convecção e condução de calor, o modelo de erro térmico do fuso de esferas foi estabelecido e o campo de temperatura pôde ser obtido para prever o erro térmico a qualquer momento. A medida dos erros térmicos foi realizada através do laser interferômetro XL80 da Renishaw Company.

A compensação dos erros térmicos em tempo real exigiu a leitura das posições dos eixos servo controlados do CNC e o registro escrito dos valores de compensação no CNC. As especificações do CNC Fanuc API foram usadas para obter essas funções de leitura e escrita. Esse tipo de método não precisa modificar o hardware e o software do CNC, e nem a coordenada da peça nem o processo de usinagem serão influenciados.

Os efeitos da compensação térmica foram verificados usando experimentos em vazio e em operação de usinagem. Os resultados indicaram que o modelo físico desenvolvido resultou em alta precisão e forte robustez, mesmo que o estado de movimento do eixo do fuso de esferas e a velocidade de rotação do motofuso mudem aleatoriamente.

3 METODOLOGIA DE TRABALHO

Seguindo o principal objetivo desta tese de desenvolver um algoritmo robusto e preciso para estimar e compensar os erros térmicos de um centro de usinagem de 5 eixos, apresenta-se de forma resumida a metodologia que será adotada para atender tal objetivo na Figura 3.1. Inicialmente serão realizadas investigações experimentais para se obter a variação transiente da temperatura e do erro térmico da máquina durante diversos ciclos de trabalho com a máquina operando em vazio e em operações de usinagem. Modelos em elementos finitos (MEF) tanto dos componentes individuais quanto da máquina completa serão desenvolvidos e validados comparando-se os resultados obtidos pela simulação com os resultados obtidos experimentalmente. O modelo MEF validado será usado para alimentar uma rede neural artificial (RNA) com o objetivo de prever com precisão os erros térmicos da máquina em condições operacionais não testadas. Por fim, modelos de compensação térmica da peça e da máquina serão desenvolvidos e validados.

Figura 3.1 – Diagrama de blocos esquemático da metodologia proposta.

Fonte: Próprio autor, 2018

A compensação térmica com o auxílio da simulação numérica pelo MEF se dará baseada na avaliação da temperatura real da máquina através da leitura de múltiplos sensores. Após o cálculo de diversas influências térmicas na geometria da máquina será possível prever os erros térmicos e desenvolver um algoritmo de correção destes erros. Uma vez implementado no CNC da máquina, ele deverá ser capaz de realizar as correções dos deslocamentos dos eixos em tempo real. Os motivos da escolha da metodologia baseada em modelos experimentais e físicos estão listados abaixo:

- Compensação do erro térmico não impacta no tempo máquina.
- Deslocamentos de translação e de rotação podem ser compensados.
- Não é necessária uma amostra de peças usinadas para se obter a relação entre variação de temperatura e erro térmico da máquina.
- Não é necessário um apalpador de medição, portanto ganha-se tempo na troca de ferramenta.

Dois pontos contrários à metodologia adotada também são citados:

- Procedimento indireto (correção da posição pela temperatura).
- Grandes esforços iniciais: tempo, recursos tecnológicos e financeiros.

Neste capítulo são apresentados os sistemas de medição de temperatura e dos erros térmicos, a metodologia utilizada na realização dos ensaios experimentais, os equipamentos e ferramentas utilizados em todos os experimentos, além do detalhamento dos procedimentos e condições de contorno adotados nas simulações pelo método dos elementos finitos.

3.1 EQUIPAMENTOS

3.1.1 Máquina-Ferramenta

A máquina-ferramenta utilizada para a realização do levantamento experimental dos erros térmicos foi um centro de usinagem horizontal de 5 eixos, do fabricante B. GROB, modelo G550AB, rotação de 16.000 rpm, potência 52 kW e torque 82,8 N.m. Comando CNC - SIEMENS 840D SL (Fig. 3.2a). A máquina está instalada no Centro de Aplicação Tecnológica (C.A.T.) da Empresa B. GROB do Brasil, conforme mostra a Figura (3.2b). Um dos objetivos do C.A.T é realizar

ensaios e testes de validação dos novos desenvolvimentos dos equipamentos GROB.

Figura 3.2 – (a) Imagem em corte do Centro de Usinagem GROB G550AB, (b) Máquina instalada no C.A.T da empresa B. GROB do Brasil (Fonte: Próprio autor, 2017)

A Figura 3.3 mostra de forma esquemática os dez eixos acionáveis do centro de usinagem no sistema de referência global. Nesta tese serão avaliados os efeitos térmicos decorrentes do funcionamento de cinco destes eixos, que são: eixos lineares X, Y e Z, e eixos rotativos A e B.

Figura 3.3 – Desenho esquemático dos eixos acionáveis no centro de usinagem (Fonte: Próprio autor, 2017)

A Tabela 3.1 mostra os dados técnicos do centro de usinagem, que foram parâmetros de avaliação do equipamento em relação à evolução térmica de seus componentes e estrutura.

Tabela 3.1 - Dados técnicos do centro de usinagem	
Área de Trabalho	
Curso de Trabalho Eixo X:	800 mm
Curso de Trabalho Eixo Y:	950 mm
Curso de Trabalho Eixo Z:	1020 mm
Velocidade e Aceleração dos Eixos	
Velocidade máxima Eixo X:	65 m/min
Velocidade máxima Eixo Y:	50 m/min
Velocidade máxima Eixo Z:	80 m/min
Aceleração máxima Eixos X, Y e Z:	9 m/s ²
Força de avanço máximo: Eixos X, Y e Z:	8 kN

A Tabela 3.2 apresenta a precisão de posicionamento dos eixos lineares do centro de usinagem conforme o padrão VDI 3441/DGQ 3441 (2006).

Tabela 3.2 - Precisão de posicionamento dos eixos lineares do centro de usinagem

Precisão conforme VDI/DGQ 3441	
Posicionamento dos eixos X, Y e Z	Réguas ópticas (resolução 0,1 µm)
Tolerância de posicionamento X/Y/Z	6 µm
Repetibilidade X/Y/Z	4 µm

A Tabela 3.3 apresenta os dados técnicos dos eixos rotativos do centro de usinagem G550AB.

Tabela 3.3 - Dados técnicos dos eixos rotativos do centro de usinagem

Mesa Rotativa Eixo "A"	
Ângulo de Giro	240°(-180°/+60°)
Velocidade max.	12 rpm
Diâmetro máx. sem colisão	1070 mm
Torque para interpolação	2.430 N.m
Mesa Rotativa Eixo "B"	
Dimensão dos Paletes	630x630mm
Campo de trabalho	360°x 0,001°
Velocidade máx.	50 rpm
Diâmetro máx. sem colisão	900 mm
Torque para interpolação	1.350 N.m

O centro de usinagem GROB G550AB é uma máquina-ferramenta de alta velocidade para usinagem de precisão utilizando a cinemática de 5 eixos. A Fig. 3.4 mostra a cinemática de movimento 5 eixos da máquina e detalha também o volteio de trabalho da mesa de usinagem.

Figura 3.4 – Volteio dos eixos rotativos A e B do centro de usinagem G550AB
(Fonte: B. GROB do Brasil, 2015)

3.1.2 Medição e Condicionamento da Temperatura

Para o levantamento do comportamento térmico do centro de usinagem foram utilizados 15 sensores de temperatura e uma câmera termográfica. Os sensores foram instalados em pontos estratégicos conforme avaliação prévia através da câmera termográfica. Eles foram conectados em um sistema de aquisição e condicionamento de dados, onde foi possível obter a curva de temperatura em função do período de medição.

3.1.2.1 Termopar tipo “T”

Para o monitoramento da temperatura do centro de usinagem em pontos estrategicamente definidos foram utilizados termopares do tipo “T”, do fabricante MIT-EXACTA conforme Fig. 3.5. A escolha do tipo de termopar levou em consideração a resolução do sensor, além da faixa de temperatura e precisão de leitura.

Figura 3.5 - Termopar tipo "T" Fa. EXACTA, utilizado no monitoramento térmico
(Fonte: Próprio autor, 2015)

A Tabela 3.4 mostra os dados técnicos dos sensores de temperatura utilizados.

Tabela 3.4 - Dados técnicos dos sensores de temperatura

Sonda Termopar	tipo "T" (CUCO): Cobre (+) e Constantan (-)
Faixa de temperatura	-184 °C a 370 °C
Ponta de medição	Tipo junta quente aterrada
Bitola	2x24 AWG - ANSI
Isolação mineral	Óxido de magnésio (MgO)
Tubo de proteção	em inox 304, diâmetro. de 3mm
Tempo de resposta	0,20 s
Precisão (Norma ANSI.MC 96.1)	± 1 °C
Conector MINI macho/fêmea	Compensado/polarizado em baquelite

3.1.2.2 Câmera Termográfica

Para o levantamento dos pontos críticos de variação de temperatura do centro de usinagem e também para a medição da temperatura em regiões de difícil instalação dos termopares, foi utilizada uma câmera termográfica (câmera infravermelha) modelo Ti90 do fabricante FLUKE, que possui regulagem da emissividade e ajuste de foco, conforme Fig. 3.6.

Figura 3.6 - Câmera termográfica Fa. FLUKE utilizada durante os experimentos

A Tabela 3.5 apresenta os dados técnicos da câmera infravermelha utilizada no monitoramento da temperatura durante os ensaios realizados.

Tabela 3.5 - Dados técnicos da câmera infravermelha utilizada nos experimentos

Câmera infravermelha	FLUKE Ti90
IFOV (resolução espacial)	5,6 mRad
Campo de visão	19,5° H x 26° V
Sensibilidade térmica (NETD)	< 0,15 °C à temperatura-alvo de 30 °C
Gama de medição	-20 °C à +250 °C
Precisão	± 1 °C
Banda espectral de infravermelhos	9 µm a 15 µm

3.1.2.3 Sistema de aquisição de dados de temperatura

O equipamento de aquisição e condicionamento dos dados lidos pelos termopares é do modelo ST7100D com condicionador de termopares tipo ST7031T, da Firma SPECTRA TECNOLOGIA, Fig. 3.7. O software utilizado para o tratamento dos dados foi o AQUISI-XP, também desenvolvido pela SPECTRA.

Figura 3.7 - Sistema de aquisição e condicionamento de dados de temperatura SPECTRA

A Tabela 3.6 apresenta os principais dados técnicos do sistema de aquisição e condicionamento dos dados de temperatura.

Tabela 3.6 - Dados técnicos do sistema de aquisição e condicionamento dos dados de temperatura

Bastidor e controlador ST7100D	
<u>Conversor analógico-digital</u>	
Faixa de entrada	± 10 V
Resolução de conversão	12 bits
Taxa de amostragem máxima	180.000 Am/s
Potenciômetro digital	24 pulsos/volta
Condicionador de Termopares ST7031T	
<u>Amplificador</u>	
Ganho	285,7 V/V
Impedância de entrada (CC)	> 10 MO
Rejeição de modo comum	> 95 DB
Faixa de compensação de junta fria	$-10 \dots +40^{\circ}$ C
Faixas de medição (tipo "T")	$-20 \dots +400^{\circ}$ C
Software de aquisição e tratamento de dados	
AQUISI-XP	

3.1.3 Apalpador de medição

Os erros térmicos do centro de usinagem foram obtidos através da medição de uma bucha de referência, também chamada de bucha “zero km” localizada na lateral da mesa de trabalho. Estas medições foram realizadas através de um apalpador de medição do tipo IRP40.1 do fabricante M&H, conforme Fig. 3.8.

Figura 3.8 - Apalpador de medição M&H utilizado para medição da bucha de referência
(Fonte: Próprio autor, 2018)

A Tabela 3.7 apresenta os principais dados técnicos do apalpador de medição M&H IRP40.1 utilizado nos ensaios experimentais.

Tabela 3.7 - Dados técnicos do apalpador de medição M&H IRP40.1

Sonda de medição	IRP40.1
Transmissão do sinal	Infravermelho
Repetibilidade	2 sigma < 1 µm com 50 mm de haste
Velocidade	254 mm/min - 2000 mm/min
Direções	±X, ±Y, -Z
Deflexão máxima	X/Y ±12,5°; Z -5 mm
Força de contato	X/Y = 1 N; Z = 7 N

3.2 METODOLOGIA DOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS

As etapas experimentais desta Tese foram divididas em duas fases principais, conforme resumido pelo diagrama de blocos da Fig. 3.9.

Na primeira fase buscou-se mapear o comportamento térmico transiente do centro de usinagem e a consequente variação do erro térmico da máquina através de nove diferentes ciclos de trabalho em vazio. Foram instalados 15 sensores de temperatura em pontos críticos da máquina, que mediam continuamente, e registravam a variação de temperatura a cada 6 minutos. Em paralelo, durante os diferentes ciclos de trabalho propostos, foram realizadas medições das coordenadas X, Y e Z da bucha de referência localizada na mesa, também a cada 6 minutos. Nesta fase também foi realizado o ensaio de medição por Laser Interferômetro para monitoramento dos erros de posicionamentos dos eixos lineares e o ensaio de medição através de um dispositivo *Ballbar* para monitoramento dos erros de perpendicularismo entre os pares cinemáticos de eixos lineares da máquina.

Na segunda fase foram realizadas operações de usinagem com mínima quantidade de lubrificante (MQL) em um cabeçote de motor. Antes do início da usinagem, as peças foram divididas em lotes de cinco peças cada, onde estas foram aquecidas a diferentes temperaturas: 20 °C, 25 °C, 30 °C e 35 °C. Todas as peças foram submetidas à mesma sequência de usinagem e, posteriormente, foram levadas para medição de coordenadas das características usinadas em máquina tridimensional de medição por coordenadas (MMC).

Figura 3.9 - Divisão das etapas físico experimentais da tese
(Fonte: Próprio autor, 2018)

A seguir serão detalhados os procedimentos desenvolvidos e os recursos utilizados para a realização da primeira e segunda fase.

3.2.1 Primeira fase experimental

Na primeira fase experimental, foram realizados 9 ciclos de trabalho no centro de usinagem, todos eles em vazio. Nestes ciclos procurou-se expor a máquina a condições críticas de operação no tocante à velocidades, cursos dos eixos e duração do ciclo. Todos os testes foram realizados na temperatura ambiente de $21^{\circ}\text{C} \pm 2^{\circ}\text{C}$.

3.2.1.1 Ciclos de trabalho

As Tabelas de 3.8 a 3.16 apresentam os detalhes sobre o período, velocidades de cada eixo e os respectivos cursos de trabalho utilizados nos nove ciclos de aquecimento realizados, totalizando 52 horas de monitoramento do comportamento térmico do centro de usinagem em ciclos classificados de 1 a 9.

As velocidades utilizadas nos testes 1, 3, 8 e 9 são usuais dos processos característicos deste equipamento. Já as velocidades usadas nos testes 2, 4, 5, 6 e 7 foram superiores, cuja proposta foi de acelerar o processo de aquecimento do equipamento, e obter informações em condições extremas de uso da máquina.

A Tabela 3.8 apresenta os parâmetros utilizados no ciclo 1, que correspondeu ao primeiro ciclo em vazio realizado na máquina, que estava “fria”, ou seja, desligada a mais de 10 horas, podendo-se portanto desprezar possíveis inércias térmicas de outros processos. Antes de iniciar o ciclo de trabalho definido para o ciclo 1, foram medidas as temperaturas e os erros iniciais. O objetivo deste teste foi compreender o comportamento térmico dos subsistemas que compõem o eixo X, cujos dados térmicos serão utilizados para validar o modelo em elementos finitos da máquina. O centro de usinagem funcionou no ciclo em vazio por um período contínuo de 6 horas.

Tabela 3.8 – Ciclo 1: iniciado às 9h00 e finalizado às 15h00 do dia 27.07

Ciclo 1	Velocidade em X	Velocidade em Y	Velocidade em Z	Velocidade motofuso	Velocidade em A	Velocidade em B
	20 m/min	----	----	----	----	----
Duração	Curso em X	Curso em Y	Curso em Z	----	Curso em A	Curso em B
6 horas	800 mm	----	----	----	----	----

A Tabela 3.9 apresenta os parâmetros utilizados no ciclo 2. Neste teste apenas o motofuso foi acionado, cujo objetivo foi de compreender o comportamento térmico isolado do motofuso para posteriormente usar estes dados para validação do modelo do em elementos finitos. Este teste somente foi iniciado após uma pausa da máquina de 18 horas estando assim em equilíbrio com o ambiente. A máquina funcionou no ciclo mostrado por um período de 6 horas ininterruptos.

Tabela 3.9 – Ciclo 2: iniciado às 9h00 e finalizado às 15h00 do dia 28.07

Ciclo 2	Velocidade em X	Velocidade em Y	Velocidade em Z	Velocidade motofuso	Velocidade em A	Velocidade em B
	----	----	----	16.000 rpm	----	----
Duração	Curso em X	Curso em Y	Curso em Z	----	Curso em A	Curso em B
6 horas	----	----	----	----	----	----

A Tabela 3.10 apresenta os parâmetros utilizados no ciclo 3. Neste teste os cinco eixos do centro de usinagem foram acionados simultaneamente. O objetivo foi avaliar o comportamento termoelástico da máquina durante uma condição usual de trabalho. O ciclo 3 somente foi iniciado no dia seguinte, totalizando 19 horas de máquina parada. A máquina funcionou no ciclo em vazio por 4 horas.

Tabela 3.10 – Ciclo 3: iniciado às 8h00 e finalizado às 12h00 do dia 29.07

Ciclo 3	Velocidade em X	Velocidade em Y	Velocidade em Z	Velocidade motofuso	Velocidade em A	Velocidade em B
	20 m/min	20 m/min	20 m/min	10.000 rpm	8,0 rpm	30 rpm
Duração	Curso em X	Curso em Y	Curso em Z	----	Curso em A	Curso em B
4 horas	800 mm	950 mm	1.020 mm	----	240°	360°

A Tabela 3.11 apresenta os parâmetros utilizados no ciclo 4. Neste teste os cinco eixos do centro de usinagem foram novamente acionados simultaneamente. O objetivo foi avaliar o comportamento termoelástico da máquina durante uma condição de trabalho ligeiramente acima da usual. O ciclo 4 só iniciou no dia seguinte, com 20 horas de máquina parada. A máquina funcionou no ciclo em vazio por 4 horas.

Tabela 3.11 – Ciclo 4: iniciado às 8h00 e finalizado às 12h00 do dia 30.07

Ciclo 4	Velocidade em X	Velocidade em Y	Velocidade em Z	Velocidade motofuso	Velocidade em A	Velocidade em B
	30 m/min	30 m/min	30 m/min	10.000 rpm	8,0 rpm	30 rpm
Duração	Curso em X	Curso em Y	Curso em Z	----	Curso em A	Curso em B
4 horas	800 mm	950 mm	1.020 mm	----	240°	360°

A Tabela 3.12 apresenta os parâmetros utilizados no ciclo 5. Neste ciclo foi movimentado apenas o subsistema que compõe o eixo X, ou seja, foram acionados o motor principal, o fuso de esferas do eixo X, guias lineares e a estrutura do carro cruzado, permanecendo portanto os outros eixos lineares e rotativos parados. O objetivo foi avaliar a contribuição isolada deste eixo no erro térmico do centro de usinagem. O ciclo 5 foi iniciado somente no dia seguinte ao último teste, com pausa da máquina superior a 20 horas. A máquina funcionou no ciclo em vazio por 4 horas.

Tabela 3.12 – Ciclo 5: iniciado às 13h00 e finalizado às 17h00 do dia 31.07

Ciclo 5	Velocidade em X	Velocidade em Y	Velocidade em Z	Velocidade motofuso	Velocidade em A	Velocidade em B
	30 m/min	----	----	----	----	----
Duração	Curso em X	Curso em Y	Curso em Z	----	Curso em A	Curso em B
4 horas	800 mm	----	----	----	----	----

A Tabela 3.13 apresenta os parâmetros utilizados no ciclo 6. Neste teste foi acionado apenas o subsistema do eixo Y, composto por motor principal, fuso de esferas, guias lineares e mesa de trabalho, permanecendo portanto os outros eixos lineares e rotativos parados. O objetivo foi avaliar a contribuição isolada deste eixo no erro térmico do centro de usinagem. A máquina funcionou neste ciclo em vazio por 4 horas.

Tabela 3.13 – Ciclo 6: iniciado às 13h00 e finalizado às 17h00 do dia 03.08

Ciclo 6	Velocidade em X	Velocidade em Y	Velocidade em Z	Velocidade motofuso	Velocidade em A	Velocidade em B
	----	30 m/min	----	----	----	----
Duração	Curso em X	Curso em Y	Curso em Z	----	Curso em A	Curso em B
4 horas	----	950 mm	----	----	----	----

A Tabela 3.14 apresenta os parâmetros utilizados no teste 7, onde foram acionados tanto o subsistema do eixo Z (motor principal, fuso de esferas, guias lineares e carcaça da pinola), quanto o motofuso, permanecendo assim os outros eixos lineares e rotativos parados. O objetivo foi avaliar a contribuição isolada destes eixos no erro térmico do centro de usinagem. O ciclo somente foi iniciado no dia seguinte ao último teste, com uma pausa da máquina de 20 horas. A máquina funcionou neste ciclo por 4 horas.

Tabela 3.14 – Ciclo 7: iniciado às 13h00 e finalizado às 17h00 do dia 04.08

Ciclo 7	Velocidade em X	Velocidade em Y	Velocidade em Z	Velocidade motofuso	Velocidade em A	Velocidade em B
	----	----	30 m/min	16.000 rpm	----	----
Duração	Curso em X	Curso em Y	Curso em Z	----	Curso em A	Curso em B
4 horas	----	----	1.020 mm	----	----	----

A Tabela 3.15 apresenta os parâmetros utilizados no ciclo 8. Neste teste os cinco eixos do centro de usinagem foram acionados simultaneamente, assim como ocorreu para o ciclo 3, porém neste ciclo, o tempo de duração foi maior. O objetivo foi avaliar o comportamento termoelástico da máquina durante uma condição usual de trabalho em que a máquina funcionou em vazio por 8 horas.

Tabela 3.15 – Ciclo 8: iniciado às 08h00 e finalizado às 16h00 do dia 05.08

Ciclo 8	Velocidade em X	Velocidade em Y	Velocidade em Z	Velocidade motofuso	Velocidade em A	Velocidade em B
	20 m/min	20 m/min	20 m/min	10.000 rpm	8,0 rpm	30 rpm
Duração	Curso em X	Curso em Y	Curso em Z	----	Curso em A	Curso em B
8 horas	800 mm	950 mm	1020 mm	----	240°	360°

A Tabela 3.16 apresenta os parâmetros utilizados no ciclo 9. Neste teste os cinco eixos do centro de usinagem foram acionados simultaneamente, assim como ocorreu para os ciclo 3 e 8, porém neste ciclo, o tempo de duração foi de 12 horas. O objetivo foi avaliar o comportamento termoelástico da máquina durante uma condição usual de trabalho.

Tabela 3.16 - Ciclo 9: iniciado às 07h00 e finalizado às 19h00 do dia 06.08

Ciclo 9	Velocidade em X	Velocidade em Y	Velocidade em Z	Velocidade motofuso	Velocidade em A	Velocidade em B
	20 m/min	20 m/min	20 m/min	10.000 rpm	8,0 rpm	30 rpm
Duração	Curso em X	Curso em Y	Curso em Z	----	Curso em A	Curso em B
12 horas	800 mm	950 mm	1.020 mm	----	240°	360°

Para a realização dos ensaios de medição dos erros térmicos por dispositivo *Laser Interferômetro* e dispositivo *Ballbar*, o centro de usinagem foi exposto ao ciclo 4 em mais duas réplicas para promover o aquecimento controlado da máquina que caracterizasse a condição de máquina “aquecida” para confrontar com os resultados obtidos em ensaios preliminares na condição de máquina “fria”, ou em temperatura ambiente. A máquina “aquecida” caracteriza-se pelo estado térmico obtido ao final do ciclo 4.

3.2.1.2 Instalação dos sensores de temperatura

A Figura 3.10 mostra os locais onde foram instalados os sensores de temperatura no centro de usinagem. A escolha dos locais de instalação baseou-se nas leituras de imagens termográficas realizadas em etapas preliminares com o objetivo de mapear os pontos críticos de variação de temperatura da máquina, além de outros pontos onde a variação não é tão significativa, mas também importante para se desenhar o comportamento térmico da máquina como um todo. Todos estes dados térmicos foram utilizados para a validação do modelo em elementos finitos da máquina.

Figura 3.10 - Indicação dos locais de instalação dos sensores de temperatura na máquina
(Fonte: Próprio autor, 2017)

As Figuras 3.11 (a) e (b) mostram os pontos de instalação dos termopares T1 e T2, sendo em (a) na porca do fuso de esferas do eixo X e em (b) no flange do mancal do rolamento do motor do eixo X, respectivamente. A Tab. 3.16 descreve os locais onde foram instalados os 15 sensores de temperatura utilizados para o monitoramento térmico do centro de usinagem.

Tabela 3.17 - Locais de instalação dos sensores de temperatura na máquina

Sensor	Local de instalação
T1	Porca do fuso de esferas (eixo X)
T2	Rolamento do motor (eixo X)
T3	Guia linear (eixo X)
T4	Porca do fuso de esferas (eixo Z)
T5	Rolamento do motor (eixo Z)
T6	Guia linear (eixo Z)
T7	Porca do fuso de esferas (eixo Y)
T8	Parede interna da coluna (eixo Y)
T9	Rolamento do motor (eixo Y)
T10	Ponta do motofuso (eixo Z)
T11	Carcasa externa da pinola (eixo Z)
T12	Base da máquina
T13	Base da área de trabalho
T14	Tanque de fluido refrigerante
T15	Temperatura ambiente

Figura 3.11 - (a) Termopar instalado na porca do fuso de esferas do eixo X, (b) termopar instalado no rolamento do motor do eixo X (Fonte: Próprio autor, 2017)

O equipamento de aquisição e tratamento dos dados de temperatura estava instalado ao lado da máquina conforme Fig. 3.12. Parte da chapa de proteção lateral do centro de usinagem foi removida durante os experimentos para permitir o acesso aos pontos de medição das temperaturas.

Figura 3.12 – Local ao lado da máquina, reservado para o monitoramento dos dados de temperatura e erro térmico (Fonte: Próprio autor, 2017)

3.2.1.3 Medição da temperatura por câmera termográfica

A câmera termográfica (ou infravermelha) foi utilizada inicialmente para mapear os pontos mais críticos de variação de temperatura do centro de usinagem durante rodadas preliminares dos ciclos 3 e 4, sem registro de erros térmicos. Após esta fase preliminar, foram então definidos os locais da máquina que seriam monitorados de maneira contínua pelos sensores de temperatura. Porém, para obter o gradiente de temperatura de alguns pontos de difícil acesso ou que representavam risco para os sensores, o uso da câmera termográfica foi mantido. Em alguns casos, as imagens termográficas foram utilizadas para complementar as informações levantadas pelos termopares através da indicação de mais pontos de temperatura na região de interesse.

O monitoramento térmico dos mancais de rolamento e dos eixos dos fusos de esferas são exemplos de aplicação da câmera termográfica durante as etapas experimentais. A Figura 3.13 mostra uma foto do mancal dianteiro do fuso de esferas do eixo X em (a) e uma imagem termográfica durante o ciclo 5. A Fig. 3.14 mostra em (a) uma foto do mancal traseiro do eixo X e uma imagem termográfica durante o ciclo 5. A Fig. 3.15 mostra em (a) uma foto do palete na mesa de trabalho, e em (b) uma imagem termográfica durante o ciclo 5. A Fig. 3.16 mostra em (a) uma foto da ponta do motofuso e em (b) apresenta uma imagem termográfica da ponta do motofuso durante a realização do ciclo 2. A Fig. 3.17 mostra uma foto do trilho da guia linear em (a) e uma imagem termográfica do trilho tirada durante a realização do ciclo 5.

Figura 3.13 - Foto do mancal do rolamento do fuso de esferas do eixo X (a) e imagem termográfica (b)

Figura 3.14 - mancal do rolamento do motor principal do eixo X (a) e imagem termográfica (b)

Figura 3.15 - Foto do paleta da mesa giratória - eixos A e B (a) e imagem termográfica (b)

Figura 3.16 - Foto da ponta do motofuso - eixo Z (a) e imagem termográfica (b)

Figura 3.17 - Foto do trilho da guia linear - eixo X (a) e imagem termográfica (b)

3.2.1.4 Medição dos erros térmicos

Os erros térmicos do centro de usinagem foram obtidos através da medição de uma bucha de referência localizada na lateral da mesa de trabalho. Esta bucha é normalmente utilizada nos processos de usinagem de produtos seriados para compensar os erros térmicos durante a usinagem. Cabe apontar que este recurso penaliza o tempo de ciclo na usinagem por acrescentar mais uma troca de ferramenta somando-se ainda o próprio tempo de medição da bucha. Além de não configurar uma alternativa vantajosa para o caso de produção não seriada. A medição da bucha para o propósito desta tese foi estratégica, pois além de estar localizada em uma região afastada das principais fontes de calor, mostra de forma real os desvios da ponta da ferramenta em relação à mesa de usinagem durante a variação de temperatura da máquina, conforme Fig. 3.18. Através deste procedimento pode-se avaliar quanto a medida da peça de trabalho está se afastando da ferramenta de corte durante a movimentação da máquina em um processo real de usinagem.

Figura 3.18 - (a) Área de trabalho do centro de usinagem, (b) detalhe do apalpador de medição e da bucha de referência - "zero km" - Fonte: Próprio autor, (2018)

3.2.1.5 Laser interferômetro

Através do dispositivo laser interferômetro do fabricante RENISHAW, modelo XL-80, com resolução linear de 1 *nm* e precisão de medição de $\pm 0,5$ *ppm* foi possível medir o erro de posicionamento dos eixos lineares X, Y e Z do centro de usinagem, antes e após o aquecimento da máquina, conforme Fig. 3.19.

Figura 3.19 - Laser interferômetro (a) conjunto com estrutura tripé para o canhão do laser e com os retrorrefletores montados, (b) retrorrefletor montado no nariz do motofuso, (c) canhão do laser (Fonte: Próprio autor, 2018)

As medições foram divididas em duas etapas. Na primeira etapa foram realizadas medições na condição de máquina “fria”, ou seja, com temperatura em equilíbrio com o ambiente após 20 horas de repouso. Na segunda etapa, as medições foram realizadas após correr o ciclo 4, mais 1 hora extra de aquecimento por eixo, garantindo através do monitoramento da temperatura uma condição de máquina “aquecida”, ou seja, na temperatura obtida ao final do ciclo 4. Desta forma, foi possível avaliar o erro térmico de posicionamento dos eixos lineares X, Y e Z do centro de usinagem.

A interferometria laser é um método bem estabelecido para a medição de distâncias com grande exatidão, sendo muito utilizada para avaliação de máquinas-ferramenta devido à sua versatilidade. O interferômetro produz uma diferença de caminho percorrido por dois feixes coerentes os quais são sobrepostos e, assim, provocam um padrão de interferência. A análise deste padrão permite a determinação do comprimento de onda da fonte de radiação.

Em centros de usinagem, o interferômetro a laser é utilizado para medir o posicionamento dos eixos lineares. Uma limitação deste método se dá por exemplo durante o processo de usinagem, onde a ação do fluido refrigerante ou de cavacos soltos durante a usinagem podem interferir nos resultados.

A interferometria utilizada por este sistema baseia-se no modelo de interferômetro de *Michelson* (Figura 3.20), em que um feixe de luz (1) atinge um bloco de vidro onde uma das superfícies é coberta com um filme refletor, que aumenta a refletividade da interface. Essa interface atua como um divisor de feixes (*splitter*) (2).

Figura 3.20 - Princípio de medição linear do laser – interferômetro de *Michelson* – 1) Feixe de laser emergente do canhão, 2) Divisor de feixe, 3) Retrorefletor, 4) Feixe de volta. Fonte:
<http://www.renishaw.com/en/interferometry-explained--7854> Acesso em: 03/09/2017

O feixe da fonte é dividido em dois na interface com a superfície refletora. Um dos raios sai em direção a M1, é refletido sobre si mesmo e depois atravessa o bloco central. Outro raio vai na direção de M2 (3), é refletido sobre si mesmo e é refletido no retrorefletor. Na “volta” destes dois feixes (4), eles se encontram e ocorre então a interferência de ondas destes dois feixes. A diferença de fase entre os dois raios é causada pela diferença de caminho óptico percorrido e esta diferença de fase é o erro de posicionamento.

Uma das maiores vantagens da interferometria é o seu alto grau de sensibilidade. Devido ao comprimento de onda do laser ser muito pequeno (da ordem de 650 nm), variações na fase óptica podem ser medidas, mesmo sendo muito pequenas.

3.2.1.6 *Ballbar* telescópico

Foram realizadas medições dos erros térmicos utilizando o dispositivo *Ballbar* telescópico do fabricante RENISHAW, modelo QC20-W (*wireless*), com resolução de $0,1\ \mu m$ e precisão de medição de $\pm 0,05\ \mu m$, conforme Fig. 3.21.

Figura 3.21 - Kit *Ballbar* telescópico (a) kit desmontado e guardado, (b) kit montado no nariz do motofuso. Fonte: Próprio autor, 2015

O dispositivo *Ballbar* teve o objetivo de avaliar a influência do erro térmico no perpendicularismo entre os pares de eixos lineares ZX, ZY e XY do centro de usinagem. Para avaliar a influência da variação de temperatura no erro cinemático da máquina, foram realizadas em uma primeira etapa, as medições dos três pares de eixos, na condição de máquina “fria”, como consequência do repouso da máquina por 20 horas. Na segunda etapa, as medições foram realizadas após correr uma réplica do ciclo 4, mais 1 hora extra de aquecimento por eixo, garantindo através do monitoramento da temperatura uma condição de máquina “aquecida”. Desta forma foi possível avaliar o erro térmico de perpendicularismo entre os pares de eixos lineares ZX, ZY e XY do centro de usinagem.

Atualmente, o sistema de medição *Ballbar* telescópico, Figura 3.21, é o instrumento de medição aceito universalmente como o mais prático, conveniente e flexível para a avaliação da exatidão de medição de contorno em máquinas-ferramenta CNC.

Em teoria, se uma máquina CNC é programada para traçar uma trajetória circular e o desempenho de posicionamento da máquina é exato, o círculo real coincidirá com o círculo programado. Na prática, muitos fatores na geometria da máquina, sistema de comando e desgaste podem desviar o raio do círculo de teste e

seu perfil circular programado. Sendo possível medir com precisão a trajetória circular real e compará-la com a trajetória programada, tem-se a medida da exatidão da máquina. Esta é a base de todo teste com o *Ballbar* telescópico. Desta forma, permite-se uma verificação simples e rápida do desempenho de posicionamento da máquina-ferramenta CNC em relação às normas internacionais *ISO*, *ASME*, etc., auxiliando os usuários a comparar e acompanhar o desempenho das suas máquinas e rapidamente diagnosticar os problemas que requerem solução.

3.2.2 Segunda fase experimental

Para os testes de usinagem realizados na segunda fase experimental foram utilizados 46 cabeçotes de motor em alumínio AlSi6Cu4 (Fig. 3.22). A temperatura da sala estava em $21\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 2\text{ }^{\circ}\text{C}$ durante todos os testes realizados, que foram divididos em quatro etapas:

- **Etapa 1:** 20 peças foram divididas em 4 lotes de 5 peças cada (lotes #1 a #4) (Tabela 3.18), onde cada lote seria aquecido até uma determinada temperatura, para posteriormente serem usinadas. Nesta etapa, as temperaturas das peças foram medidas apenas na entrada da máquina e após o término da usinagem. Os pontos de medição da temperatura nas peças foram os pontos #3 e #4, que são mostrados na Fig. 3.22.
- **Etapa 2:** Foram usinadas mais dois lotes de 5 peças cada (lotes #5 e #6). Estando as peças do lote #5 com temperatura inicial de $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ e as peças do lote #6 inicialmente a $30\text{ }^{\circ}\text{C}$. Nesta etapa, as medições de temperatura ocorreram após cada troca de ferramenta. As medições nos pontos #3 e #4 ocorreram para as treze trocas de ferramenta, enquanto os pontos #1 e #2 foram medidos apenas nas quatro últimas trocas, para efeito de comparação.
- **Etapa 3:** Uma peça usinada a $20\text{ }^{\circ}\text{C}$, foi posteriormente aquecida até a temperatura de $50\text{ }^{\circ}\text{C}$ e inserida novamente no centro de usinagem. O objetivo desta etapa foi medir e avaliar, através do apalpador de medição, as coordenadas x e y dos index (#17 e #18) ao longo do tempo no processo de resfriamento natural, até a peça retornar à temperatura ambiente. A temperatura da peça foi monitorada através de sonda de temperatura.

- **Etapa 4:** Baseado nos resultados de desvio de posição obtidos após a medição das peças em máquina tridimensional, foi proposto um modelo de cálculo do fator de compensação térmica da peça que ao ser inserido no CNC da máquina irá compensar os seus erros térmicos. Outros três lotes de peças (lotes #7, #8 e #9), previamente aquecidas, foram usinadas para verificação e validação do método proposto.

Tabela 3.18 - Distribuição das peças usinadas nas 4 etapas no centro de usinagem

Lote	Quantidade de peças usinadas por Grupo	Temperatura de entrada das peças na máquina	Condição do teste
#1	5 peças – 1 a 5	20 °C	sem compensação
#2	5 peças – 6 a 10	25 °C	sem compensação
#3	5 peças – 11 a 15	30 °C	sem compensação
#4	5 peças – 16 a 20	35 °C	sem compensação
#5	5 peças – 21 a 25	20 °C	sem compensação
#6	5 peças – 26 a 30	30 °C	sem compensação
#7	5 peças – 31 a 35	25 °C	com compensação
#8	5 peças – 36 a 40	30 °C	com compensação
#9	5 peças – 41 a 45	35 °C	com compensação
#10	1 peça – 46	50 °C	sem compensação

A Figura 3.22 mostra os quatro pontos onde foram feitas as medidas de temperatura nas peças, sendo dois pontos na face da combustão (pontos #1 e #2) e outros dois pontos na face da tampa (pontos #3 e #4).

Figura 3.22 - Cabeçotes de motor usados para os testes de usinagem de peça aquecida e a indicação dos pontos de medição de temperatura. Fonte: Próprio autor, 2017

A temperatura da peça foi medida a cada troca de ferramenta usando a sonda de temperatura M&H 25.44 HDR com receptor infravermelho 91.40-RX/TX (Fig. 3.23).

Figura 3.23 - Sonda de temperatura M&H 25.44 HDR. Fonte: Próprio autor, 2017

O aquecimento das peças foi realizado através do armazenamento das mesmas numa estufa elétrica com controle de temperatura (Fig.3.24). As peças permaneceram na estufa até atingirem a temperatura pré-definida para o teste.

Figura 3.24 - Estufa elétrica usada para aquecimento das peças. Fonte: Próprio autor, 2017

A Tabela 3.19 mostra as treze ferramentas utilizadas nos testes de usinagem, com seus respectivos números e todas as características usadas durante a operação. No total foram 30 intervenções de usinagem na peça.

Tabela 3.19 - Descrição das características usinadas e ferramentas de corte

Descrição da ferramenta - operação	Número da ferramenta	Furo usinado
Broca – Furos de fixação da capa	T1	Furos: 1 e 2
Escareador - Alojamento do furo de adm.	T2	Furos: 3 e 4
Broca - Guia em semi-acabamento	T3	Furos: 5 e 6
Rebaixador - Assento da mola	T4	Furos: 7 e 8
Rebaixador - Assento da guia	T5	Furos: 9 e 10
Alargador - Válvula	T6	Furos: 11 e 12
Rebaixador - Assento e guia	T7	Furos: 13 e 14
Alargador - Válvula	T8	Furos: 15 e 16
Broca – Furo do mancal (index)	T9	Furos: 17 e 18
Alargador – Furo do mancal (index)	T10	Furos: 17 e 18
Broca - Furos de fixação da tampa	T11	Furos: 19, 20, 21, 22
Macho - Rosqueamento dos furos da tampa	T12	Furos: 19, 20, 21, 22
Macho - Rosqueamento dos furos de fixação da capa	T13	Furos: 1 e 2

Os furos usinados que posteriormente serão medidos em máquina tridimensional de medição por coordenadas (MMC) são: #3, #4, #11, #16, #17 (index) e #18 (index), conforme indica a Fig. 3.25.

Figura 3.25 - Furos medidos na MMC. Fonte: Próprio autor, 2018

3.3 SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL

A investigação baseada em simulações de diferentes condições de operação e condições ambientais flutuantes que promovem os erros térmicos entre a ponta da ferramenta e a peça de trabalho é tratada como uma condição necessária para o desenvolvimento de máquinas-ferramenta termicamente tolerantes devido aos crescentes requisitos de precisão. Essas demandas crescentes e, ao mesmo tempo prazos cada vez menores para o desenvolvimento de novas tecnologias em máquinas-ferramenta, obrigam os projetistas ainda durante a fase de desenvolvimento do projeto da máquina atuarem de maneira incisiva na simulação computacional.

Está bem estabelecido em todas as áreas de desenvolvimento de produto que o método dos elementos finitos (MEF) proporciona as condições ideais para isso, sendo sua precisão limitada hoje principalmente pela falta de conhecimento das condições de contorno e do comportamento térmico da máquina-ferramenta. Como base para melhorar a precisão da simulação durante a investigação das propriedades térmicas do centro de usinagem através do MEF, foram realizados extensos estudos experimentais em diversos componentes da máquina e também em seu conjunto completo.

Estudos baseados em medições do erro térmico da ponta do motofuso e de uma bucha de referência localizada na mesa de trabalho, juntamente aos estudos sobre a evolução transiente da temperatura dos pontos de medição selecionados na superfície dos componentes da máquina, ofereceram amplo suporte para melhorar a precisão e a confiabilidade das simulações. Cargas térmicas externas e internas, usinagem, temperatura ambiente variável, acionamento dos fusos de esferas, guias lineares e motores, e modelos de aquecimento por atrito dos componentes deslizantes da máquina foram utilizados nas simulações. O software usado para a realização das simulações pelo MEF foi o ANSYS v18.2.

A simulação computacional foi dividida em duas etapas principais, seguida por uma terceira etapa numérica de modelagem do algoritmo de previsão e compensação do erro térmico do centro de usinagem. Na primeira etapa de simulação computacional buscou-se modelar através do MEF e avaliar o comportamento térmico dos principais subsistemas da máquina: conjunto do fuso de

esferas, sistema de guias lineares e motofuso. Para validar a metodologia desenvolvida nesta etapa, os resultados obtidos pelas simulações foram comparados com os resultados obtidos nos ensaios experimentais realizados nos ciclos de aquecimento 1 e 2, que totalizaram 12 horas de ensaios. Os parâmetros utilizados nas simulações foram os mesmos usados nas etapas experimentais, como duração do ciclo, intervalo de medição, condições de contorno térmicas e temperatura ambiente.

Na segunda etapa de simulação, foram modelados e avaliados por MEF o comportamento termo elástico da máquina completa, incluindo a análise da interação térmica da máquina com o ambiente a sua volta, e a contribuição do calor devido à simulação de usinagem. Nesta segunda etapa foram utilizadas as condições de contorno validadas na primeira etapa que comprovaram a eficiência do método, para modelar numericamente o centro de usinagem completo. O objetivo principal nesta etapa foi levantar o campo de temperatura e associar essa variação de temperatura aos erros térmicos da máquina. Buscou-se nesta etapa obter a convergência dos resultados numéricos com os valores obtidos experimentalmente durante a realização dos ciclos de aquecimento de 3 a 9, e apresentar uma metodologia precisa e robusta de simulação computacional para o centro de usinagem em questão.

Após a validação dos resultados, foram propostas condições de contorno diferentes das realizadas experimentalmente com o propósito de aumentar o banco de dados termo elásticos da máquina, para a realização da terceira etapa, que correspondeu à etapa numérica de modelagem do algoritmo de previsão do erro térmico do centro de usinagem por redes neurais artificiais (RNA).

A Fig. 3.26 mostra de maneira resumida através de um diagrama de blocos as três etapas numéricas desenvolvidas. Neles são apresentados o detalhamento e os principais objetivos com a realização de cada etapa.

Figura 3.26 - Etapas numéricas de simulação por MEF e modelagem RNA

Fonte: Próprio autor, 2018

A Fig. 3.27 mostra de forma mais detalhada as etapas que compuseram o planejamento numérico deste trabalho.

Figura 3.27 – Fluxograma descritivo das etapas numéricas
Fonte: Próprio autor, 2018

3.3.1 Simulação numérica dos subsistemas

Para simular o comportamento multifísico do centro de usinagem e de seus subsistemas através do método dos elementos finitos (MEF) foi utilizado o software ANSYS v18.2. Este é um programa de simulação, que cobre grande parte dos princípios físicos com a possibilidade de análise de elementos finitos. O procedimento básico é implementado como em todos os programas de elementos finitos e o ANSYS tem a vantagem de oferecer uma linguagem de *script APDL* (*ANSYS Parametric Design Language*), fácil de aprender, mesmo sem conhecimento de programação detalhada, e que está bem documentada.

Na primeira etapa de simulações numéricas através do MEF, buscou-se analisar e simular individualmente os principais subsistemas do centro de usinagem que estão envolvidos diretamente com a geração de calor por atrito, com o objetivo de modelar detalhadamente o seu comportamento térmico seguido pela validação através da comparação com os resultados obtidos experimentalmente. Em alguns casos, devido à complexidade do fenômeno térmico envolvido foi necessário desenvolver uma *script APDL* dentro do ANSYS para simular o comportamento térmico a fim de que se aproximasse mais ao resultado experimental. Os subsistemas modelados na primeira etapa foram: conjunto do fuso de esferas do eixo X, conjunto de guias lineares do eixo X e o motofuso.

A Fig. 3.28 mostra em (a) uma foto do conjunto do fuso de esferas e de guias lineares instalada na máquina. Na Fig. 3.28 (b) tem-se o desenho CAD das guias lineares e em (c) o desenho CAD do fuso de esferas.

Figura 3.28 - (a) Foto do fuso de esferas e guias lineares, (b) CAD guias lineares (c) CAD fuso de esferas. Fonte: Próprio autor, 2017

A Fig. 3.29 mostra uma foto do motofuso da máquina em (a), e o desenho CAD usado nas simulações.

Figura 3.29 - (a) Imagem do motofuso, (b) desenho CAD do motofuso.
Fonte: Próprio autor, 2017

Para definir o modelo MEF dos principais subsistemas do centro de usinagem, que representasse com precisão todas as físicas, restrições e condições de contorno térmicas envolvidas, foi necessário realizar um agrupamento das principais variáveis envolvidas que pudessem de alguma maneira contribuir na solução deste problema não estruturado. A Fig. 3.30 mostra este agrupamento de variáveis através de um diagrama de blocos, onde verifica-se que todos os parâmetros convergem para a modelagem termomecânica do problema não estruturado por MEF.

Figura 3.30 – Estratégia da análise termomecânica do problema utilizando o MEF.
Fonte: Próprio autor, 2017

Na Fig. 3.30 pode-se verificar que os blocos da esquerda estão dedicados ao levantamento e decisão sobre aspectos relacionados aos principais subsistemas da máquina, como se eles se movimentam ou não e quais os materiais utilizados em sua fabricação. Por outro lado, os blocos da direita trazem à luz os aspectos relacionados as condições de contorno térmicas impostas aos mesmos subsistemas da máquina. As condições de contorno envolvem pontos como as fontes de calor, troca térmica com o ambiente, calor gerado por atrito, temperatura do ambiente e qual o envolvimento delas nos subsistemas da máquina.

Um maior detalhamento deste processo de modelagem MEF do principais subsistemas do centro de usinagem é apresentado na Fig. 3.31. Nela pode-se verificar através de um diagrama de blocos as principais fontes de calor existentes nas duas unidades que compõem os principais subsistemas da máquina: unidade principal constituída pelo motofuso e unidade secundária constituída pelas unidades de avanço. Em ambos os casos, a potência de acionamento é dissipada através de energia térmica ao final do ciclo, seja através de perdas por atrito mecânico, perdas elétricas, ou por calor transferido no processo de usinagem.

Figura 3.31 - Esquema do fluxo de calor e seus efeitos na unidade principal e secundária.
 Fonte: Próprio autor, 2017

3.3.1.1 Modelagem do motofuso

Na maioria dos casos para centros de usinagem de pequeno a médio porte utilizados em processos de fresamento e furação, o motofuso é utilizado como unidade principal. Ele substituiu a estrutura tradicional que consiste em fuso principal, caixa de engrenagem e motor de acionamento elétrico. A análise da estrutura indicada na Fig. 3.32 mostra que a conversão da energia em calor ocorre principalmente nos rolamentos primário e secundário, e na bobina do estator.

Figura 3.32 - Fontes de calor e arrefecimento em um motofuso (Fonte: Gleich, 2008)

Uma preocupação existe com relação ao aquecimento excessivo dos rolamentos. Com a utilização de um circuito de arrefecimento do motofuso, assegura-se assim dissipar o calor crítico e consequentemente garantir uma condição de operação estável. O fluido de arrefecimento compreende uma mistura em água e é definido em sua composição pelo próprio fabricante do motofuso. O arrefecimento é integrado à carcaça do motofuso, onde existe um canal em espiral entre o estator e a carcaça, e entre os rolamentos e a carcaça. O mecanismo de transferência de calor é do tipo convectivo.

Procurando-se obter um modelo MEF que representasse com precisão o comportamento térmico do motofuso, foi desenvolvido o modelo em CAD mostrado

na Fig. 3.33. Neste modelo CAD, foram considerados em sua estrutura interna, de forma simplificada, as regiões de contato do eixo principal, dos rolamentos primários e secundários, da bobina do estator, além dos canais para arrefecimento do conjunto. Nele foram eliminados furos, roscas e algumas geometrias que pudessem trazer dificuldades na geração da malha de elementos finitos. Nas regiões de contato definidas para os rolamentos e bobina do estator, foram inseridas as taxas de calor calculadas na simulação MEF. Também foram considerados os valores do coeficiente de convecção nos canais de arrefecimento, para simular o sistema de refrigeração do conjunto no ambiente de simulação MEF.

Figura 3.33 - (a) Modelo CAD simplificado do motofuso, (b) Modelo CAD em corte.
Fonte: Próprio autor, 2017

Os contatos e as restrições do subsistema do motofuso foram criados no ambiente de simulação do ANSYS com o objetivo de melhor representar as condições de contorno do motofuso real. A Fig. 3.34 mostra as regiões e os tipos de contato impostas ao modelo MEF na montagem do motofuso na carcaça da pinola. Na Fig. 3.34 verificam-se as duas regiões de contato, sendo contato 1 do tipo rotativo sem separação e contato 2 do tipo deslizante e rotativo sem separação. O travamento longitudinal imposto no contato 1 garante uma minimização dos efeitos térmicos.

Figura 3.34 - Representação dos contatos criados na montagem motofuso e pinola.
Fonte: Próprio autor, 2017

3.3.1.2 Modelagem do fuso de esferas

As condições de contorno térmicas do fuso de esferas são obtidas através do calor dissipado pelo atrito entre as esferas circulantes na porca e no eixo do fuso de esferas, acompanhada pelo calor gerado por atrito no contato das esferas dos rolamentos nos mancais. Além do calor gerado pelo atrito das esferas circulantes entre a superfície da porca e do eixo do fuso, também deve ser considerado o calor trocado pela alternância de movimento das esferas. O calor de atrito apresenta-se na porca do fuso, portanto, sob a forma de fonte de calor. A Fig. 3.35 mostra em (a) uma foto da porca e do eixo do fuso de esferas, e em (b) um desenho em meio corte da porca onde é possível ver as esferas circulantes.

Figura 3.35 - (a) Fuso de esfera do eixo X do centro de usinagem G550, (b) desenho em meio corte da porca do fuso de esferas. Fonte: Próprio autor, 2016

Nas perdas de energia anteriormente consideradas não existia movimento relativo entre a fonte de calor e os elementos adjacentes. A porca de um fuso de esferas é móvel, portanto existe uma parcela local de geração calor e uma parcela

de calor fornecida a cada deslocamento da porca ao longo do curso de trabalho no eixo.

A Fig. 3.36 mostra esquematicamente em (a) modelo da porca com a esfera e modelo simplificado adotado, e em (b) modelo de circulação das esferas na porca, indicando o caminho ou região de contato. Devido à complexidade na simulação do contato de cada esfera na porca do fuso de esferas, optou-se neste trabalho, simular um modelo simplificado mantendo as regiões de contato, conforme indicado na Fig. 3.36 (a), baseando-se em modelos já validados obtidos na literatura, como em GLEICH (2008).

Figura 3.36 – (a) Representação do contato da esfera e modelo simplificado, (b) esquema representativo da circulação das esferas na porca (Adaptado de Gleich, 2008)

Desta forma, para o modelo simplificado do conjunto do fuso de esferas, foram desconsiderados os sulcos do eixo e da porca e as esferas circulantes. Os rolamentos dianteiro e traseiro também foram simplificados. Furos, roscas e geometrias que pudessem comprometer a geração da malha de elementos finitos foram eliminados. A Fig. 3.37 mostra o desenho CAD do modelo do fuso de esferas, onde é possível ver o eixo, a porca e os rolamentos nas extremidades.

**Figura 3.37 - Modelo CAD simplificado do fuso de esferas.
Fonte: Próprio autor, 2016**

As condições de contorno térmicas do modelo do fuso de esferas simuladas pelo MEF foram obtidas através da modelagem do fluxo de calor dissipado pelo atrito entre a porca e o eixo fuso de esferas, acompanhada pelo calor gerado nos rolamentos. Pelo fluxo de calor calculado foi possível validar a temperatura lida no

flange da porca pelo sensor de temperatura. O acoplamento termodinâmico da porca com o eixo do fuso irá utilizar elementos de condução de calor tridimensionais, onde a limitação do acoplamento está relacionada à área considerada de contato entre a porca e o fuso. Os elementos de acoplamento e suas propriedades são definidos de modo que reflitam as condições de contato termodinâmicas entre os dois componentes. A Fig. 3.38 mostra as regiões de contato criadas no ambiente de simulação ANSYS Workbench. O contato criado entre a porca e o eixo do fuso de esferas foi do tipo com atrito.

Figura 3.38 - (a) região de contato da porca, (b) região de contato do eixo do fuso de esferas.

Fonte: Próprio autor, 2016

3.3.1.3 Modelagem da guia linear

As condições de contorno térmicas da guia linear, assim como ocorre no caso do fuso de esferas, são obtidas através do calor dissipado pelo atrito entre os elementos circulantes no carro e no trilho da guia linear. Além do calor gerado pelo atrito dos elementos circulantes entre a superfície do trilho e do carro, também deve ser considerado o calor trocado pela alternância de movimento dos elementos circulantes, normalmente rolos ou esferas, e a parcela de calor fornecida ao longo dos deslocamentos do carro durante os ciclos de trabalho. A Fig. 3.39 mostra em (a) um desenho em meio corte do carro mostrando os elementos circulantes do tipo rolo em contato com o trilho. A Fig. 3.39 mostra em (b) um desenho frontal do carro montado no trilho, dando atenção especial aos quatro pontos ou regiões de contato entre o carro e o trilho da guia linear. Estas quatro regiões foram definidas como regiões de contato nas simulações por MEF deste subsistema.

Figura 3.39 - (a) Desenho em meio corte de um carro de guia linear, (b) esquema dos pontos de contato. Fonte: <http://www.asiabearings.com> , acesso em 15.01.2018

Assim como ocorreu na modelagem do fuso de esferas, o conjunto da guia linear também foi simplificado para a realização das simulações por MEF. Foram desconsiderados os elementos circulantes, e assumiu-se uma taxa de calor gerada devido ao atrito nos pontos de contato entre os carros e o trilho. Foram eliminados furos, roscas e geometrias que pudessem comprometer a geração da malha de elementos finitos. A Fig. 3.40 mostra em (a) uma foto da guia linear montada na máquina, e em (b) um desenho CAD do carro e trilho da guia linear.

Figura 3.40 - (a) guia linear montada na máquina, (b) CAD do carro e trilho da guia linear. Fonte: Próprio autor, 2016

A Fig. 3.41 mostra as regiões de contato definidas no ambiente de simulação do ANSYS Workbench. O contato criado entre o carro e o trilho da guia linear foi do tipo deslizante com atrito. Cada um dos carros e cada um dos trilhos tiveram 4 regiões de contato.

Figura 3.41 (a) região de contato do carro; (b) região de contato do trilho da guia linear.
Fonte: Próprio autor, 2016

3.3.1.4 Condições de contorno térmicas

Baseado nas formulações matemáticas obtidas na literatura e nos parâmetros de rendimento indicados pelo fabricante do centro de usinagem, foram calculadas as taxas de calor geradas por atrito nos seguintes elementos de máquina: rolamentos dos fusos de esferas, nos rolamentos do motofuso, nos rolamentos das mesas giratórias, nas porcas dos fusos de esferas e nos carros dos trilhos dos eixos lineares X , Y e Z . Estas taxas de calor calculadas foram inseridas nas respectivas regiões de contato nas simulações MEF com o objetivo de simular a geração de calor nos subsistemas da máquina. A verificação da eficácia dos valores calculados foi realizada através da comparação dos campos de temperaturas obtidos durante as simulações MEF com os valores lidos pelos termopares para todos os ciclos testados.

Nas etapas experimentais, a máquina operou nas velocidades de 20 m/min e 30 m/min. Na etapa numérica, além das simulações nas velocidades citadas, também foram consideradas as velocidades de 10 m/min e 40 m/min, conforme indicado na Tabela 3.20.

Tabela 3.20 – Velocidades dos eixos lineares utilizadas nas simulações MEF

V_1	10	<i>m/min</i>
V_2	20	<i>m/min</i>
V_3	30	<i>m/min</i>
V_4	40	<i>m/min</i>

O passo P e o diâmetro d_f dos eixos dos fusos de esferas X , Y e Z utilizados na máquina são apresentados na Tabela 3.21.

Tabela 3.21 - Dados dos fusos de esferas dos eixos lineares X, Y e Z.

Fuso de esferas do eixo X		Fuso de esferas do eixo Y		Fuso de esferas do eixo Z	
P_x	30 mm	P_y	20 mm	P_z	25 mm
df_x	50 mm	df_y	60 mm	df_z	50 mm

Através da Equação 48 foram calculadas as rotações (rpm) dos fusos de esferas e dos rolamentos para cada uma das velocidades V dos eixos lineares.

$$n = \frac{V \cdot 1000}{P} \quad (48)$$

Desta forma pôde-se avaliar os efeitos térmicos no centro de usinagem para todas as rotações dos fusos de esferas listadas na Tabela 3.22.

Tabela 3.22 - Rotações utilizadas para o cálculo de aquecimento dos fusos de esferas

Rotações do eixo X			Rotações do eixo Y			Rotações do eixo Z		
n_{1_x}	333	rpm	n_{1_y}	500	rpm	n_{1_z}	400	rpm
n_{2_x}	667	rpm	n_{2_y}	1.000	rpm	n_{2_z}	800	rpm
n_{3_x}	1.000	rpm	n_{3_y}	1.500	rpm	n_{3_z}	1.200	rpm
n_{4_x}	1.333	rpm	n_{4_y}	2.000	rpm	n_{4_z}	1.600	rpm

Conforme dados fornecidos pelo fabricante do centro de usinagem, as cargas movimentadas pelos eixos lineares são como indicados na Tabela 3.23.

Tabela 3.23 - Cargas transportadas pelos sistemas lineares

Carga do eixo X			Carga do eixo Y			Carga do eixo Z		
m_x	1.200	kg	m_y	700	kg	m_z	500	kg

3.3.1.4.1 Calor gerado nos rolamentos do fuso de esferas

A taxa de calor, H_{rd} , gerada nos rolamentos do eixo do fuso de esferas, devido o atrito, podem ser calculadas segundo

$$Q_{rd} = \frac{2\pi n}{60} T_{rd} \quad (12)$$

$$T_{rd} = T_{rl} + T_{rv} \quad (4)$$

$$T_{rl} = f_1 F_r d_{rm} \quad (5)$$

$$T_{rv} = 10^{-7} f_0 (v_0 n)^{2/3} d_{rm}^3 \quad (9)$$

A Tab. 3.24 mostra os valores dos parâmetros utilizados no cálculo da taxa de calor gerada pelo atrito nos rolamentos montados nos eixos dos fusos de esferas X, Y e Z.

Tabela 3.24 - Parâmetros experimentais para o cálculo da taxa de calor no rolamento do fuso

d_{rmx}	70 mm
d_{rmy}	85 mm
d_{rmz}	70 mm
f_1	0,00055
f_0	8
ν_0	23 mm ² /s
σ	0,33

A Tab. 3.25 mostra os valores calculados das taxas de calor (W) geradas pelo atrito nos rolamentos dianteiros montados nos eixos dos fusos de esferas X, Y e Z para cada uma das quatro rotações de trabalho. Estas taxas de calor foram inseridas nas áreas de contato entre os mancais dos rolamentos com os eixos dos fusos de esferas durante as simulações MEF.

Tabela 3.25 - Taxa de calor calculada no rolamento do fuso de esferas

X		Y		Z	
H_{rd_10x}	1,93 W	H_{rd_10y}	5,84 W	H_{rd_10z}	1,63 W
H_{rd_20x}	3,96 W	H_{rd_20y}	11,99 W	H_{rd_20z}	3,39 W
H_{rd_30x}	6,04 W	H_{rd_30y}	18,30 W	H_{rd_30z}	5,22 W
H_{rd_40x}	8,16 W	H_{rd_40y}	24,74 W	H_{rd_40z}	7,10 W

3.3.1.4.2 Calor gerado nos rolamentos do motofuso

As mesmas formulações de Palmgren (1945) e adaptadas por Harris (2001) utilizadas para o cálculo do calor gerado por atrito para os rolamentos dos eixos dos fusos de esferas, foram usadas para o cálculo do calor gerado nos rolamentos do motofuso, H_{rm} . A Tab. 3.26 apresenta os valores calculados para a taxa de calor (W) gerada nos rolamentos dianteiros (primários) e traseiros (secundários) do motofuso, para duas rotações de trabalho simuladas: 10.000 rpm e 16.000 rpm.

Tabela 3.26 - Taxa de calor calculada nos rolamentos do motofuso

Dianteiro			Traseiro		
H_{rm_10D}	197,25	W	H_{rm_10T}	73,68	W
H_{rm_16D}	353,82	W	H_{rm_16T}	128,04	W

3.3.1.4.3 Calor gerado na porca do fuso de esferas

Para o cálculo da taxa de calor gerada no contato da porca do fuso de esferas com o eixo devido o atrito, foram utilizadas as formulações apresentadas por Verl (2010) e Li (2017)

$$Q_p = 0,12 f_0 v_0 \pi n T_f \quad (16)$$

$$T_f = T_{fl} + T_{fp} \quad (17)$$

$$T_{fl} = \frac{F_l P}{2\pi\eta} (1 - \eta^2) \quad (18)$$

$$T_{fp} = \frac{F_p P}{2\pi\eta} (1 - \eta^2) \quad (19)$$

A Tab. 3.27 mostra os valores da taxa de calor gerada por atrito no contato entre a porca e o eixo do fuso de esferas para as quatro velocidades simuladas em cada eixo linear, X, Y e Z. Neste trabalho, assumiu-se que 48% do valor calculado da taxa de calor gerada na porca seria transmitido para o corpo do eixo pelo contato superficial durante o movimento alternado da porca.

Tabela 3.27 - Taxa de calor calculada nos fusos de esferas

X			Y			Z		
H_{p_10x}	48,35	W	H_{p_10y}	143,63	W	H_{p_10z}	38,89	W
H_{p_20x}	96,70	W	H_{p_20y}	287,27	W	H_{p_20z}	77,78	W
H_{p_30x}	145,05	W	H_{p_30y}	430,90	W	H_{p_30z}	116,67	W
H_{p_40x}	193,40	W	H_{p_40y}	574,54	W	H_{p_40z}	155,56	W

3.3.1.4.4 Calor gerado nas guias lineares

Para o cálculo da taxa de calor gerada por atrito no contato do carro da guia linear com o trilho, foram utilizadas as formulações apresentadas por Cheng et al. (2014) e Jang et al. (2016)

$$Q_g = \eta F_g V \quad (21)$$

$$F_g = (0,315 - 0,03p_c)V F_l \times 10^{-3} + V \frac{1,52p_c L_b}{v_i e^{-0,067(T-T_i)}} e^{-V/0,015} + V L_b (0,003 L_b p_c V v_i e^{-0,067(T-T_i)} + 0,029) \quad (22)$$

A Tab. 3.28 apresenta os parâmetros experimentais utilizados para o cálculo da taxa de calor gerada no carro da guia linear durante as simulações MEF.

Tabela 3.28 - Parâmetros experimentais para o cálculo da taxa de calor na guia linear

T_i	21 °C
L_b	110 mm
v_o (25 °C)	40 mm ² /s
p_c	2,5 µm

A Tab. 3.29 mostra os valores da taxa de calor gerada no contato entre os carros e o trilho da guia linear para as quatro velocidades simuladas em cada eixo linear, X, Y e Z. Assumiu-se neste trabalho que 42% do valor calculado para a taxa de calor gerada no carro será transmitida para o corpo do trilho pelo contato superficial devido à movimentação alternada do carro durante o ciclo de trabalho considerado.

Tabela 3.29 - Taxa de calor calculada na guia linear

	X		Y		Z
H_{g_10x}	24,12 W	H_{g_10y}	24,13 W	H_{g_10z}	24,12 W
H_{g_20x}	95,74 W	H_{g_20y}	95,75 W	H_{g_20z}	95,73 W
H_{g_30x}	214,84 W	H_{g_30y}	214,87 W	H_{g_30z}	214,83 W
H_{g_40x}	381,44 W	H_{g_40y}	381,47 W	H_{g_40z}	381,43 W

3.3.1.4.5 Coeficiente de convecção forçada entre o fuso de esferas e o ar ambiente

Devido ao movimento relativo entre os diversos subsistemas do centro de usinagem e o ar ambiente a sua volta, ocorre de maneira significativa uma troca de calor por convecção forçada. Os coeficientes de convecção foram calculados analiticamente através dos modelos matemáticos obtidos na literatura, para os seguintes subsistemas: superfície do eixo do fuso de esferas, superfície externa do motofuso, e sistema de arrefecimento do motofuso. Para os outros subsistemas e conjuntos estruturais da máquina, como base e coluna por exemplo, os coeficientes de troca térmica foram calculados através de simulações numéricas de escoamento por CFD (*Computational Fluid Dynamics*).

Durante o ciclo de trabalho do centro de usinagem, o fuso de esferas gira a uma certa velocidade, o que acelerará a troca de calor por convecção com o ar. É a chamada convecção forçada e o coeficiente de transferência de calor médio ($W/(m^2 \text{ } ^\circ C)$) por convecção é definido em Xu et al. (2007) e Li (2004) pela equação (49)

$$h = N_u k_{ar} / d \quad (49)$$

onde Nu é o número de Nusselt, que é calculado a partir do número de Reynolds Re e do número de Prandtl Pr como mostrado nas Equações (49) e (50), k_{ar} é a condutibilidade térmica do fluido, ν_{ar} é a viscosidade cinemática do ar ambiente, V_{ar} é a velocidade do fluxo de ar, e d é o diâmetro externo (mm) quando ocorre convecção na superfície externa do cilindro como neste trabalho.

$$N_u = 0,133 Re^{2/3} Pr^{1/3} \quad (50)$$

$$Re = V_{ar} d / \nu_{ar} \quad (51)$$

$$T_f = \frac{T_{sup} + T_{\infty}}{2} \quad (52)$$

sendo T_{sup} a temperatura da superfície da máquina ($^\circ C$), T_{∞} a temperatura do ambiente ($^\circ C$) e T_f a temperatura de filme ($^\circ C$).

A Tab. 3.30 mostra as propriedades termo-físicas do ar obtidas para a temperatura de filme encontrada no início da simulação, T_f de $20 \text{ } ^\circ C$, e ao final do ciclo, conforme dados de temperatura obtidos nos ensaios experimentais, T_f de

40 °C. Observa-se que a variação foi muito pequena, o que se reflete no cálculo dos coeficientes de convecção apresentados na Tabela 3.30.

Tabela 3.30 - Propriedades termofísicas do ar na temperatura de filme

Propriedade	unidade	Temperatura do filme	
		20 °C	40 °C
μ	[Pa.s]	0,0000183	0,0000195
k	[W/mK]	0,02514	0,02662
ρ	[kg/m ³]	1,189	1,113
ν	[m ² /s]	1,539E-05	1,75202E-05
Pr	[]	0,7293	0,7244

A Tab. 3.31 apresenta os valores dos coeficientes de convecção forçada calculados na temperatura de filme de 20 °C, no início da simulação. Os cálculos foram realizados para os três fusos de esferas, X, Y e Z, considerando as quatro velocidades simuladas.

Tabela 3.31 - Coeficiente de convecção forçada calculado na temperatura 20 °C

$T_f = 20\text{ °C}$					
X		Y		Z	
h_{20_1x}	12,06 W/m ² °C	h_{20_1y}	16,79 W/m ² °C	h_{20_1z}	13,62 W/m ² °C
h_{20_2x}	19,14 W/m ² °C	h_{20_2y}	26,65 W/m ² °C	h_{20_2z}	21,61 W/m ² °C
h_{20_3x}	25,08 W/m ² °C	h_{20_3y}	34,92 W/m ² °C	h_{20_3z}	28,32 W/m ² °C
h_{20_4x}	30,38 W/m ² °C	h_{20_4y}	42,31 W/m ² °C	h_{20_4z}	34,31 W/m ² °C

A Tab. 3.32 apresenta os valores dos coeficientes de convecção forçada calculados na temperatura de filme de 40 °C, ao final da simulação. Trata-se de valores estimativos, baseados nos valores de temperatura máxima obtidos durante as etapas experimentais. A diferença entre os valores de coeficiente de convecção calculados na temperatura ambiente e na temperatura final foi inferior a 8,5 %.

Tabela 3.32 - Coeficiente de convecção forçada calculado na temperatura 40 °C

$T_f = 40\text{ °C}$					
X		Y		Z	
h_{40_1x}	11,68 W/m ² °C	h_{40_1y}	16,27 W/m ² °C	h_{40_1z}	12,46 W/m ² °C
h_{40_2x}	18,55 W/m ² °C	h_{40_2y}	25,83 W/m ² °C	h_{40_2z}	19,78 W/m ² °C
h_{40_3x}	24,30 W/m ² °C	h_{40_3y}	33,84 W/m ² °C	h_{40_3z}	25,92 W/m ² °C
h_{40_4x}	29,44 W/m ² °C	h_{40_4y}	41,00 W/m ² °C	h_{40_4z}	31,40 W/m ² °C

3.3.1.4.6 Coeficiente de convecção forçada no motofuso

Quando o motofuso entra em rotação, o ar circula em torno das suas superfícies em velocidade constante, o que segundo Li (2004) e Haitao (2007) pode ser modelado como ar ao longo de uma placa plana caracterizando uma convecção forçada pela equação (53)

$$h_{e_m} = 0,664 \frac{k}{l} Re^{1/2} Pr^{1/3} \quad (53)$$

Sendo

$$h_{e_m} = ul/v \quad (54)$$

$$u = \pi dn/60 \quad (55)$$

$$l = \pi d \quad (56)$$

A Tab. 3.33 mostra os valores dos coeficientes de convecção forçada calculadas para a superfície externa do motofuso em contato com o ar, nas velocidades de rotação: 2.000, 4.000, 10.000 e 16.000 rpm, utilizando as propriedades termo físicas do ar para a temperatura de filme de 40 °C.

Tabela 3.33 - Coeficiente de convecção forçada externa calculado na temperatura 40 °C

h_{e_m1}	61,24 W/m ² °C
h_{e_m2}	97,22 W/m ² °C
h_{e_m3}	179,08 W/m ² °C
h_{e_m4}	244,97 W/m ² °C

Buscando alcançar valores simulados pelo MEF muito próximos dos valores obtidos pelas medições experimentais, o sistema de refrigeração interna do motofuso também foi modelado através do cálculo do coeficiente de convecção forçada interna, pela correlação de Dittus-Boelter (INCROPERA et al. 2011) para um escoamento turbulento:

$$Nu = 0,023 Re^{0,8} Pr^n \quad (57)$$

$$Re = V_{fluido} D / v_{fluido} \quad (58)$$

$$h_{i_m} = Nu k_{fluido} / D \quad (59)$$

onde o valor do expoente n torna-se igual a 0,4 quando o fluido é aquecido, V_{fluido} é a velocidade média do fluido escoando na tubulação de 0,5 m/s, D o diâmetro interno da tubulação de 0,02 m, e h_{i_m} o coeficiente convectivo $W/m^2 \text{ } ^\circ C$.

A Tab. 3.34 mostra as propriedades termo-físicas da água obtidos na temperatura média das temperaturas médias igual a 50 $^\circ C$, definida pela equação (60)

$$T_m = \frac{T_{ms} + T_{me}}{2} \quad (60)$$

sendo T_{me} a temperatura média de entrada do fluido ($^\circ C$), T_{ms} a temperatura média de saída do fluido ($^\circ C$) e T_m a temperatura média das médias ($^\circ C$).

Tabela 3.34 - Propriedades termo físicas da água obtidas na temperatura média do fluido

Propriedades	unidade	Temperatura média 50 $^\circ C$
μ	Pa.s	0,000547
k	W/mK	0,6435
ρ	kg/m ³	988
ν	m ² /s	5,536E-07
Pr		3,553

Através das equações (58) e (59) chega-se ao Reynolds igual a 36.124 e o coeficiente de convecção forçada interna h_{i_m} igual a 5.441 $W/m^2 \text{ } ^\circ C$, respectivamente.

3.3.2 Simulação numérica da máquina completa

O objetivo final desta etapa da simulação numérica será modelar e validar através dos resultados obtidos experimentalmente o comportamento termoelástico de um centro de usinagem 5 eixos. Neste item serão apresentadas e analisadas as principais hipóteses, condições de contorno e metodologia adotadas para atingir tal objetivo.

O primeiro resultado obtido pela simulação MEF será o campo de temperatura da máquina modelada em regime transiente. A determinação da deformação térmica da máquina posiciona-se num segundo passo através do acoplamento termo-mecânico. O procedimento para a realização da simulação por MEF é dividido em seis etapas (Fig. 3.42).

Uma subdivisão preliminar garante um projeto estruturado e, simultaneamente, permite a resolução dos problemas de maneira eficiente. Pode-se assumir que na estrutura de um centro de usinagem propaga-se um campo de temperatura não homogêneo. Isto é causado por exemplo devido à execução de processos de usinagem diferentes ou a ciclos de movimentação da máquina que se modificam a cada nova operação ou produto. Inclui-se a isso também as diversas fontes e dissipadores de calor distribuídos na sua estrutura.

Figura 3.42 - Uma abordagem estruturada da simulação termoelástica.

Fonte: Próprio autor, 2016

Para se obter um aumento na precisão da máquina, o conhecimento do comportamento termoelástico ainda na fase de projeto é um fator importante. À partir do conhecimento do comportamento termoelástico da máquina é possível acrescentar ao projeto medidas de minimização e até de compensação dos erros térmicos. Tipicamente, o tamanho do erro térmico depende da atuação das fontes de calor.

A Fig. 3.43 mostra através de uma representação gráfica as principais influências térmicas internas e externas ao centro de usinagem, como por exemplo a flutuação da temperatura ambiente e o acionamento dos componentes mecânicos. Na Fig. 3.43 também pode-se ver as principais características construtivas da máquina que podem influenciar no seu comportamento termoelástico como propriedades dos materiais que a compõem, assim como localização das fontes de calor e seus sistemas de arrefecimento.

Figura 3.43 - Influências sobre o comportamento térmico de uma máquina-ferramenta.

Fonte: Próprio autor, 2016

Inúmeros estudos da literatura mostram que a utilização do MEF é adequada para calcular o comportamento termoelástico, principalmente de subsistemas de máquinas operatrizes. Ele representa uma técnica amplamente utilizada com profunda abordagem de engenharia. No entanto, o seu uso é limitado principalmente a componentes e conjuntos individuais. A razão é que a criação dos modelos leva grande parte do tempo e as relações de interação são mais complicadas com o aumento da quantidade de componentes.

É, portanto, objetivo deste trabalho também demonstrar uma metodologia para simular o comportamento termoelástico de máquinas-ferramenta completas. Para sua execução os seguintes pontos são essenciais:

- O processo é baseado na utilização do método dos elementos finitos (MEF). Trata-se de uma abordagem ainda pouco estabelecida no projeto e desenvolvimento de máquinas-ferramenta.
- A simulação destina-se a abranger toda a estrutura da máquina. Componentes negligenciáveis podem ser excluídos. Deve-se assegurar porém que a concepção fundamental permaneça intacta.

- O comportamento térmico é pronunciado com o tempo, mas pode, em algumas circunstâncias, permanecer constante por várias horas. Por esta razão, o comportamento de movimento da máquina deve ser levado em consideração durante as simulações.
- Os valores dos parâmetros para os processos de transferência de calor, propriedades do material e condições de contorno são baseados em investigações teóricas encontradas em referências e confirmadas experimentalmente. Garante-se assim que, mesmo com o avanço do conhecimento, a metodologia apresentada por este trabalho continue a ser válida.

Pelos pontos chave levantados espera-se que a metodologia seja capaz de preencher uma lacuna no processo de desenvolvimento de máquinas-ferramenta. Por tratar-se de uma abordagem de desenvolvimento espera-se também contribuir para o conceito de protótipo virtual.

A Fig. 3.44 apresenta o fluxo de aquecimento da máquina-ferramenta, indicando os principais itens que contribuem para a geração de calor. Este diagrama de blocos aponta algumas das condições de contorno utilizadas na simulação da máquina, e justifica a escolha por certos subsistemas do centro de usinagem para análise individual. O modelo do centro de usinagem foi acoplado ao sistema de análise térmica em regime transiente do ANSYS Workbench, onde foram inseridas as propriedades dos materiais de cada componente.

Nesta etapa de pré-processamento também foram inseridos os valores das taxas de calor calculadas analiticamente e os coeficientes de convecção calculados tanto analiticamente quanto numericamente em cada região de contato ou origem da fonte de calor. Posteriormente à entrada das condições de contorno térmicas, o modelo foi acoplado ao sistema de análise estrutural transiente para a entrada das restrições (vínculos) e tipos de contatos entre os componentes e geração da malha de elementos finitos. Após a etapa de solução do modelo, serão apresentados os erros térmicos da ponta do motofuso ou da ferramenta de corte em relação à bucha de referência localizada na mesa de trabalho como principais variáveis de resposta na etapa de pós-processamento. Este procedimento foi executado para simular cada ciclo de aquecimento em vazio e de usinagem da máquina em temperatura ambiente controlada, além das simulações com temperatura ambiente flutuante.

Figura 3.44 - Cadeia de simulação do efeito térmico.
Fonte: Próprio autor, 2016

A Fig. 3.45 mostra um modelo CAD do centro de usinagem com destaque para os subconjuntos cinemáticos dos eixos X, Y, Z, A e B. Na Fig. 3.45 pode-se verificar as unidades secundárias (unidades de avanço) de cada eixo linear através dos seus motores principais, fusos de esferas, e guias lineares, a unidade principal (motofuso) e as mesas rotativas. Pode-se concluir analisando as conexões entre os componentes sobre o caminho tomado pelo fluxo de calor apontado pela Fig. 3.44 que o calor gerado pelos componentes da unidade do eixo X irão influenciar os componentes da unidade do eixo Z que, por sua vez, irão contribuir no erro da ponta do motofuso. Já o calor gerado na unidade do eixo Y irá influenciar no calor gerado na mesa do eixo A, que irá influenciar no erro térmico da mesa do eixo B que, por fim, irá comprometer a posição da bucha de referência.

Figura 3.45 - Detalhamento dos subconjuntos cinemáticos do centro de usinagem.
Fonte: Próprio autor, 2016

A Fig. 3.46 mostra o sistema de referência GLOBAL e o desenho CAD do centro de usinagem completo, onde já foram eliminados furos e geometrias complexas que pudessem comprometer as simulações MEF. Pode-se verificar a estrutura da base que suporta tanto a unidade de avanço do eixo X quanto do eixo Z e a coluna do eixo Y que suporta as mesas rotativas. Foram desprezados os magazines de troca de ferramentas, válvulas e acionamentos hidráulicos e pneumáticos assim como os armários e cabos elétricos.

Figura 3.46 - Modelo 3D simplificado do centro de usinagem para análise em elementos finitos.
Fonte: Próprio autor, 2016

Na análise termoeelástica por elementos finitos foram retratadas as mesmas condições operacionais e de ambiente em que o centro de usinagem foi exposto durante a etapa experimental, como velocidades dos eixos, períodos de movimentação da máquina e temperatura ambiente. Os erros térmicos obtidos pela análise MEF também foram medidos pelo deslocamento relativo da ponta do motofuso em relação à bucha de referência localizada na mesa de trabalho, conforme indica o desenho CAD da Fig. 3.47.

Figura 3.47 - Detalhe em CAD da bucha de referência (a) e da ponta do motofuso (b).
Fonte: Próprio autor, 2016

3.3.2.1 Modelagem MEF de uma operação de usinagem

A grande maioria da energia introduzida na máquina-ferramenta é convertida em calor. O sistema é concebido de forma eficiente, onde a maior parte da energia é usada para a remoção de cavacos. Outros componentes de energia servem para as operações de acelerações dos eixos, para superar os atritos mecânicos e resistências elétricas por exemplo, como já discutido em seções anteriores.

A maior parte da potência consumida na usinagem dos metais é convertida em calor próximo à aresta cortante da ferramenta, e muitos problemas técnicos e econômicos são causados direta ou indiretamente por conta desse aquecimento. Desta forma é importante compreender quais fatores influenciam a geração de calor, bem como de que maneira os fluxos de calor e as temperaturas são distribuídas na ferramenta e na peça, nas regiões próximas a aresta cortante (DINIZ et al. 2013). Pode-se constatar, experimentalmente, que mais de 90% de todo o trabalho mecânico na usinagem se converte em calor (MACHADO et al. 2015).

Como a energia despendida na formação de cavacos é, praticamente, toda transformada em calor, essa energia é distribuída entre a peça, a ferramenta e o cavaco em proporções que dependem de diversos fatores, sendo o principal a velocidade de corte, seguida pelo avanço e pela profundidade de usinagem (DINIZ et al, 2013). Além disso, deve-se considerar as propriedades físicas dos materiais envolvidos e a presença de fluidos de corte na região de formação de cavacos. A Fig. 2.26 localizada na seção 2.5.1.5 apresentada em Shaw (1986) mostra através de um gráfico um exemplo típico dessa distribuição na usinagem com ferramentas de metal duro.

Para a simulação do comportamento térmico completo da máquina, há a necessidade de contemplar o calor do processo de usinagem. Este calor soma-se ao calor gerado na movimentação dos eixos da máquina, como devido ao atrito entre a porca e o eixo do fuso de esferas, entre os carros e trilhos das guias lineares, nos rolamentos e também no motofuso, além dos servomotores e armários elétricos. Para determinar as cargas térmicas e as condições de contorno, foram definidos ciclos com base no movimento de avanço das unidades secundárias e na velocidade de rotação do motofuso, que foram apresentados na seção 3.2.1.1.

Na Fig. 3.48 são descritas 12 etapas de um ciclo típico de usinagem de uma peça de trabalho em uma máquina-ferramenta. A entrada de energia térmica de um único ciclo de produção de uma peça não causa alteração significativa no conjunto da máquina-ferramenta. Vários passes são necessários. Para conseguir este efeito, o ciclo de trabalho conduzido, consistindo de movimentação dos eixos, de alimentação e as etapas de usinagem são definidos dentro de uma rotina com um número de ciclos satisfatória na simulação MEF. Foram tomados como referência os ciclos de usinagem realizados durante a etapa 2 dos ensaios experimentais.

Figura 3.48 - Exemplo típico de ciclo de usinagem em máquina-ferramenta (Gleich, 2008)

Para o conjunto completo da máquina acrescenta-se ainda a transferência de calor para o meio ambiente. Outros pontos desta etapa que podem alterar as condições de contorno térmicas no processo de usinagem, e que não serão discutidos neste trabalho são:

- Durante a usinagem, os cavacos em alta temperatura caem sobre a base da mesa e sobre a estrutura da área de trabalho.
- Por tratar-se de uma análise de usinagem a seco, ou com mínima quantidade de lubrificante, o fluido refrigerante que atuaria sobre toda a área de trabalho não foi considerado.

A metodologia adotada para a realização das simulações MEF de usinagem foram divididas em 3 etapas. Na etapa 1, foram propostas 3 condições de usinagem diferentes, classificadas por casos 1, 2 e 3. A condição de usinagem proposta para o caso 1 tinha os mesmos parâmetros de corte usados nos ensaios experimentais da etapa 2 apresentados na seção 3.2.2, enquanto os parâmetros de corte usados nos casos 2 e 3 foram mais severos, com o objetivo de expor a máquina a condições críticas de operação.

À partir da definição dos parâmetros de corte, foram calculadas analiticamente as potências de corte totais e as respectivas parcelas do calor convertido para o cavaco, ferramenta e peça, para cada caso, através do gráfico da Fig. 2.26 apresentado por Shaw (1986). Os valores de potência foram inseridos na ferramenta de corte e na peça para realização da simulação térmica transiente por um período pré-determinado. Os campos de temperatura da peça e da ferramenta obtidos pelo MEF foram validados pelos resultados experimentais obtidos na etapa experimental 2. Assumiu-se que 100% da potência gerada na usinagem seria convertida em calor.

Posteriormente, na etapa 2 de simulação MEF da usinagem, os valores do campo de temperatura da ferramenta de corte obtidos na etapa 1, foram replicados para o modelo da máquina completa, onde foram realizadas novas simulações de aquecimento da máquina na velocidade de 20 m/min (adaptação do ciclo 3) e velocidade de 30 m/min (adaptação do ciclo 4). O objetivo destas simulações foi compreender a real contribuição do aquecimento da ferramenta devido à usinagem na composição do erro térmico do centro de usinagem. Na etapa 3 foram realizadas simulações de aquecimento da peça isoladamente, representando seu aquecimento em câmara térmica, o que irá permitir a avaliação da contribuição da variação de

temperatura da peça no seu erro térmico e comparar com o aquecimento da peça devido à usinagem apenas. O diagrama de blocos da Fig. 3.49 esquematiza a metodologia descrita.

Figura 3.49 - Metodologia adotada na etapa de simulação MEF da usinagem.

Fonte: Próprio autor, 2018

A Fig. 3.50 mostra em (a) uma foto da peça fixada na mesa de trabalho após a realização do ciclo de usinagem da etapa experimental 2. A Fig. 3.50 (b) mostra o desenho CAD da ferramenta de usinagem montada no motofuso do centro de usinagem. Este modelo será utilizado para simular a contribuição do calor da usinagem no erro térmico da máquina.

Figura 3.50 - (a) foto da peça fixada na mesa de trabalho, (b) desenho CAD da ferramenta de usinagem montada no motofuso. Fonte: Próprio autor, 2018

Na operação de usinagem realizada na etapa experimental 2, foram utilizadas 13 ferramentas de corte, em sua maioria brocas, somando 30 intervenções de usinagem no ciclo. Alguns furos foram usinados mais de uma vez. Para simplificar a modelagem do processo de usinagem para realização das simulações MEF, serão consideradas as seguintes premissas:

- O tempo total de corte usado no ciclo de usinagem original será mantido, e reproduzido na simulação MEF;
- Ao invés da simulação de cada ferramenta, será simulada apenas a ferramenta T9, responsável pela usinagem do furo #17 agindo durante todo o período do ciclo.
- Para compor o tempo de ciclo da simulação, os parâmetros da ferramenta T9 serão replicados por 30 vezes, chegando ao tempo de corte de 63,0 segundos. Ou seja, este é o tempo onde a ferramenta estará cortando material na peça.
- Os tempos secundários, relativos à movimentação da máquina para posicionamentos e trocas de ferramentas, serão desprezados.
- A taxa de calor dissipada pelo cavaco foi desconsiderada no processo simulado. Foram consideradas apenas a dissipação de calor na peça e na ferramenta de corte.
- A broca utilizada nas etapas experimentais é de metal duro com cobertura de PVD com camada de TiN de baixo atrito sobre um substrato de carbeto de tungstênio e cobalto WC-Co.
- Por simplificação o material considerado para a ferramenta durante as simulações MEF será o carbeto de tungstênio (metal duro) com as propriedades termofísicas indicadas na Tab. 3.35

Tabela 3.35 - Propriedades termofísicas do WC a 300 K (Brookes, K. 1996)

ρ [kg/m ³]	E [GPa]	α [K ⁻¹]	C_p [J/kg.K]	k [W/m.K]
15,7	696	$6,2 \times 10^{-6}$	132	174

Os parâmetros de corte utilizados como referência para obtenção da taxa de calor devido a usinagem na simulação MEF, serão os mesmos utilizados durante a usinagem do furo #17 na etapa 2 dos ensaios experimentais, conforme Tab. 3.36.

Tabela 3.36 - Parâmetros utilizados na simulação de usinagem – caso 1

Furação com pré-furo - Broca inteira de Metal Duro					
Diâmetro da broca	18	mm	V_c	170	m/min
Diâmetro do pré-furo	13	mm	n	3.000	rpm
Comprimento de corte	30	mm	f	0,3	mm/volta
Tempo de corte	63	s	V_f	960	mm/min

Com o objetivo de aumentar o banco de informações a respeito da influência do calor gerado na usinagem no erro térmico do centro de usinagem, foram simuladas mais duas condições de corte, mostradas nas Tab. 3.37 e Tab. 3.38. O caso 1, conforme indicado na Tab. 3.36, também foi realizado experimentalmente. Os outros dois casos, chamados de casos 2 e 3, foram realizados apenas por MEF com o objetivo de avaliar o impacto do aumento do calor na usinagem no erro térmico da peça e da máquina.

Tabela 3.37 - Parâmetros utilizados na simulação de usinagem – caso 2

Furação com pré-furo Broca inteira de Metal Duro		
Diâmetro da broca	18	mm
Diâmetro do pré-furo	13	mm
Comprimento de corte	30	mm
V_c	254	m/min
n	4.500	rpm
f	0,3	mm/volta
V_f	1.350	mm/min
Tempo de corte	43	s

Tabela 3.38 - Parâmetros utilizados na simulação de usinagem – caso 3

Furação com pré-furo Broca inteira de Metal Duro		
Diâmetro da broca	18	mm
Diâmetro do pré-furo	13	mm
Comprimento de corte	30	mm
V_c	339	m/min
n	6.000	rpm
f	0,3	mm/volta
V_f	1.800	mm/min
Tempo de corte	33	s

A potência total de corte para cada um dos três casos simulados foi calculada analiticamente através das equações (46), (47) e (48), apresentadas na

seção 2.5.1.5.4. A favor da segurança, foi considerado que 100% da potência total de corte seria convertida em calor, e a distribuição seguirá a orientação de Shaw (1986), conforme indica o gráfico da Fig. 2.26. A Tab. 3.39 mostra as potências de corte calculadas para cada caso simulado, e a distribuição do calor dissipado para o cavaco, para a ferramenta e para a peça.

Tabela 3.39 - Potência de corte calculada e distribuição de calor na usinagem

Potência calculada para simulação do caso 1			3.400	W
Distribuição do calor	75%	cavaco	2.550	W
	7%	ferramenta	238	W
	18%	peça	612	W
Potência calculada para simulação do caso 2			5.100	W
Distribuição do calor	78%	cavaco	3.978	W
	6%	ferramenta	306	W
	16%	peça	816	W
Potência calculada para simulação do caso 3			6.800	W
Distribuição do calor	78%	cavaco	5.304	W
	6%	ferramenta	408	W
	16%	peça	1.088	W

Baseado nos dados apresentados anteriormente, foi proposto um modelo de peça e de ferramenta de corte que pudesse representar o experimento realizado, com o objetivo de simular por MEF o mesmo comportamento térmico obtido experimentalmente (Fig. 3.51).

Figura 3.51 - Modelagem CAD (a) peça fixada na mesa de trabalho, (b) detalhe da ferramenta cortando a peça. Fonte: Próprio autor, 2018

As taxas de calor calculadas indicadas na Tab. 3.39 serão atribuídas à superfície da ferramenta de corte e à superfície do furo usinado conforme indicado na Fig. 3.52 durante as simulações MEF da etapa 1.

Figura 3.52 - Indicação das regiões de atribuição de calor (a) ponta da broca, (b) furo da peça.

Fonte: Próprio autor, 2018

Uma vez obtido um comportamento térmico equivalente pelo MEF em comparação aos resultados experimentais, a taxa de calor e a temperatura da ferramenta obtidas na simulação serão utilizados como condições de contorno térmicas na máquina para a realização de novos ciclos MEF, com o objetivo final de avaliar o comportamento termoelástico do centro de usinagem. Os resultados de temperatura e de erros térmicos obtidos durante estas simulações também serão utilizados na modelagem do algoritmo de previsão do erro térmico por redes neurais, que será apresentado mais adiante.

3.3.2.2 Cálculo do coeficiente de convecção

A representação adequada das condições de contorno convectivas requer uma abordagem que leve em conta o estado de movimento de todos os conjuntos do centro de usinagem. A convecção é modelada como convecção natural, quando o componente está em repouso e não há interferência direta com a camada de fluido circundante. Um movimento simulado muda a condição de contorno para convecção forçada nas superfícies dos componentes. Até agora, as abordagens MEF convencionais tem base na suposição de convecção constante e com valor médio de h . A diferença de temperatura entre o fluido e a superfície determina diretamente a quantidade de calor transferido. Para a convecção natural é também importante saber qual a orientação da superfície do componente. Estas observações fornecem diretrizes para a execução da simulação MEF, que deve considerar os seguintes passos:

- Definição das relações funcionais: $h = f(T)$ para diferentes coeficientes de convecção.

- Determinação da orientação da superfície.
- Determinação da velocidade de escoamento do fluido através dos componentes.

O cálculo dos coeficientes de transferência de calor por convecção não estavam programados no *script* ANSYS APDL (*ANSYS Parametric Design Language*), e assim como os métodos desenvolvidos, deve ser universalmente aplicável, independentemente dos softwares MEF usados. O procedimento de adaptação do coeficiente de transferência de calor durante a simulação MEF é mostrado esquematicamente na Figura 3.53. As superfícies externas dos subsistemas que se deslocam estão em uma troca de calor por convecção forçada com o meio ambiente. As superfícies em repouso, como a base e a coluna da máquina estão em troca de calor por convecção natural. A dimensão deste coeficiente de transferência de calor é dependente tanto das condições de escoamento quanto da temperatura da superfície do componente que também está variando, por isso trata-se de um cálculo iterativo. Tomando as condições de repouso e de movimento dos componentes da máquina, será considerado para a troca de calor convectiva os estados de convecção natural e de convecção forçada.

Figura 3.53 - Procedimento de cálculo para o coeficiente de transferência de calor variável no regime transiente. Fonte: Próprio autor, 2017

Com base no problema iterativo citado, o cálculo do coeficiente de transferência de calor, h , foi tratado com mais detalhes através de um método de simulações numéricas de escoamento. O uso de software CFD (*Computational Fluid Dynamics*) está no campo do desenvolvimento de máquinas-ferramenta, mas não está atualmente no estado da arte, e não poderia estar no escopo de qualquer projeto de máquina sem ser plenamente investigado. No entanto, considerando as condições de contorno relevantes para a simulação térmica (em particular para a convecção) melhor determiná-las também quando possível, com base nas formulações matemáticas (53) à (60) apresentadas. Com a ajuda da simulação CFD do escoamento, a determinação do coeficiente de transferência de calor entre o fluido e as paredes externas da máquina torna-se possível com resultados mais precisos.

Desta forma, os coeficientes de convecção que serão utilizados como condições de contorno térmicas nas simulações MEF termoelásticas do centro de usinagem serão previamente determinados analiticamente em alguns casos mais simples e através de simulações CFD, para os casos mais complexos pelo software de simulação ANSYS CFD *Fluent*. Serão calculados coeficientes de troca de calor por convecção natural e forçada, dependendo da mobilidade ou não do conjunto analisado da máquina.

A Fig. 3.54 mostra em (a) uma foto da estrutura da máquina composta pela base e coluna, e em (b) o modelo CAD simplificado, pronto para a simulação numérica. Este conjunto estrutural da máquina, com suas diversas superfícies de orientação horizontal, vertical, de geometria plana e curva estarão sujeitas à convecção natural.

Figura 3.54 - (a) Estrutura (base e coluna) da máquina, (b) Desenho 3D da estrutura da máquina.
Fonte: Próprio autor, 2017

A Fig. 3.55 mostra em (a) o CAD simplificado do conjunto carro cruzado do eixo X e pinola do eixo Z, enquanto (b) mostra o conjunto de mesas giratórias dos eixos A e B. Estes subsistemas estão em movimento linear na máquina, o que caracteriza o cálculo de coeficientes de convecção forçada para as suas superfícies. As velocidades consideradas para os cálculos dos coeficientes de convecção foram as mesmas apresentadas na Tab. 3.20 na seção 3.3.1.4 para os eixos lineares.

Figura 3.55 - Modelos CAD (a) Conjunto carro cruzado e pinola, (b) conjunto mesa giratória.

Fonte: Próprio autor, 2017

3.3.2.3 Influência da temperatura ambiente

A influência do ambiente no comportamento térmico das máquinas-ferramenta não é um assunto tão bem explorado na literatura. Nos ambientes industriais em geral, não existem salas climatizadas, de modo que as máquinas-ferramenta ficam expostas às mudanças de temperatura do ambiente, seja devido à variação de temperatura do ambiente em torno da fábrica como pela inércia térmica de outras máquinas instaladas na mesma sala. Com a evolução tecnológica e a compactação das máquinas torna-se ainda mais difícil avaliar os efeitos térmicos e a interação com o ambiente.

Além do contato com o ar ambiente, a máquina-ferramenta por meio de seus subsistemas conectados, também está em contato com o solo. As condições de instalação pode diferenciar por exemplo no tipo de fundação, e a camada de ar existente entre a base da máquina e o piso pode estar a temperatura inferior ou superior a temperatura da estrutura da máquina ou ao próprio ambiente.

Para a simulação numérica do comportamento de troca térmica do centro de usinagem com o ar ambiente à sua volta, duas premissas foram levadas em consideração:

- As condições ambientais podem ser tomadas por valores constantes, como uma condição de contorno a partir de $T_{amb} = 21^{\circ}\text{C}$, por exemplo. Os elementos de fixação ou de ancoragem da fundação representam pequenas superfícies de troca de calor. As condições de contorno representam, portanto, as condições de uma célula térmica ou um local com temperatura controlada. Conceitos de máquinas em ambientes similares têm um comportamento sob condições térmicas ideais.
- As condições de temperatura ambiente podem ser modeladas através de funções dependentes do tempo.

As condições ambientais para as quais o centro de usinagem foi exposto durante todas as etapas experimentais se enquadra na premissa 1, pois a sala onde a máquina está instalada possui temperatura controlada em $21^{\circ}\text{C} \pm 2^{\circ}\text{C}$. Mas como a proposta deste trabalho é formular um algoritmo preciso e robusto para prever o erro térmico do centro de usinagem, serão simulados também condições térmicas ambientais flutuantes no tempo. Junta-se ao fato de que no Brasil a grande maioria das fábricas não possuem ambientes de temperatura controlada, cabendo aos fabricantes das máquinas-ferramenta desenvolverem tecnologias para compensar ou mesmo eliminar a influência térmica na precisão de suas máquinas.

Para atender tal proposta, serão consideradas duas condições climáticas adversas. Foi realizada uma pesquisa no site <https://www.climatempo.com.br/> sobre o comportamento climático da cidade de São Paulo e da cidade de Camaçari na Bahia por um período de 10 dias, mais precisamente entre os dias 13 e 22 de janeiro do corrente. Estas cidades foram escolhidas por serem importantes polos da indústria de manufatura e possuírem variações climáticas antagônicas. Nesta pesquisa foi possível obter informações da variação de temperatura dia a dia no período, além do registro do comportamento da temperatura ao longo das 24 h de cada dia.

A Fig. 3.56 mostra o comportamento térmico da cidade de São Paulo em todo o período analisado. Na Fig. 3.56 observa-se temperaturas que variam de 19°C a 32°C , porém num mesmo dia a variação de temperaturas não ultrapassou 6°C em nenhum dia analisado.

Figura 3.56 - Comportamento térmico da cidade de São Paulo no período analisado.

Fonte: <https://www.climatempo.com.br/>. Acesso entre: 13/01/18 e 22/01/18

A Fig. 3.57 mostra o comportamento térmico da cidade de Camaçari no período de 13 a 22 de janeiro. Na Fig. 3.57 observa-se temperaturas que variam de 23 °C a 35 °C, onde num mesmo dia a variação máxima de temperaturas chegou a 10 °C.

Figura 3.57 - Comportamento térmico da cidade de Camaçari no período analisado.

Fonte: <https://www.climatempo.com.br/>. Acesso entre: 13/01/18 e 22/01/18

Para a simulação foram utilizados os valores de temperatura variando num período de 12 horas, para o caso crítico de cada cidade. A simulação estrutural transiente realizada no ANSYS Mechanical foi acoplada à simulação térmica

transiente realizada no ANSYS Fluent, o que permitiu o cálculo instantâneo da troca de calor por convecção entre as superfícies da máquina com o meio.

A Tab. 3.40 mostra os valores de temperatura utilizados na simulação termo estrutural do centro de usinagem, considerando os dados de temperatura da cidade de São Paulo - SP.

Tabela 3.40 - Dados de temperatura de SP utilizados na simulação MEF

Horário	07h	08h	09h	10h	11h	12h	13h	14h	15h	16h	17h	18h	19h
T [°C]	21	20	20	20	21	25	28	28	28	25	24	24	23

A Tab. 3.41 mostra os valores de temperatura utilizados na simulação termo estrutural do centro de usinagem, considerando os dados de temperatura da cidade de Camaçari - BA. Os dados são referentes ao dia 14 de janeiro de 2018.

Tabela 3.41 - Dados de temperatura de Camaçari - BA utilizados na simulação MEF

Horário	08h	09h	10h	11h	12h	13h	14h	15h	16h	17h	18h	19h	20h
T [°C]	25	27	27	28	29	32	35	35	34	32	29	27	26

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesta etapa serão apresentados e discutidos os resultados obtidos na primeira fase experimental onde levantou-se o comportamento termoelástico do centro de usinagem a partir de ciclos de trabalho em vazio. Ainda na primeira fase, foram realizadas medições dos erros cinemáticos da máquina influenciados pelos ciclos de aquecimento, através dos dispositivos de medição *Ballbar* e *Laser Interferômetro*. Também serão discutidos os resultados obtidos na segunda fase experimental onde os objetivos principais foram compreender a contribuição da usinagem no erro térmico da peça de trabalho e da máquina, compreender a influência do aquecimento prévio da peça nos erros térmicos obtidos e apresentar um método preciso para compensá-los “manualmente” durante a realização de processos industriais. Serão apresentados também os resultados obtidos através das simulações por elementos finitos. Buscou-se neste capítulo comparar os resultados obtidos experimentalmente com os obtidos numericamente para comprovar a precisão das respostas obtidas pelo modelo MEF da máquina. Por fim, será apresentado um algoritmo de compensação dos erros térmicos do centro de usinagem, desenvolvido através de redes neurais artificiais.

4.1 Primeira fase experimental

Na primeira fase dos experimentos, foram realizados 9 ciclos de trabalho diferentes no centro de usinagem, sendo todos em vazio. Nesta fase procurou-se expor a máquina a condições críticas de operação quanto a velocidades, cursos de trabalho e tempo de duração. Os ciclos realizados foram detalhados na seção 3.2.1.1.

Serão apresentados a seguir os resultados obtidos sobre o comportamento térmico do centro de usinagem durante os ciclos realizados. Estes dados foram utilizados posteriormente para a avaliação e validação do modelo da máquina pelo método dos elementos finitos. Na sequência, serão discutidos os erros térmicos obtidos na primeira fase experimental.

4.1.1 Comportamento térmico

Os resultados sobre o comportamento térmico foram obtidos pela leitura dos 15 sensores de temperatura instalados no centro de usinagem, e por imagens termográficas. O primeiro ciclo de aquecimento realizado no centro de usinagem foi o ciclo 1, com duração de 6 horas onde somente o eixo X foi acionado na velocidade de 20 m/min. Este ciclo teve como principal objetivo avaliar o comportamento térmico dos principais subsistemas mecânicos do centro de usinagem, tomando como referência o eixo X. Para melhor esclarecer o comportamento térmico obtido neste ciclo, ele será apresentado em duas partes, indicadas por ciclo 1(a) e ciclo 1(b). A Fig. 4.1 apresenta os resultados de temperaturas lidas pelo termopar T1 localizado na porca do fuso de esferas durante a realização do ciclo 1(a).

Figura 4.1 - Comportamento térmico da porca do fuso de esferas durante realização do ciclo 1(a)

No gráfico da Fig. 4.1 pode-se observar um crescimento praticamente linear da temperatura durante as primeiras duas horas de trabalho até atingir aproximadamente 30,0 °C. Posteriormente, observa-se uma redução na taxa de aumento tendendo a uma estabilização térmica por volta de 35,2 °C, atingindo uma variação térmica de 13,9 °C dentro do período avaliado.

A Fig. 4.2 apresenta os resultados de temperaturas lidas pelo termopar T3 durante a realização do ciclo 1(b). Nela pode-se verificar um gradiente de temperatura de aproximadamente $7,4\text{ }^{\circ}\text{C}$, onde a taxa de crescimento foi maior até a primeira hora atingindo $25,2\text{ }^{\circ}\text{C}$, e depois houve uma redução no crescimento da temperatura até estabilizar em $27,4\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Figura 4.2 - Comportamento térmico da guia linear durante realização do ciclo 1(b)

A Fig. 4.3 apresenta os resultados de temperaturas lidas pelo termopar T10 durante a realização do ciclo 2. O ciclo 2 teve como principal objetivo avaliar o comportamento térmico do motofuso para posterior validação de um modelo em elementos finitos. A duração total deste ciclo foi de 6 horas e nele foi acionado apenas a rotação do motofuso na velocidade de 16.000 rpm, sem movimentação dos eixos. Na Fig. 4.3 pode-se verificar um rápido crescimento da temperatura do motofuso nos primeiros 35 min, partindo da temperatura de $21,2\text{ }^{\circ}\text{C}$ e atingindo $33,5\text{ }^{\circ}\text{C}$. A partir daí a temperatura segue com um crescimento mais suave tendendo à estabilização térmica por volta dos $39,5\text{ }^{\circ}\text{C}$. Neste ciclo foi observado um gradiente máximo de temperatura de $18,5\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Figura 4.3 - Comportamento térmico da ponta do motofuso durante a realização do ciclo 2

A Fig. 4.4 mostra os resultados de temperaturas lidas pelos 15 termopares – T1 à T15 – durante a realização do ciclo 3. Neste ciclo, a máquina funcionou em vazio por 4 horas, com seus 5 eixos acionados. A velocidade dos eixos lineares foi de 20 m/min e a velocidade de rotação do motofuso foi de 10.000 rpm.

Figura 4.4 - Comportamento térmico da máquina durante a realização do ciclo 3

No gráfico da Fig. 4.4 pode-se observar que a maior variação de temperatura ocorreu para a porca do fuso de esferas do eixo Y, lida pelo sensor T7, iniciando em 21,8 °C e chegando na temperatura final de 43,3 °C. Em seguida vem a leitura do sensor T9, instalado no rolamento do eixo Y com um aumento de temperatura de 15,7 °C. O sensor T1 instalado na porca do fuso de esferas do eixo X chegou à temperatura máxima de 33,4 °C, enquanto o rolamento do eixo X, lido por T2, teve um gradiente de 12,3 °C. Pode-se observar que, para a maioria dos casos, ocorre uma tendência de estabilização térmica a partir das 3 horas de ensaio. A exceção se dá para o motofuso que inicia a estabilização térmica em aproximadamente 35 min. Fazendo uma comparação com os resultados obtidos durante os ensaios do ciclo 1, é possível constatar o crescimento mais acentuado nos primeiros 120 min seguido por uma queda na inclinação até uma possível estabilização térmica. A temperatura ambiente (T15) e do fluido refrigerante (T14), mantiveram-se praticamente inalteradas, com gradientes de 1,5 °C e 1,0 °C respectivamente.

A Fig. 4.5 apresenta os resultados de temperaturas lidas pelos 15 sensores durante a realização do ciclo 4. Neste ciclo a máquina funcionou em vazio por 4 horas, com seus 5 eixos acionados. A velocidade dos eixos lineares foi de 30 m/min e a velocidade de rotação do motofuso foi de 10.000 rpm.

Figura 4.5 - Comportamento térmico da máquina durante realização do ciclo 4

No gráfico da Fig. 4.5 pode-se observar que, novamente, a maior variação de temperatura ocorreu para a porca do fuso de esferas do eixo Y, lida pela sensor T7, que foi de 25,1 °C chegando à temperatura final de 48,2 °C. Em seguida vem a leitura do sensor T9, instalado no rolamento do eixo Y com um aumento de temperatura de 23,7 °C. O sensor T1 instalado na porca do fuso de esferas do eixo X chegou à temperatura máxima de 37,4 °C, enquanto o rolamento do eixo X, lido por T2 teve um gradiente de 14,5 °C. O rolamento do motor do eixo Z obteve um gradiente térmico de 14,1 °C (T5) enquanto o motofuso obteve 14,4 °C (T10). Pode-se observar que para a maioria dos casos, a tendência de estabilização térmica à partir das 3 horas de ensaio continuou em relação ao ciclo 3. Fazendo uma comparação com os resultados obtidos durante os ensaios do ciclo 1, é possível verificar a mesma tendência no comportamento térmico, acrescido de gradientes maiores devido à maior velocidade de deslocamentos das unidades de avanço.

A Fig. 4.6 apresenta os resultados de temperaturas lidas pelos 15 termopares durante a realização do ciclo 5. Neste ciclo a máquina funcionou em vazio por 4 horas, com apenas o eixo X acionado com velocidade de 30 m/min.

Figura 4.6 - Comportamento térmico da máquina durante realização do ciclo 5

Verifica-se na Fig. 4.6 que os maiores gradientes de temperatura durante o período avaliado correspondem às leituras dos sensores instalados no subsistema do eixo X, como era de se esperar. O sensor T1 leu uma temperatura máxima de

40,8 °C, chegando a uma variação térmica de 20,1 °C. O sensor T2 leu uma temperatura máxima de 36,8 °C enquanto o sensor T3 chegou a 27,7 °C com gradiente de 5,8 °C. A temperatura da porca do fuso de esferas do eixo Y teve gradiente máximo de 4,1 °C, enquanto a variação de temperatura do motofuso não ultrapassou 3,6 °C.

A Fig. 4.7 apresenta os resultados de temperaturas lidas pelos 15 termopares durante a realização do ciclo 6. Neste ciclo a máquina funcionou em vazio por 4 horas, com apenas o eixo Y acionado com velocidade de 30 m/min.

Figura 4.7 - Comportamento térmico da máquina durante realização do ciclo 6

Na Fig. 4.7 verifica-se que os maiores aumentos de temperatura foram lidos pelos sensores instalados em pontos do subsistema do eixo Y. A maior leitura de temperatura ocorreu pelo sensor T7 com 46,5 °C obtendo um gradiente de 24,9 °C. O flange do rolamento do motor do eixo Y chegou a 44,3 °C com variação térmica de 22,6 °C. A área de trabalho representada pelo sensor T13 obteve a terceira maior variação com 13,2 °C seguida pela parede interna da coluna do eixo Y com variação de 11,4 °C. Os subsistemas associados aos eixos X e Z permaneceram com mínima variação térmica, ficando entre 3 °C e 5,5 °C.

A Fig. 4.8 apresenta os resultados de temperaturas lidas pelos 15 termopares durante a realização do ciclo 7. Neste ciclo de 4 horas foram acionados apenas o carro transversal do eixo Z a 30 m/min e a rotação do motofuso a 16.000 rpm.

Figura 4.8 - Comportamento térmico da máquina durante realização do ciclo 7

Na Fig. 4.8 verifica-se que os maiores aumentos de temperatura foram lidos pelos sensores instalados em pontos relacionados ao subsistema do eixo Z. A maior leitura de temperatura ocorreu pelo sensor T10 com 38,2 °C, obtendo um gradiente total de 17,0 °C. A porca do eixo Z chegou a 36,9 °C com variação térmica de 15,1 °C, enquanto a guia linear do eixo Z chegou a 26,8 °C. A carcaça da pinola, através da leitura do sensor T11, chegou a 30,7 °C. Os outros sensores correspondentes aos subsistemas dos eixos X e Y obtiveram pouca variação térmica, ficando entre 4 °C e 6,5 °C. Novamente a temperatura ambiente variou dentro de 1,5 °C, enquanto a temperatura do fluido de refrigeração da máquina variou menos do que 2,0 °C durante todo o período de testes.

4.1.1.1 Imagens Termográficas

Ao longo do monitoramento térmico contínuo dos 15 pontos identificados na Tab. 3.17, cujas temperaturas eram registradas a cada 6 min, também foram feitas algumas imagens termográficas, principalmente de elementos de máquinas

importantes em que o conhecimento do comportamento térmico pudesse contribuir para melhorar a precisão dos modelos em elementos finitos desenvolvidos do centro de usinagem.

A Fig. 4.9 mostra o comportamento térmico do eixo do fuso de esferas do eixo X durante a realização do ciclo 5. O levantamento da variação da temperatura foi feito através de 40 fotos infravermelhas no total que foram tiradas a cada 6 min durante a realização do ciclo. Na Fig. 4.9 pode-se verificar uma maior taxa de variação da temperatura nos primeiros 60 min quando o eixo atinge 30 °C, seguido por uma taxa de variação menor até chegar na temperatura máxima de 35,6 °C ao final do ciclo.

Figura 4.9 – Comportamento térmico do fuso de esferas do eixo X durante o ciclo 5

Algumas das imagens termográficas do eixo fuso de esferas do eixo X tiradas durante a realização do ciclo 5 são apresentadas na Fig. 4.10 de (a) até (f). Os períodos escolhidos para apresentação das imagens são: (a) início, (b) após 20 min, (c) após 35 min, (d) após 60 min, (e) após 140 min, (f) após 240 min. Observando a escala de temperatura nas imagens, verifica-se que a temperatura assumida para traçar o gráfico foi a média do corpo do eixo. Pode-se notar que a temperatura é ainda maior nos sulcos do eixo, onde de fato ocorre o atrito mecânico entre as esferas da porca com o eixo. Esta condição foi desprezada nas simulações

devido à complexidade em representá-la por elementos finitos e principalmente porque esse acréscimo pontual de calor não impactaria significativamente no resultado total do eixo.

Figura 4.10 - Imagens termográficas do fuso de esferas do eixo X no Teste 8, nos respectivos horários: (a) início, (b) 20 min, (c) 35 min, (d) 60 min, (e) 140 min, (f) 240 min

A Fig. 4.11 mostra uma foto do flange da porca do fuso de esferas do eixo X. Próximo à porca, e colado na base que fixa a porca à estrutura do carro cruzado estava localizado o sensor de temperatura T1. Por questões de segurança do equipamento, o sensor foi colocado na posição indicada na Fig. 4.11. Porém, através das imagens termográficas foi possível monitorar também a temperatura na região próxima ao contato da porca com o eixo e em outros pontos da porca, permitindo uma precisão maior durante as simulações numéricas da máquina.

Figura 4.11 - Foto de detalhe da porca do fuso de esferas do eixo X

A Fig. 4.12 mostra algumas imagens termográficas da porca do fuso de esferas do eixo X tiradas durante a realização do ciclo 1 (a). Os períodos escolhidos para apresentação das imagens foram: (a) 30 min após o início, (b) 90 min após o início, (c) 180 min após o início. Nestas imagens pode-se observar que a temperatura na região de contato da porca com o eixo está em média de 3 °C a 4 °C maior do que a temperatura indicada pelo termopar T1, que está instalado no flange da porca. Estas informações complementares serão de grande importância para validar a simulação MEF da máquina.

Figura 4.12 Imagens termográficas da porca do fuso do eixo X no ciclo 1
(a) 30 min, (b) 90 min, (c) 180 min

A Fig. 4.13 mostra o comportamento térmico do eixo do fuso de esferas do eixo Y durante a realização do ciclo 6. O levantamento da variação da temperatura foi feito através de 40 fotos termográficas que foram tiradas a cada 6 min durante a realização do ciclo. Na Fig. 4.13 pode-se verificar uma maior taxa de variação da temperatura nos primeiros 60 min quando o eixo atinge 40 °C, seguido por uma taxa de variação menor até chegar em 46,6 °C ao final do ciclo.

Figura 4.13 – Comportamento térmico do fuso de esferas do eixo Y durante o ciclo 6

Algumas das imagens termográficas do eixo fuso de esferas do eixo Y tiradas durante a realização do ciclo 6 são apresentadas na Fig. 4.14 de (a) até (c). Os períodos escolhidos para apresentação das imagens são: (a) após 6 min do início do ciclo, (b) após 20 min, (c) após 180 min. Pode-se verificar observando a escala de temperatura nas imagens, que a temperatura assumida para traçar o gráfico foi a temperatura média do corpo do eixo. Nota-se que a temperatura é ainda maior nos sulcos do eixo, onde de fato ocorre o atrito mecânico. Esta condição foi desprezada nas simulações devido à complexidade em representá-la por elementos finitos e, principalmente, porque esse acréscimo pontual de calor não impactaria significativamente no resultado total do eixo.

Figura 4.14 - Imagens termográficas do fuso de esferas do eixo Y no ciclo 6, nos respectivos períodos: (a) 6 min, (b) 20 min, (c) 180 min

Outro elemento de máquina importante que teve o monitoramento térmico realizado através de fotos termográficas foi o mancal do rolamento traseiro do fuso de esferas do eixo Y. A sua posição dificultava a instalação de um sensor de temperatura. A Fig. 4.15 mostra o mancal do rolamento traseiro do fuso de esferas do eixo Y.

Figura 4.15 - Foto de detalhes do mancal do rolamento traseiro do eixo Y

A Fig. 4.16 apresenta duas imagens termográficas do mancal do rolamento traseiro do fuso de esferas do eixo Y tiradas durante a realização do ciclo 6. Os períodos em que cada foto foi tirada são: (a) 20 min após o início do ciclo, (b) 120 min após o início do ciclo.

Figura 4.16 - Imagens termográficas do mancal do rolamento do fuso do eixo Y durante o ciclo 6, nos respectivos períodos: (a) 20 min, (b) 120 min

Duas imagens termográficas de parte do eixo do fuso de esferas do eixo X, do mancal de rolamento traseiro e da carcaça do motor do eixo X tiradas durante a realização do ciclo 5 são apresentadas na Fig. 4.17. A Fig. 4.17 (a) mostra os resultados de temperatura no início do teste, e em (b) após 4 horas do seu início. Estes valores permitem obter uma visão mais ampla do comportamento térmico do

conjunto uma vez que os valores lidos nas proximidades da instalação do sensor T2 na ordem de 35 °C estão coerentes com o valor lido pelo sensor de 35,6 °C após 4 horas do início do ciclo.

Figura 4.17 - Imagens termográficas do conjunto traseiro do fuso de esferas do eixo X no ciclo 5, nos respectivos períodos: (a) início, (b) após 4 horas

4.1.2 Erros Térmicos

Serão apresentados e discutidos a seguir os resultados dos erros térmicos que ocorreram no centro de usinagem durante a realização dos ciclos de trabalho em vazio, apresentados na seção 3.2.1.1 e que configuraram a primeira fase experimental. Foram realizados mais de 60 horas de ensaios na máquina, com o objetivo principal de levantar dados consistentes, que pudessem contribuir nas etapas posteriores, para o desenvolvimento de um modelo de previsão de erros térmicos. Conforme indicado na seção 3.2.1.4, os erros térmicos foram obtidos através da medição por apalpador fixado no nariz do motofuso de uma bucha de referência localizada na mesa de trabalho.

A Fig. 4.18 mostra os resultados dos erros térmicos em X, Y e Z do centro de usinagem obtidos durante a realização do ciclo 3. Neste ciclo foram acionados os 5 eixos da máquina e o motofuso. A velocidade do eixos lineares foi de 20 m/min e a rotação do motofuso foi de 10.000 rpm.

Figura 4.18 - Erros térmicos obtidos durante a realização do ciclo 3

Na Fig. 4.18 pode-se verificar o crescimento do erro térmico em X de forma mais acentuada até 150 min onde atinge 18 μm e depois segue uma tendência de estabilização do erro chegando a 22,6 μm . O mesmo é observado para o erro em Y, mas que apresenta um aumento mais rápido do erro chegando a 8 μm ainda nos primeiros 30 min de ciclo. A partir de aproximadamente 120 min o gráfico de Y tem uma ligeira diminuição de inclinação atingindo 23,8 μm ao final do ciclo. O erro em Z tem um crescimento rápido inicialmente atingindo 5 μm nos primeiros 30 minutos, mas em seguida o crescimento do erro fica mais suave chegando em 9,2 μm ao final das 4 horas apenas. Tanto o erro em X quanto o erro em Y aumentaram no sentido positivo dos seus respectivos eixos, enquanto o erro em Z aumentou no sentido negativo do referencial da máquina, que significa que a ponta do motofuso se aproxima da bucha.

A Fig. 4.19 apresenta os resultados dos erros térmicos em X, Y e Z do centro de usinagem obtidos durante a realização do ciclo 4. Neste ciclo a máquina teve seus 5 eixos acionados simultaneamente. A velocidade dos eixos lineares foi igual a 30 m/min e a rotação do motofuso ficou em 10.000 rpm. O tempo de duração do ciclo foi de 4 horas.

Figura 4.19 - Erros térmicos obtidos durante a realização do ciclo 4

A Fig. 4.19 apresenta um comportamento de erro térmico para os três eixos lineares na velocidade de 30 m/min muito semelhante ao obtido para o ciclo 3 de velocidade 20 m/min. O erro térmico em X novamente acompanha o comportamento do erro em Y, mas neste caso os erros praticamente crescem juntos até o término do ciclo. Uma redução na inclinação da curva do erro em X ocorre a partir 180 minutos aproximadamente quando atinge 30 μm . O erro em X chega em 33,3 μm ao final do ciclo. O erro em Y chega em 29,8 μm nos 180 minutos de ciclo e ainda cresce até os 34,3 μm no térmico. O erro em Z novamente tem um crescimento brusco de 14,2 μm nos primeiros 30 minutos e um comportamento mais suave a partir daí até o término do ciclo quando atinge 17,8 μm . Novamente, tanto o erro em X quanto o erro em Y crescem no sentido positivo dos seus respectivos eixos, enquanto o erro em Z cresce no sentido negativo do referencial da máquina.

A Fig. 4.20 apresenta os resultados dos erros térmicos em X, Y e Z do centro de usinagem obtidos durante a realização do ciclo 5. Neste ciclo apenas o eixo X foi acionado no centro de usinagem num período de 4 horas com velocidade de 30 m/min. O motofuso permaneceu desligado durante todo o ciclo.

Figura 4.20 - Erros térmicos obtidos durante a realização do ciclo 5

Na Fig. 4.20 verifica-se o crescimento do erro em X de maneira mais intensa até os primeiros 120 minutos quando atinge 36,4 μm e depois uma tendência à estabilização do erro até chegar em 45,2 μm no final do ciclo. Como era de se esperar, os erros em Y e em Z foram inferiores aos obtidos durante os ciclos que acionavam também estes eixos. O erro em Y cresce nos primeiros 60 minutos quando chega em 7,0 μm e posteriormente cresce de forma menos acentuada até atingir 12,0 μm . O erro em Z tem um crescimento mais agudo até a primeira hora quando chega em 10,3 μm e continua a crescer de maneira mais suave até atingir 17,8 μm ao final do ciclo. O erro em Z foi mais acentuado, possivelmente devido a dilatação e consequente avanço da unidade X em direção à mesa de trabalho.

A Fig. 4.21 apresenta os resultados dos erros térmicos em X, Y e Z do centro de usinagem obtidos durante a realização do ciclo 6. Neste ciclo apenas o eixo Y foi acionado no centro de usinagem num período de 4 horas a 30 m/min. O motofuso permaneceu desligado durante todo o ciclo.

Figura 4.21 - Erros térmicos obtidos durante a realização do ciclo 6

Na Fig. 4.21 verifica-se o crescimento do erro em Y de maneira mais intensa até os primeiros 90 minutos quando atinge 42,5 μm e depois uma tendência à estabilização do erro até chegar em 49,6 μm ao término do ciclo. Como era de se esperar, os erros em X e em Z foram inferiores aos obtidos durante os ciclos que acionavam também estes eixos. O erro em X cresce nos primeiros 90 minutos quando chega em 22,0 μm e posteriormente cresce de forma menos acentuada até atingir 26,2 μm . O erro em Z tem um crescimento mais agudo até a primeira hora quando chega em 15,3 μm e continua a crescer de maneira mais suave até atingir 22,2 μm ao final do ciclo. Tanto o erro em X quanto o erro em Z neste ciclo cresceram no sentido negativo dos respectivos eixos conforme a referência da máquina.

4.1.3 Medição Ballbar telescópico

O dispositivo *Ballbar telescópico* teve o objetivo de avaliar a influência do erro térmico no perpendicularismo entre os pares cinemáticos ZX, ZY e XY do centro de usinagem (Fig. 4.22). Para avaliar a influência da variação de temperatura no erro cinemático da máquina, foram realizadas em uma primeira etapa, as medições dos três pares de eixos, na condição de máquina “fria”, como consequência do repouso

da máquina por 20 horas. Na sequência a máquina foi submetida a uma réplica do ciclo 4 e as medições foram realizadas após o término do ciclo para cada par cinemático.

Figura 4.22 - (a) Medição utilizando o dispositivo *Ballbar* dos eixos YX, (b) medição utilizando o dispositivo *Ballbar* dos eixos ZX, (c) medição utilizando o dispositivo *Ballbar* dos eixos ZY.

A Figura 4.23 (a) mostra os resultados da medição pelo dispositivo *Ballbar* na condição de máquina FRIA, onde mediu-se um erro de perpendicularismo no plano YX igual a $-49,8 \mu\text{m/m}$. Já a Figura 4.23 (b) apresenta os resultados da medição pelo *Ballbar* na condição de máquina QUENTE, onde mediu-se um erro de perpendicularismo no plano YX igual a $-21,7 \mu\text{m/m}$.

Figura 4.23 – Erro de perpendicularismo no plano YX na condição de máquina FRIA (a), na condição de máquina QUENTE (b).

Este resultado da Figura 4.23 indica que o perpendicularismo entre a coluna do eixo Y e o carro cruzado do eixo X tiveram uma diminuição do erro de perpendicularismo após o aquecimento dos eixos, possivelmente devido ao crescimento do eixo Y, trazendo a coluna a favor de X+.

A Figura 4.24 (a) mostra os resultados da medição pelo *Ballbar* na condição de máquina FRIA, onde mediu-se um erro de perpendicularismo no plano ZY igual a

52,5 $\mu\text{m}/\text{m}$. Já a Figura 4.24 (b) apresenta os resultados da medição pelo dispositivo *Ballbar* na condição de máquina QUENTE onde mediu-se um erro de perpendicularismo no plano ZY igual a 27,1 $\mu\text{m}/\text{m}$. O resultado indica uma redução da inclinação da coluna do eixo Y em relação ao motofuso do eixo Z, possivelmente devido à elevação da pinola do eixo Z+ devido ao aquecimento do conjunto.

Figura 4.24 - Erro de perpendicularismo no plano ZY na condição de máquina FRIA (a), e na condição de máquina QUENTE (b).

A Figura 4.25 (a) mostra os resultados da medição pelo dispositivo *Ballbar* na condição de máquina FRIA, onde mediu-se um erro de perpendicularismo no plano ZX igual a 23,0 $\mu\text{m}/\text{m}$. Já a Figura 4.25 (b) apresenta os resultados da medição pelo *Ballbar* na condição de máquina QUENTE onde mediu-se um erro de perpendicularismo no plano ZX igual a 33,3 $\mu\text{m}/\text{m}$. Este resultado indica um aumento na inclinação entre a pinola do eixo Z e o carro cruzado do eixo X. Isso possivelmente, ocorre devido ao aquecimento do subsistema do eixo X que dilata deslocando-se lateralmente em relação ao motofuso.

Figura 4.25 - Erro de perpendicularismo no plano ZX na condição de máquina FRIA (a), e na condição de máquina QUENTE (b)

4.1.4 Laser Interferômetro

Através do laser interferômetro, foi possível medir os erros térmicos de posicionamento dos eixos lineares X, Y e Z do centro de usinagem, conforme indica a Fig. 4.26. As medições foram divididas em duas etapas. Na primeira etapa foram realizadas medições na condição de máquina “fria”, após repouso de 20 horas. Na segunda etapa, as medições foram realizadas após correr uma réplica do ciclo 4, mais 1 hora de ciclo por eixo, garantindo através do monitoramento da temperatura uma condição de máquina “aquecida”.

Figura 4.26 - Medição do posicionamento dos eixos lineares em (a) eixo Z, e em (b) eixo X, utilizando o laser interferômetro

Serão apresentados a seguir os gráficos dos erros térmicos de posicionamento relativos, ou seja, já foram descontados os erros de posicionamento geométricos da máquina, que foram obtidos nas medições da máquina fria. Esse procedimento foi realizado, pois o objetivo desta pesquisa é levantar somente a contribuição individual do aquecimento dos subsistemas dos eixos X, Y e Z nos erros de posicionamento linear destes eixos.

A medição do erro térmico de posicionamento do eixo X foi realizada a cada 23 mm do curso X de 760 mm, totalizando 33 medições em cada condição térmica estudada. Sendo 33 medições na condição de máquina fria e 33 medições na condição de máquina aquecida. O gráfico da Fig. 4.27 mostra o comportamento do erro térmico de posicionamento do eixo X ao longo de todo o curso após a realização do ciclo 4 de aquecimento da máquina.

Figura 4.27 - Erro térmico em X obtido pela medição do Laser Interferômetro

A cada deslocamento da unidade de avanço X em 23 mm, era realizada uma medição de sua posição, comparando-se o valor obtido com o valor nominal. O gráfico da Fig. 4.27 apresenta os resultados de erros térmicos relativos, já descontados dos valores de erros geométricos, que foram computados na condição de máquina fria. Verifica-se que na posição $X = 0$ mm já existe um erro térmico de $6,2 \mu\text{m}$. Observa-se também que nos primeiros intervalos do eixo X, entre os cursos de 0 mm e 150 mm a variação do erro térmico é pequena, não ultrapassando $5,0 \mu\text{m}$. Isto se justifica pela comprimento reduzido do fuso de esferas neste trecho e pela restrição aos deslocamento nesta direção. A partir daí, ocorre um crescimento praticamente linear do erro térmico em X, chegando em $44,8 \mu\text{m}$ no curso de 760 mm, conforme pode ser verificado na Fig. 4.27.

A medição do erro térmico de posicionamento do eixo Y foi realizada a cada 23,2 mm do curso Y de 905 mm, totalizando 39 medições em cada condição térmica estudada. Sendo 39 medições na condição de máquina fria e 39 medições na condição de máquina aquecida. O gráfico da Fig. 4.28 mostra o comportamento do erro térmico de posicionamento do eixo Y ao longo de todo o curso após a realização do ciclo 4. A cada deslocamento da unidade da mesa Y em 23,2 mm, era realizada uma medição de sua posição, comparando-se o valor obtido com o valor nominal.

Figura 4.28 - Erro térmico em Y obtido pela medição do Laser Interferômetro

O gráfico da Fig. 4.28 apresenta os resultados de erros térmicos relativos, já descontados dos valores de erros geométricos. Nota-se que na coordenada 0 mm já existe um erro térmico de 7,1 μm . Observa-se também que nos primeiros intervalos do eixo Y, entre os cursos de 0 mm e 100 mm a variação do erro térmico é pequena, não ultrapassando 4,0 μm . A partir daí ocorre um crescimento praticamente linear do erro térmico em Y, chegando a 65,0 μm no curso de 905 mm, conforme mostra a Fig. 4.28.

A medição do erro térmico de posicionamento do eixo Z foi realizada a cada 23 mm do curso Z de 897 mm, totalizando 39 medições em cada condição térmica estudada. Sendo 39 medições na condição de máquina fria e 39 medições na condição de máquina aquecida. O gráfico da Fig. 4.29 mostra o comportamento do erro térmico de posicionamento do eixo Z ao longo de todo o curso após a realização do ciclo 4 de aquecimento da máquina. A cada deslocamento da unidade de avanço Z em 23 mm, era realizada uma medição de sua posição, comparando-se o valor obtido com o valor nominal.

Figura 4.29 - Erro térmico em Z obtido pela medição do Laser Interferômetro

O gráfico da Fig. 4.29 apresenta os resultados de erros térmicos relativos, já descontados dos valores de erros geométricos. Observa-se que no primeiro intervalo do eixo Z medido, na coordenada $Z = 110$ mm o erro térmico é máximo, atingindo $12,9 \mu\text{m}$. Isto se justifica pois a posição inicial do eixo Z é centrado na mesa de trabalho, portanto no maior deslocamento do eixo Z. A partir daí, ocorre uma diminuição praticamente linear do erro térmico em Z, chegando em $5,5 \mu\text{m}$ no curso de 938 mm.

Uma vantagem estratégica do uso das medições através do laser interferômetro para atender aos objetivos desta Tese se dá pelo fato de permitir a individualização dos erros térmicos de posicionamento para cada eixo linear. Procedimento este, diferente do que ocorre pela medição da bucha de referência que por definição acumula os erros térmicos de todos os eixos.

Serão realizadas simulações em MEF da máquina em alguns dos posicionamentos definidos durante a realização da medição por Laser, com o objetivo inicial de validar o modelo MEF da máquina e, posteriormente, de levantar os erros térmicos do centro de usinagem em diferentes posições para implementá-los no modelo de RNA desenvolvido.

4.2 Segunda fase experimental

Apesar deste trabalho estar baseado na norma ISO 230-3, que define ensaios com a máquina em vazio para compensação térmica, foram realizados alguns ensaios de usinagem com os seguintes objetivos:

- Estimar a contribuição do calor gerado na usinagem com mínima quantidade de lubrificação (MQL) de uma peça de trabalho no erro térmico do centro de usinagem.
- Fornecer parâmetros comparativos para a simulação do calor gerado na usinagem no modelo MEF.
- Estimar o erro térmico de posição de furação em uma peça sujeita a variação de temperatura. Este teste foi implementado para avaliar a contribuição do calor ambiente no aquecimento da peça de trabalho e suas consequências para a perda de precisão na usinagem. Problema comum em plantas localizadas em regiões de elevada temperatura, sem sala climatizada.
- Desenvolver um modelo de compensação dos erros térmicos da peça de trabalho, e implementá-lo no CNC da máquina.

Conforme apresentado na seção 3.2.2, os testes de usinagem foram divididos em 4 etapas. Na etapa 1 foram usinadas 20 peças previamente aquecidas divididas em 4 lotes, na etapa 2 foram usinadas 10 peças previamente aquecidas divididas em 2 lotes e na etapa 3 foi usinada uma peça. Todas as peças usinadas tiveram sua temperatura medida por sonda e algumas de suas características medidas em MMC. Após a análise dos resultados obtidos, será proposta uma metodologia de correção dos erros térmicos da peça de trabalho, e após a sua implementação no CNC do centro de usinagem, serão realizadas novas usinagens de mais 15 peças na etapa 4 para verificação da eficácia do método.

4.2.1 Usinagem da peça de trabalho previamente aquecida

O gráfico da Fig. 4.30 mostra os resultados de temperatura obtidos na etapa 1 dos testes de usinagem. Por terem sido medidas apenas a temperatura de entrada da peça na máquina (após a ferramenta T1) e a temperatura após o término da usinagem (após a ferramenta T13), o comportamento da temperatura foi admitido

linear. A temperatura foi medida nos pontos #3 e #4 na face da tampa, e o resultado apresentado é o valor médio para as cinco peças de cada lote.

Figura 4.30 – Comportamento térmico em função da usinagem para a etapa 1 – temperatura medida no início e no término da usinagem

Pode-se observar na Fig. 4.30 que o maior gradiente de temperatura ocorreu nas peças do lote #1, que entraram na máquina com a menor temperatura. Neste grupo, as peças entraram na temperatura média de 20,9 °C e saíram a 26,8 °C, obtendo um aumento de 5,9 °C (28,2%) devido à usinagem. Para o lote #2, onde as peças entraram na máquina com temperatura média de 25,4 °C e saíram com 29,3 °C, houve um delta de 3,9 °C, ou 15,3% de aumento devido à usinagem. Já para o lote #3, em que as peças iniciaram na temperatura de 30,0 °C, após o término da usinagem, elas estavam em 31,6 °C, portanto com delta de 1,6 °C (5,3%). E, finalmente para o lote #4, onde as peças entraram na máquina na temperatura mais elevada de 35,0 °C, o delta foi o menor de apenas 0,1 °C ou 0,3%, com temperatura final igual a 35,1 °C. Nesta etapa, todas as 20 peças usinadas foram medidas.

O gráfico da Fig. 4.31 apresenta os resultados de temperatura obtidos durante a realização dos testes de usinagem da etapa 2. Como os resultados de temperatura ficaram muito próximos, optou-se por inserir a Tabela 4.1 para facilitar a visualização dos resultados. A face da combustão, através dos pontos #1 e #2, foi medida apenas após as trocas das quatro últimas ferramentas (T10, T11, T12 e T13) por uma questão de acesso da sonda de medição durante o ciclo. A face da tampa,

através dos pontos #3 e #4, foi medida após cada uma das treze trocas de ferramenta. As temperaturas apresentadas são as médias. Nesta etapa foram usinadas as peças nas temperaturas de 20 °C e 30 °C, apenas.

Figura 4.31 - Comportamento térmico em função da ferramenta de usinagem para a etapa 2 – temperatura medida após cada troca de ferramenta

Como é possível verificar através do gráfico da Fig. 4.31, o delta de temperatura na face da tampa para as peças que entraram na máquina na temperatura média de 20,9 °C foi de 6,75 °C (32,3%), valores estes muito próximos dos valores obtidos na etapa 1, que foi de 5,9 °C.

Ainda na Figura 4.31, analisando-se os valores de temperatura lidos na face de combustão, observa-se uma variação muito pequena, na ordem de 5%. Isso se deve principalmente à proximidade do furo usinado do ponto medido. Analisando agora os resultados de temperatura obtidos para a peça entrando na máquina na temperatura de 30 °C, novamente é possível concluir sobre uma pequena, senão desprezível influência térmica da usinagem, com gradientes inferiores a 6% no caso crítico na comparação entre a medição da face da tampa e da face da combustão. Em relação à diferença de temperatura entre a peça na entrada e na saída, ela foi inferior a 0,5 °C.

Analisando ainda os resultados de temperatura obtidos durante a etapa 2, vale a pena ressaltar o fato das inclinações das curvas ficarem menores com o aumento da temperatura inicial da peça. Importante também apontar que a maior contribuição de calor ocorreu devido à entrada das ferramentas T11 e T12, que

elevaram a temperatura em 2,1 °C cada nas peças a 20°C, o que se justifica pela proximidade dos furos usinados dos pontos medidos.

Após as peças terem sido usinadas em diferentes temperaturas iniciais, todas elas foram levadas para a sala de medição para climatização e posterior medição em máquina tridimensional de medição por coordenadas (MMC) da posição dos furos: #3, #4, #17 (index) e #18 (index). Baseado nos resultados de desvio de posição obtidos nas medições, serão determinados os fatores de compensação térmica α para compensação dos erros térmicos em tempo real.

Inicialmente serão apresentados os resultados das coordenadas X e Y do furo #3 de cada uma das 20 peças usinadas na etapa 1, considerando as quatro variações de temperatura de entrada: 20 °C, 25 °C, 30 °C e 35 °C. A coordenada nominal em X é 39,750 mm com limites superior e inferior $\pm 0,1$ mm.

A Fig. 4.32 mostra um gráfico com os valores da coordenada X das cinco peças para cada temperatura avaliada na etapa 1. O valor médio das 5 peças no teste a 20 °C ficou em 39,618 mm, com erro médio em relação ao valor nominal de 0,132 mm e desvio padrão de 0,006 mm. No teste a 25 °C, o valor médio foi 39,615 mm, com erro médio de 0,135 mm e desvio padrão 0,003 mm. Já para os testes com a peça inicialmente a 30 °C, o valor médio da coordenada em X também foi de 39,615 mm, o desvio padrão foi de 0,004 mm com erro médio de 0,135 mm. Finalmente o teste a 35 °C obteve coordenada média de 39,596 mm, com erro médio em relação à nominal igual a 0,154 mm e desvio padrão 0,003 mm. A variação da coordenada X desta característica nas diferentes condições térmicas iniciais gerou um erro médio máximo de 22 μ m entre às peças do lote #1 em relação às peças do grupo #4.

Figura 4.32 - Coordenada X do furo #3 - etapa 1

A coordenada nominal em Y do furo #3 é 111,562 mm com limites superior e inferior $\pm 0,1$ mm. A Fig. 4.33 mostra o gráfico da coordenada Y das cinco peças para cada temperatura avaliada. O valor médio no teste a 20°C ficou em 111,440 mm, com erro médio de 0,122 mm e desvio padrão de 0,004 mm. No teste a 25 °C, o valor médio obtido pela medição foi 111,430 mm, com erro médio de 0,132mm e desvio padrão 0,003 mm. Já para os testes com a peça inicialmente a 30 °C, o valor médio foi de 111,419 mm, o desvio padrão foi de 0,001 mm com erro médio de 0,143 mm. Finalmente o teste a 35 °C obteve também uma coordenada média de 111,419 mm, com erro médio igual a 0,143 mm e desvio padrão 0,004 mm. A variação da coordenada Y desta característica nas diferentes condições térmicas iniciais gerou um erro médio máximo de 21 μ m entre as peças do lote #1 em relação às peças do lote #4.

Figura 4.33 - Coordenada Y do furo #3 – etapa 1

Agora serão apresentados os resultados obtidos para o furo usinado #11, que trata-se de um furo de referência para a peça. A coordenada nominal em X é 250,250 mm com limites superior e inferior $\pm 0,1$ mm. A Fig. 4.34 mostra o gráfico e uma tabela da coordenada X das cinco peças para cada temperatura avaliada. O valor médio medido no teste a 20°C ficou em 250,268 mm, com erro médio de 0,018 mm em relação ao valor nominal e desvio padrão de 0,008 mm. No teste a 25 °C, o valor médio medido foi 250,255 mm, com erro médio de 0,005 mm e desvio padrão 0,003 mm. Já para os testes com a peça inicialmente a 30 °C, o valor médio foi de 250,248 mm, o desvio padrão foi de 0,005 mm com erro médio em relação à nominal de 0,003 mm. Finalmente o teste a 35 °C obteve coordenada média de 250,247 mm, com erro médio igual a 0,002 mm e desvio padrão 0,001 mm. A variação da coordenada X nas diferentes condições térmicas iniciais gerou um erro médio máximo de 21 μ m entre às peças do lote #1 em relação às peças do lote #4.

Figura 4.34 - Coordenada X do furo #17 – etapa 1

A coordenada nominal do furo #17 em Y é 136,000 mm com limites superior e inferior $\pm 0,1$ mm. A Fig. 4.35 mostra o gráfico e a tabela com o comportamento das coordenadas em Y das cinco peças em cada temperatura avaliada. O valor médio no teste a 20 °C ficou em 135,993 mm, com erro médio em relação ao valor nominal de 0,007 mm e desvio padrão de 0,003 mm. No teste a 25 °C, o valor médio foi 135,983 mm, com erro médio em relação à nominal de 0,017mm e desvio padrão 0,007 mm. Já para os testes com a peça inicialmente a 30 °C, o valor médio da coordenada foi de 135,966 mm, o desvio padrão foi de 0,003 mm com erro médio de 0,034 mm. Finalmente, o teste a 35 °C obteve coordenada média medida de 135,964 mm, com erro médio em relação ao valor nominal igual a 0,036 mm e desvio padrão 0,003 mm. A variação da coordenada Y desta característica nas diferentes condições térmicas iniciais gerou um erro médio máximo de 29 μ m quando comparada a coordenada média das peças do lote #1 em relação as peças do lote #4.

Figura 4.35 - Coordenada Y do furo #17 – etapa 1

4.3 Simulação numérica por MEF

Conforme apresentado na seção 3.3 e detalhado na Fig. 3.27, a fase de simulação numérica foi dividida em três etapas que tiveram por objetivo desenvolver e validar um modelo em elementos finitos que representasse com precisão o comportamento termoelástico de um centro de usinagem CNC de 5 eixos. A etapa 1 consistiu no cálculo dos coeficientes de convecção e na simulação térmica dos principais modelos de subsistemas da máquina como guias lineares, fuso de esferas e motofuso. A partir dos modelos MEF validados na etapa 1 foi possível simular a máquina completa tanto em condições operacionais testadas experimentalmente quanto para condições não testadas, e obter como consequência seus respectivos erros térmicos.

Na etapa 3 os dados de temperatura e de erros térmicos obtidos pelo MEF serão utilizados para treinar e validar uma rede neural artificial (RNA) com o objetivo de prever com robustez e precisão o erro térmico da máquina para diferentes condições operacionais.

4.3.1 Aspectos iniciais sobre a simulação termoelástica

A obtenção de uma solução analítica para o campo de temperatura do centro de usinagem provou ser uma tarefa desafiadora, considerando o fluxo de calor transitório em todas as direções e as várias fontes de calor, como motores, atrito nos rolamentos, fusos de esferas e guias lineares, bem como a troca de calor por convecção natural e forçada com o meio ambiente. Portanto, o método dos elementos finitos (MEF) foi utilizado para obter as soluções numéricas para campos de temperatura e erros térmicos de toda a máquina. A resposta numérica pode ser semelhante à resposta experimental, uma vez que o modelo da máquina, assim como a malha de elementos finitos e as restrições estejam adequadas, conforme verificado por este trabalho.

A confiabilidade dos resultados da simulação MEF também depende da definição correta das condições de contorno do problema, como o calor gerado por atrito entre as superfícies em contato e os coeficientes de transferência de calor. Os softwares *ANSYS Workbench* (WB) e *Classic ANSYS Parametric Design Language* (APDL) foram utilizados para modelar e validar o comportamento térmico e os erros térmicos transitórios do centro de usinagem.

A simulação numérica foi dividida em duas etapas: inicialmente foram simulados o comportamento térmico do subsistema do eixo X (particularmente simulando o conjunto de guias lineares e do fuso de esferas) e o motofuso. Os resultados térmicos obtidos pela simulação tiveram como base de dados comparativa os resultados obtidos experimentalmente pelos ciclos 1 e 2. Após essa etapa de validação térmica dos subsistemas, foram realizadas simulações MEF dos erros térmicos para a máquina completa, onde os resultados simulados foram comparados com os erros medidos experimentalmente durante os ciclos 3 – 9 de aquecimento do centro de usinagem.

O uso do MEF como um método importante de modelagem e previsão de erros térmicos baseou-se nos seguintes pressupostos simplificadores:

- A usinagem não é realizada; assim, o efeito do cavaco não é considerado.
- Os sulcos no eixo do fuso de esferas foram desconsiderados: portanto, o eixo do fuso de esferas é um cilindro sólido.

- O coeficiente de atrito entre a porca e as superfícies do eixo do fuso de esferas, bem como entre os rolamentos e o eixo do fuso de esferas, têm um valor constante de acordo com as especificações dos fabricantes.
- Foi considerada a geração de calor devido o atrito entre as superfícies em contato.
- Os coeficientes de convecção foram calculados no software ANSYS Fluent (CFD), considerando convecção natural para as partes em repouso, e a convecção forçada durante o movimento dos eixos.
- O efeito da condução de calor através de lubrificantes e deterioração térmica foi desconsiderado.

As considerações gerais para as análises MEF foram as seguintes:

- Material da base da máquina: aço St37-2 - DIN 17100 (ISO 630 - Fe360B).
- Material do eixo do fuso de esferas e do trilho da guia linear: aço AISI 52100 - DIN 17230.
- Material das carcaças das unidades de avanço (X, Y e Z): Ferro fundido dúctil GGG-60 - DIN 1693-1 / 2.
- Intervalos de análise: 0 a 14.400 s / 0 a 21.600 s / 0 a 28.800 s / 0 a 43.200 s.
- O mapeamento térmico da máquina foi considerado a cada 360 s.
- Condições de contorno térmicas: com base na teoria da convecção térmica e do calor de atrito gerado entre os elementos deslizantes da máquina.

Para implementar a modelagem da geração de calor por atrito, as funções disponíveis no ANSYS foram combinadas, ou seja, Workbench e Classic. Esta metodologia é útil uma vez que é possível abordar a estrutura do problema existente de forma mais heurística no ANSYS-Workbench, que é semelhante a um programa de CAD. O processamento subsequente no ANSYS-Classic é necessário para a análise térmica e estrutural transitória acoplada; no entanto, simultaneamente, permite a execução de simulações exatas e reproduzíveis devido à implementação e aplicação de scripts APDL integrando a interação física de conjuntos estacionários e móveis na simulação.

Uma vez que os perfis cinemáticos translacionais e rotacionais definidos foram mapeados, a estrutura do modelo era conhecida em todos os pontos durante a análise, de modo que a taxa de calor causada pelo atrito pôde ser aplicada

manualmente como condição de contorno do tipo Coulomb e também atritos viscosos à zona de contato. Além disso, a estrutura do modelo foi identificada através da tecnologia de elementos orientada para mecânica de contato que posteriormente definiu a taxa de calor trocada por condução através das condições de temperatura na zona de contato. As seguintes premissas foram levadas em consideração nas simulações termo-estruturais:

- ✓ Análise da contribuição do fenômeno térmico no modelo estrutural na geração de deformações térmicas.
- ✓ Acoplamento termo-estrutural do tipo sequencial: a temperatura permite calcular a deformação térmica.
- ✓ Uso de elementos que permitem mais de uma física: SOLID226, SOLID227, CONTA174, TARGE170.
- ✓ Método de solução das não-linearidades: Newton-Raphson (uso de elementos termo-estruturais, coeficiente de convecção dependente da temperatura, contatos com atrito, regime transiente).
- ✓ Critério de tolerância para convergência de fluxo de calor por padrão do ANSYS.
- ✓ Formulação de contato não linear usada do tipo: Lagrange aumentado, em virtude de sua flexibilidade e equilíbrio entre precisão e convergência. Impõe rigidez normal e tangencial.
- ✓ Formulação do tipo MPC para os contatos lineares.
- ✓ Comportamento assimétrico do contato: contact em uma superfície e target na outra superfície.
- ✓ Detection Method -> nos pontos de Gauss (contato de superfícies)
- ✓ Tolerância de penetração (penetration tolerance) -> 2% (para a formulação penalty-based – padrão é 10%)
- ✓ Tolerância de deslizamento elástico (elastic slip tolerance) -> 0,5% (paralelo a superfície de contato por atrito – padrão é 1%)
- ✓ Rigidez Normal (normal stiffness) -> updated at each iteration -> FKN = 1,0 -> sem problemas de convergência.

4.3.2 Etapa 1a: cálculo dos coeficientes de convecção

Procurando-se modelar com precisão o comportamento termoelástico de um centro de usinagem, foram levadas em consideração também os tipos de troca térmica das suas superfícies com o meio fluido a sua volta. A troca de calor por radiação foi desprezada, devido aos baixos campos de temperaturas obtidos durante as etapas experimentais. Devido à complexidade das geometrias envolvidas e a quantidade de parâmetros envolvidos optou-se por realizar simulações numéricas de escoamento para determinação dos coeficientes de convecção de troca térmica de alguns dos componentes do centro de usinagem. Tratam-se portanto das primeiras simulações numéricas realizadas neste trabalho, uma vez que os valores dos coeficientes de convecção serão usados como condições de contorno térmicas nas simulações termoelásticas apresentadas e discutidas nos itens subsequentes.

Os coeficientes de convecção de troca térmica entre a superfície e o meio, foram estimados através do software ANSYS Fluent para os componentes da máquina mais representativos, através dos seus respectivos perfis de temperatura. O procedimento desenvolvido exigiu a utilização do ANSYS APDL conforme será apresentado a seguir para o caso do eixo do fuso de esferas do eixo X.

Inicialmente foram calculadas as taxas de calor geradas por atrito através das equações empíricas para a porca do fuso de esferas e para os rolamentos. Posteriormente as taxas de calor foram inseridas nas áreas de contato da porca com o eixo, e dos rolamentos dianteiro e traseiro. Simulou-se o ciclo de aquecimento pelo período de 6 horas, obtendo o respectivo campo de temperatura. O perfil de temperatura do fuso de esferas juntamente aos respectivos números dos nós foi exportado para um arquivo *.txt (Fig. 4.36).

Figura 4.36 - Campo de temperatura do fuso de esferas

Abre-se o arquivo de dados da simulação térmica chamado *ds.dat*, onde se tem acesso aos números dos nós e suas respectivas coordenadas X, Y e Z. É gerada assim uma lista com todos os nós do fuso de esferas com suas respectivas coordenadas X, Y e Z. As informações fornecidas pelo arquivo de dados da simulação *ds.dat* juntamente as informações do perfil de temperatura do fuso de esferas são copiadas para uma planilha *Excel*, onde os dados são organizados e sequenciados. Estes dados e as suas respectivas temperaturas são então copiadas para um novo arquivo *.txt, que é salvo utilizando uma sub extensão *.prof, para permitir a leitura posterior pelo ANSYS Fluent.

Já no ambiente de simulação do Fluent, foi necessário preparar a geometria do volume fluido que envolverá as superfícies do fuso de esferas na simulação. Diferente do que é feito na simulação termo estrutural, que a malha é gerada na geometria da peça que será analisada, na análise CFD a malha corresponde ao fluido ao redor das superfícies da peça. A Fig. 4.37 mostra o detalhe da geometria do fuso.

A malha que representa o volume de controle na simulação deve ter uma dimensão suficiente para que as condições de contorno aplicadas em suas superfícies não comprometam os resultados próximos as superfícies da peça analisada. Na simulação do fuso de esferas foi considerado um meio fluido de 10.000 mm de diâmetro.

Figura 4.37 - Detalhe da geometria do fuso de esferas preparada para geração da malha

Na Fig. 4.38 pode-se ver a geometria do que será o volume de controle fluido na simulação e a geometria do fuso de esferas em seu interior. Outro passo importante que deve ser realizado para garantir respostas mais precisas nas simulações CFD são os refinamentos da malha na região próxima à superfície representativa da peça analisada dentro do volume de controle. A Fig. 4.39 mostra um detalhe do refino localizado da malha tetraédrica composta de 337.441 elementos e 102.216 nós.

Figura 4.38 - Geometria do volume de controle fluido do fuso de esferas

Figura 4.39 - Detalhe do refino de malha localizado na borda da superfície do fuso de esferas

Ao iniciar a etapa de pré-processamento no ANSYS CFD Fluent, solicita-se a leitura do arquivo do tipo *.prof, contendo as informações do campo de temperatura e das coordenadas dos nós do fuso de esferas. Este campo transiente de temperatura será utilizado como condição de contorno térmica nas paredes do fuso de esferas para o cálculo transiente do coeficiente de convecção com o ar ambiente a sua volta.

O método de solução utilizado na simulação CFD foi do tipo pressão-velocidade acoplados, de gradiente mínimos quadrados, com pressão, momento e energia de segunda ordem. Finalmente, na etapa de pós-processamento da simulação é possível visualizar o gradiente de temperatura no instante final no meio fluido, no entorno do fuso de esferas (Fig. 4.40), assim como obter os valores do fluxo de calor e dos coeficientes de convecção de cada superfície do fuso de esferas.

Figura 4.40 - Gradiente de temperatura no entorno do fuso de esferas

As seguintes premissas foram levadas em consideração nas simulações CFD:

- ✓ Solver do tipo *pressure-based*: adequado para numero de Mach baixo.
- ✓ Ativação da equação da energia para o cálculo de transferência de calor.
- ✓ Para o cálculo de convecção natural ativou-se a aceleração da gravidade.
- ✓ Para o cálculo de convecção forçada ativou-se o modelo laminar (Re abaixo do crítico).
- ✓ Método de solução do tipo *pressure-velocity coupling* de esquema *Coupled* (Eq. da Energia e Quantidade de Movimento), adequado para escoamento compressível (ar).
- ✓ Método de controle da solução do tipo *pseudo-transient* com número de iterações igual a 1.000, conservativo (adequado para escoamento externo).
- ✓ Método de interpolação por discretização de segunda ordem (second-order upwind).
- ✓ Método de inicialização do tipo *Hybrid initialization* (“chute” inicial não uniforme, mas mais realista), melhor relação entre estabilidade e velocidade de convergência.
- ✓ Execução do cálculo (*run calculation*) do tipo estacionário (*steady state*) com a “foto” do comportamento térmico em três intervalos analisados: início, meio e final da simulação térmica de aquecimento do componente.
- ✓ Monitoramento da convergência através dos históricos de resíduos (tolerância especificada) e monitoramento das variáveis analisadas, como pressão e temperatura.

Este procedimento descrito para o cálculo dos coeficientes de convecção das superfícies do fuso de esferas foi realizado também para o motofuso, carro cruzado, mesa giratória e para a base do centro de usinagem.

4.3.3 Etapa 1b: simulação térmica do subsistema do eixo X e do motofuso

A primeira etapa de simulações numéricas do centro de usinagem buscou validar o campo de temperaturas dos seus principais subsistemas. Esta validação foi baseada em comparar os resultados obtidos pelas simulações com os resultados experimentais obtidos durante a realização dos ciclos 1 e 2. Os resultados experimentais já foram apresentados no item 4.1.1, e agora serão comparados com os resultados obtidos pelas simulações. Esta metodologia de trabalho permitiu uma maior segurança nos procedimentos subsequentes cujo objetivo maior seria a simulação termoelástica da máquina completa. Os subsistemas escolhidos para a simulação foram os mesmos estudados durante a etapa experimental: guia linear e fuso de esferas do eixo X e o motofuso.

Para os subsistemas analisados nesta etapa, foram desenvolvidos modelos de CAD para representar as geometrias das peças em contato de acordo com o projeto real dos respectivos componentes. A Fig. 4.41 mostra a representação CAD e uma foto em (a) do conjunto guia linear e fuso de esferas do eixo X, e em (b) do motofuso. Para viabilizar as simulações em elementos finitos os modelos em CAD foram simplificados de maneira a permitir a discretização através da criação da malha de elementos finitos. As simplificações mais usadas foram a retirada de furações, parafusos, arruelas, esferas, sulcos, calços, chanfros e arestas menores que poderiam criar dificuldades na geração da malha, e que não iriam comprometer os resultados das análises.

Figura 4.41 – Representação CAD e uma foto em (a) do conjunto guia linear e fuso de esferas do eixo X, e em (b) do motofuso.

A Figura 4.42 mostra os subsistemas já simplificados, e as áreas dos contatos criados no ANSYS para aplicação do calor gerado por atrito, sendo (a) contato entre o trilho e o carro da guia linear, (b) contato entre a porca e o eixo do fuso de esferas e (c) contato entre os rolamentos e o estator do motofuso com a carcaça.

Figura 4.42 - Esquema dos contatos térmicos criados no ANSYS em: (a) guia linear, (b) fuso de esferas, (c) motofuso.

A Figura 4.43 mostra a malha de elementos finitos criada para a guia linear em (a), fuso de esferas em (b) e motofuso em (c). O controle da qualidade da malha foi conduzido principalmente através do seu refino na área básica de contato de acordo com os requisitos físicos do sistema a serem simulados. Neste caso, produziu-se um refinamento de malha nas regiões de contato termicamente ativos.

Figura 4.43 - Malha de elementos finitos gerada para subsistemas (a) guia linear, (b) fuso de esferas, (c) motofuso.

4.3.3.1 Análise térmica transitória do trilho da guia linear do eixo X

O tipo de elemento utilizado na malha de elementos finitos da guia linear foi o hexaedro de 20 nós com tamanho de elemento de 20 mm no trilho e 10 mm no carro. Com a velocidade da unidade de avanço do eixo X de 30 m/min, a taxa de calor no contato entre o carro e o trilho atingiu 214,8 W, para um coeficiente de atrito igual a 0,32, conforme indicação do fabricante, enquanto a taxa distribuída na superfície do trilho foi de 90,2 W. O coeficiente de transferência de calor convectivo calculado na superfície do trilho foi de 19,1 W/m²K.

A Figura 4.44 mostra uma foto da guia linear do eixo X (trilho e carro) em (a), uma imagem termográfica em (b) e a malha MEF em (c). O tipo de contato utilizado foi com atrito (*Frictional*), com formulação Lagrange aumentado (*Augmented Lagrange*) que minimiza a penetração entre os corpos, e é menos sensível à rigidez de contato.

Figura 4.44 - Análise experimental e numérica da guia linear do eixo X (a) foto, (b) imagem térmica, (c) malha de elementos finitos.

O gráfico da Figura 4.45 mostra os resultados experimentais obtidos pelas medições do termopar T3 e imagens termográficas durante a realização do ciclo 1. Os resultados obtidos pela simulação foram tomados no ponto correspondente à medição do sensor T3 no trilho, durante as 6 horas de duração do ciclo. O carro movia-se para frente e para trás a uma velocidade constante de 30 m/min entre os pontos extremos do curso de 800 mm. As curvas de temperatura em função do tempo (Fig. 4.45) confirmaram que o modelo MEF mapeou com precisão a distribuição de calor no trilho. A temperatura final obtida no trilho da guia linear pelo MEF foi de 27,79 °C, enquanto a temperatura obtida experimentalmente foi de 27,20 °C, obtendo-se assim um erro de 2,1%.

Figura 4.45 - Comparação do comportamento térmico da guia linear: sensor T13 versus temperatura prevista pela simulação MEF.

4.3.3.2 Análise térmica transitória da porca do fuso de esferas do eixo X

Para o conjunto do fuso de esferas do eixo X, trabalhando com velocidade de avanço de 30 m/min, o calor gerado no contato da porca com o eixo atingiu 145 W, conforme indicação da Tab.3.27, enquanto a taxa de calor dissipada na superfície do eixo foi de 69,6 W para um coeficiente de atrito igual a 0,35. A taxa de calor no rolamento dianteiro atingiu 6 W, enquanto a taxa de calor nos rolamentos traseiros ficou em 12 W. O coeficiente de transferência de calor convectivo calculado entre a superfície do eixo e o ambiente foi de 24,3 W/m²K e na superfície da porca ficou em 17,5 W/m²K. O tipo de contato utilizado foi com atrito (*Frictional*), com formulação Lagrange aumentado (*Augmented Lagrange*).

A Figura 4.46 mostra a foto de porca do fuso de esferas em (a), uma imagem térmica em (b) e a malha de elementos finitos correspondente em (c), composta por elementos tetraédricos de 10 nós com 10 mm de tamanho no eixo e 15 mm na porca.

Figura 4.46 - Análise experimental e numérica da porca do eixo X (a) imagem real, (b) imagem térmica, (c) malha de elementos finitos (MEF).

O gráfico da Figura 4.47 ilustra a evolução comparativa do comportamento térmico durante as medidas experimentais obtidas durante o ciclo 1 com a análise numérica durante uma operação de 6 horas com velocidade de 30 m/min. O ponto de referência para o monitoramento térmico foi dado pela localização do sensor T1.

Nota-se que a temperatura da porca do fuso de esferas aumentou em função do tempo e que o valor obtido na simulação fica muito próximo do valor obtido experimentalmente (Fig. 4.47). Este aumento de temperatura foi devido ao calor gerado pelo atrito entre a porca e o contato do eixo do fuso de esferas no deslocamento de ida e volta através de um curso de 800 mm. A temperatura final obtida na porca do fuso de esferas pelo MEF foi de 35,30 °C, enquanto a temperatura obtida experimentalmente foi de 34,70 °C, obtendo assim um erro de 1,7%.

Figura 4.47 - Comparação do comportamento térmico da porca do fuso de esferas: sensor T1 versus temperaturas previstas por simulação MEF.

4.3.3.3 Análise térmica transitória do motofuso

Para o modelo do motofuso, o calor gerado no rolamento traseiro foi igual a 128 W, o calor gerado no rolamento dianteiro igual a 353,8 W e o calor gerado no motor foi de 242 W, com uma velocidade de rotação do motofuso de 16.000 rpm, considerando o ar circundante. A montagem do rolamento dianteiro impõe uma restrição ao deslocamento axial para diminuir o efeito da expansão da ponta do motofuso, enquanto que o rolamento traseiro movia-se livremente na direção axial. O coeficiente de transferência de calor por convecção forçada na superfície externa com o meio, calculado para o motofuso foi de $245 \text{ W/m}^2\cdot^\circ\text{C}$. Já o coeficiente de transferência de calor por convecção forçada interna na simulação do fluido de arrefecimento do motofuso, calculado foi de $5.441 \text{ W/m}^2\cdot^\circ\text{C}$.

A Figura 4.48 mostra a foto da ponta do motofuso no centro de usinagem em (a), sua imagem térmica em (b) e a malha de elementos finitos em (c). Utilizou-se uma malha tetraédrica de 10 nós com elemento de 20 mm. O ponto monitorado termicamente pelo MEF foi o ponto correspondente a localização do termopar T10.

Figura 4.48 - Análise experimental e numérica da foto do fuso (a), (b) imagem térmica, (c) malha MEF do fuso.

A Figura 4.49 mostra o gráfico da evolução comparativa do comportamento térmico durante as medidas experimentais e a análise numérica durante uma operação de 6 horas com uma velocidade de rotação de 16.000 rpm. Note-se que a temperatura medida experimentalmente durante o ciclo 2 aumentou mais rapidamente do que a temperatura obtida através da simulação. Isto é devido à complexidade do modelo de geração de calor do motofuso. No entanto, observa-se que ambas as temperaturas atingiram virtualmente o mesmo valor final. A temperatura final obtida na região da ponta do fuso pelo MEF foi de $40,89 \text{ }^\circ\text{C}$.

enquanto que a obtida experimentalmente pelo sensor T10 foi de 39,40 °C, obtendo um erro relativo de 3,8%. Os maiores erros ocorreram no início da análise, uma vez que a estabilização térmica na simulação ocorreu mais devagar. Nos primeiros trinta minutos, o erro máximo atingiu 8,6%.

Figura 4.49 - Comparação do comportamento térmico da ponta do motofuso: sensor T10 versus temperaturas previstas por simulação MEF.

Após a finalização das simulações numéricas dos subsistemas do eixo X e do motofuso, e após o término das comparações dos resultados de temperatura obtidos experimentalmente durante a realização dos ciclos 1 e 2 com os resultados obtidos pela simulação MEF, foi possível concluir positivamente sobre a robustez e precisão da metodologia desenvolvida até esta etapa. A metodologia que baseou-se tanto no uso de modelos experimentais quanto em modelos físicos confirmou ser muito eficiente, visto que os erros foram muito pequenos, em sua maioria menores do que 8% dentro do período de duração do ciclo. Com a validação do modelo MEF destes subsistemas será possível na próxima etapa, que trata da simulação numérica da máquina completa, utilizar as mesmas restrições, vínculos e condições de contorno térmicas adotadas nesta etapa, adaptando-as quando necessário, para as condições de contorno e funcionalidades dos outros subsistemas do centro de usinagem.

4.3.4 Etapa 2: simulação termoelástica da máquina completa

Após a validação dos campos de temperatura para a guia linear e para o fuso de esferas do eixo X, e para o motofuso, as condições de contorno térmicas, bem como os contatos criados nas simulações da etapa 1, foram utilizados como condições de contorno iniciais na análise termoelástica transitória do centro de usinagem completo na etapa 2, tendo como referência os resultados experimentais obtidos durante a realização dos ciclos 3 a 9, dos ciclos de usinagem e de medição por laser interferômetro. Novamente será usada a metodologia que contempla os modelos experimentais e físicos na abordagem da análise.

No modelo MEF da máquina foram utilizados 409.786 elementos tetraédricos de segunda ordem, totalizando 737.629 nós com tamanho de elemento de 50 mm na estrutura da máquina, 40 mm na mesa de trabalho e 25 mm nas unidades deslizantes (Fig. 4.50).

Figura 4.50 - Malha de elementos finitos do centro de usinagem para análise dos erros térmicos

Elementos tetraédricos de 10 nós com 10 mm foram utilizados em torno do furo da bucha de referência (Figura 4.51.a) e na região da ponta do motofuso (Fig. 4.51b), para garantir resultados mais precisos.

Figura 4.51 - Regiões de malha refinada MEF (a) bucha de referência na mesa (b) ponta do motofuso.

4.3.4.1 Simulação térmica transiente da máquina completa

Conforme apresentado na seção 3.3, Fig. 3.27, os 9 ciclos de aquecimento realizados no centro de usinagem foram simulados numericamente pelo MEF. Onde a simulação dos ciclos 1 e 2 tiveram como objetivo apenas validar o comportamento térmico, enquanto os outros 7 ciclos tiveram como objetivo avaliar o comportamento termoelástico do centro de usinagem, ou seja, avaliar tanto os campos de temperatura quanto os erros térmicos obtidos. Adicionalmente foram realizadas simulações MEF da máquina completa para velocidades dos eixos lineares de 10 e 40 m/min, que foram classificados como ciclos 10 e 40 respectivamente. Estes ciclos não foram realizados experimentalmente. Outra simulação desenvolvida nesta etapa que não foi realizada experimentalmente foi a que considerou a temperatura ambiente variando durante o ciclo. A seguir serão apresentados e discutidos apenas os gráficos do campo de temperatura obtidos pela simulação dos ciclos 3, 4, 10 e 40 devido ao grande número de resultados coletados.

A Fig. 4.52 mostra as curvas de temperatura lidas por nove sensores durante a realização do ciclo 3 em comparação com os resultados obtidos pelo MEF. Os resultados comparativos lidos pelo sensor T1 para a porca do fuso de esferas do eixo X, o sensor T3 para a guia linear do eixo X e o sensor T10 para o motofuso já foram discutidos nas análises dos ciclos 1 e 2, e portanto não serão representados

nos gráficos da Figura 4.52, assim como os sensores T14 e T15 cujas variações térmicas foram desprezíveis durante a realização do ciclo.

Figura 4.52 - Gráfico comparativo MEF versus Experimental do campo de temperatura durante a realização do ciclo 3.

Na Figura 4.52 é possível verificar, para os nove sensores representados, uma mesma tendência de variação de temperatura ocorreu em todos os casos. O sensor T5 localizado no flange do motor do eixo Z exibiu um erro máximo de 7,6%, mas o erro médio foi inferior a 5%. O sensor T4 localizado na porca do eixo Z teve um erro máximo de 8,1% enquanto o sensor T6 localizado no guia linear do eixo Z mostrou um erro máximo de 7,8%. O erro máximo para o sensor T2 localizado no rolamento do motor do eixo X foi de 7,3%, ficando a maioria dos pontos abaixo de 6%, enquanto os sensores T11 e T12 que representam as temperaturas lidas na carcaça externa do motofuso e na base da máquina, respectivamente, não excederam o erro de 6,8% entre os resultados simulados e os resultados experimentais. O erro do sensor T7 localizado na porca do fuso de esferas do eixo Y foi de 4,8%, enquanto o erro do sensor T9 localizado no flange do rolamento do motor do eixo Y foi de 3,9%. Os sensores T14 para o tanque de refrigerante e o sensor T15 para a temperatura ambiente não foram abordados, uma vez que não apresentaram erros significativos. Apesar de percentualmente aparecerem erros na ordem de 9%, a metodologia abordada pode ser considerada satisfatória, visto que a variação comparativa da temperatura não ultrapassou 3 °C para todos os casos simulados.

A Fig. 4.53 mostra as curvas de temperatura lidas por nove sensores durante a realização do ciclo 4 em comparação com os resultados obtidos pelo MEF. Os resultados comparativos lidos pelo sensor T1 para a porca do fuso de esferas do eixo X, o sensor T3 para a guia linear do eixo X e o sensor T10 para o motofuso já foram discutidos nas análises dos ciclos 1 e 2, e portanto não serão representados nos gráficos da Figura 4.53.

Figura 4.53 – Gráfico comparativo MEF vs Experimental do campo de temperatura durante a realização do ciclo 4.

Na Figura 4.53 é possível verificar que as maiores elevações de temperatura ocorreram para os sensores T7 e T9 referentes à porca do fuso de esferas do eixo Y e rolamento do motor do eixo Y, respectivamente. Apesar disso, foi possível obter resultados satisfatórios através da simulação numérica. O erro do sensor T7 localizado na porca do fuso de esferas do eixo Y foi de 5,7%, enquanto o erro do sensor T9 localizado no flange do rolamento do motor do eixo Y foi de 7,7%. Isso corresponde a 2,8 °C no máximo de variação de temperatura entre os valores experimentais e numéricos. O sensor T5 localizado no flange do motor do eixo Z exibiu um erro máximo de 11,8%, mas o erro médio foi inferior a 7%. O sensor T4 localizado na porca do eixo Z teve um erro máximo de 9,1% enquanto o sensor T6 localizado no guia linear do eixo Z mostrou um erro máximo de 8,8%. O erro máximo para o sensor T2 localizado no rolamento do motor do eixo X foi de 4,3%, ficando a maioria dos pontos abaixo de 3%, enquanto os sensores T11 e T12 que

representam as temperaturas lidas na carcaça externa do motofuso e na base da máquina, respectivamente, não excederam o erro de 5,0% entre os resultados simulados e os resultados experimentais. Os sensores T14 para o tanque de refrigerante e o sensor T15 para a temperatura ambiente não foram abordados, uma vez que não apresentaram erros significativos. Apesar de percentualmente aparecerem erros na ordem de 11%, a metodologia abordada pode ser considerada satisfatória, visto que a variação comparativa da temperatura não ultrapassou 3,5 °C para todos os casos simulados.

A comparação do campo de temperatura simulado para os resultados dos ciclos 3 e 4 com os resultados experimentais demonstra as mesmas linhas de comportamento térmico e erros pequenos entre eles, como será apresentado a seguir. A maior variação de temperatura entre os ciclos ocorreu para os sensores T7 e T9 referentes à porca do fuso de esferas do eixo Y e rolamento do motor do eixo Y respectivamente. Essa variação ficou na ordem de 6 °C com vantagem para o ciclo 4 que proporcionou uma taxa maior de calor por atrito para o fuso de esferas do eixo Y devido à maior rotação do eixo. Para os fusos de esferas dos eixos X e Z, a diferença não ultrapassou 2,5 °C.

Uma vez que o modelo térmico do centro de usinagem foi simulado e validado, comparando-se os resultados obtidos numericamente com os resultados obtidos experimentalmente, foi possível realizar novas simulações MEF extrapolando as condições de contorno usadas nas simulações anteriores. Foram simuladas novas condições de operação da máquina para velocidades de 10 e 40 m/min, com o objetivo de aumentar a aplicabilidade do algoritmo de compensação térmica, que será apresentado mais adiante neste texto. Portanto, os resultados referentes ao comportamento térmico e também os erros térmicos obtidos por estas simulações serão usados para treinar a RNA na etapa de modelagem do erro térmico.

A Fig. 4.54 mostra os resultados do comportamento térmico lidos nos 15 pontos de instalação dos sensores de temperatura para a máquina simulada com velocidade de 10 m/min – no chamado ciclo 10. Devido à pouca variação de temperatura observada durante a realização dos ensaios experimentais, a temperatura do fluido refrigerante não foi simulada por MEF.

Figura 4.54 - Comportamento térmico durante simulação MEF na velocidade $V = 10$ m/min – ciclo 10.

Na Fig. 4.54 observa-se que novamente o maior gradiente de temperatura está associado à porca do fuso de esferas do eixo Y, com um aumento de temperatura de $13,4\text{ }^{\circ}\text{C}$, chegando a $34,4\text{ }^{\circ}\text{C}$. Como esperado, este valor foi menor do que o valor obtido para a velocidade de 20 m/min que atingiu $42,5\text{ }^{\circ}\text{C}$. A temperatura da porca do fuso de esferas do eixo X chegou a $29,2\text{ }^{\circ}\text{C}$ enquanto a porca do eixo Z ficou em $27,8\text{ }^{\circ}\text{C}$. Comportamento semelhante ao obtido para a velocidade de 20 m/min , que foi superior em $4,7\text{ }^{\circ}\text{C}$ e $3,5\text{ }^{\circ}\text{C}$, respectivamente. A estrutura da base da máquina teve apenas $1,6\text{ }^{\circ}\text{C}$ de aumento da temperatura enquanto a temperatura da ponta do motofuso chegou a $30,1\text{ }^{\circ}\text{C}$.

A Fig. 4.55 mostra os resultados do comportamento térmico lidos nos 15 pontos de instalação dos sensores de temperatura para a máquina simulada com velocidade de 40 m/min – ciclo 40.

Figura 4.55 - Comportamento térmico durante simulação MEF na velocidade $V = 40$ m/min – ciclo 40.

A Fig. 4.55 mostra que a temperatura simulada na porca do fuso de esferas do eixo Y chega a $51,9^{\circ}\text{C}$ ao final do período de 4 horas simulado. A temperatura do flange do rolamento do eixo Y chega a $40,3^{\circ}\text{C}$, enquanto a temperatura da base da máquina teve um aumento de $4,1^{\circ}\text{C}$. A porca do fuso de esferas do eixo X atingiu a temperatura praticamente estável de $41,2^{\circ}\text{C}$ acompanhada pela porca do eixo X com $30,7^{\circ}\text{C}$. A temperatura do motofuso manteve-se em $30,2^{\circ}\text{C}$, pois é mais influenciada pela velocidade de rotação do motofuso que estava em 10.000 rpm.

4.3.4.2 Simulação dos erros térmicos transientes

Durante as simulações numéricas MEF, os erros térmicos foram obtidos medindo-se o erro relativo entre a ponta do motofuso e a bucha de referência localizada na mesa de trabalho. Este foi o mesmo procedimento utilizado durante os ensaios experimentais dos ciclos 3 a 9, conforme apresentado na seção 3.2.1.4. A Figura 4.61 mostra a vista em perspectiva da mesa de trabalho e do motofuso, ambos isolados do restante da máquina, onde na Fig. 4.56 (a) tem-se uma visão geral das duas referências para obtenção do erro térmico, sendo uma referência localizada na mesa e a outra localizada na ponta do motofuso. Na Fig. 4.56 (b) tem-

se em escala ampliada a vista lateral da mesa e da ponta do motofuso com o detalhamento do procedimento de medição do erro térmico em Y, δ_y . Este mesmo procedimento foi realizado no ANSYS para a obtenção dos erros térmicos em X, Y e Z, conforme a orientação de eixos indicada na Fig. 4.56 (a).

Figura 4.56 - Simulação do erro térmico do centro de usinagem. (a) Vista em perspectiva com indicação do sistema de referência, (b) detalhe em escala do erro térmico medido em Y.

Os erros térmicos nas direções dos eixos X, Y e Z foram obtidos pelo MEF para os ciclos 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10 e 40 usando a metodologia descrita anteriormente. Apenas os resultados dos erros térmicos obtidos nos ciclos 3, 4, 5, 6, 7, 10 e 40 serão apresentados e, conseqüentemente, discutidos nesta etapa devido ao grande número de resultados coletados. É importante apontar que todos os resultados foram utilizados na formulação do modelo de previsão por redes neurais que será abordado mais adiante. Todas as correspondentes curvas de erro térmico obtidas experimentalmente, quando cabível, também foram adicionadas aos gráficos para mostrar a precisão e robustez da análise MEF ao simular o erro térmico do centro de usinagem.

A Fig. 4.57 mostra os resultados obtidos durante os ensaios experimentais do ciclo 3 e das simulações em elementos finitos deste mesmo ciclo. No ciclo 3, a máquina rodou com seus 5 eixos acionados simultaneamente com velocidade de 20 m/min, por um período de 4 horas. É importante apontar que a mesma tendência de erro térmico foi obtida para os três eixos lineares quando comparados os resultados experimentais e simulados.

Figura 4.57 - Erros térmicos obtidos por testes experimentais e MEF durante o ciclo 3

Na Figura 4.57 a curva de erro térmico obtida por MEF para o eixo X apresentou um crescimento até 120 minutos muito semelhante ao obtido experimentalmente, com diferença máxima de 2,6 μm . Após este período a curva por MEF estabilizou, terminando em um erro térmico de 19,6 μm , enquanto o erro térmico experimental ficou em 22,6 μm , obtendo um erro de 15%. Já para a curva de erros térmicos em Y, o gráfico por MEF se afasta ligeiramente dos resultados experimentais num período entre 45 e 120 minutos, chegando a um erro relativo máximo de 6 μm . Depois as curvas convergem chegando praticamente juntas ao erro térmico de 23,6 μm , com erro relativo de 0,5 %. Os resultados obtidos para os erros térmicos em Z foram, nesta simulação os melhores resultados, onde nos primeiros 30 minutos a diferença entre os resultados simulados e os resultados experimentais foi inferior a 2,0 μm . A partir daí a diferença entre os erros térmicos continua pequena atingindo o maior valor de 3,2 μm em 200 minutos, e finalizando com um erro térmico de 8,51 μm por MEF contra 9,20 μm experimental.

A Fig. 4.58 apresenta os resultados de erros térmicos obtidos experimentalmente através da realização do ciclo 4 e os resultados obtidos pela simulação MEF. No ciclo 4, todos os eixos foram acionados, mas agora com velocidade de 30 m/min. A rotação do motofuso foi de 10.000 rpm. O comportamento do erro térmico segue a mesma tendência observada durante a simulação do ciclo 3. Quando comparados os erros térmicos obtidos por MEF com

os erros térmicos experimentais em X, observa-se diferenças mínimas ao longo do período de 4 horas, em torno de 2 e 4 μm . Ao final do ciclo, o erro térmico em X alcançado por MEF foi de 30,6 μm enquanto o erro térmico experimental foi de 33,3 μm , erro relativo de 9%. Os erros térmicos em Y tiveram um distanciamento maior em 90 minutos do ciclo, onde o erro térmico por MEF atingiu 19,2 μm enquanto o erro experimental ficou em 26,6 μm , uma diferença de 7,4 μm . Após este período do ciclo, as curvas tendem a convergir atingindo ao seu final o erro térmico de 35,8 μm por MEF e 34,1 experimental, obtendo assim um erro relativo de 5%. Os erros térmicos em Z também apresentaram um comportamento satisfatório ao longo do ciclo, com erro térmico por MEF ao final do ciclo chegando em 20,2 μm e erro térmico experimental de 17,8 μm , obtendo um erro relativo de 11,2 %, que representa 2,4 μm .

Figura 4.58 - Erros térmicos obtidos por testes experimentais e MEF durante o ciclo 4

O gráfico da Figura 4.59 mostra os resultados experimentais e simulados para o ciclo 5, no qual apenas o eixo X estava se movendo na máquina, enquanto os outros dois eixos lineares, dois rotativos e o motofuso estavam parados. Observe que para os resultados da Fig. 4.58, em ambos os casos, o erro térmico na direção do eixo X foi maior e aumentou continuamente, isto é, a distância entre a bucha de referência e a ponta do fuso na direção do eixo X aumentava até o tempo de 120

minutos em maior intensidade chegando em 32,4 μm por MEF e 36,4 μm experimentalmente, um erro relativo de 12%. O valor final alcançado na direção do eixo X por MEF foi de 42,4 μm , enquanto o valor final medido experimentalmente foi de 45,2 μm , com erro de 6,4%. Os erros térmicos em Z, tanto os resultados obtidos por MEF quanto experimentalmente tiveram um crescimento abrupto até os primeiros 90 minutos do ciclo, chegando a 16,3 μm por MEF e 12,8 experimentalmente, com erro relativo entre eles de 21,6%, que corresponde a 3,5 μm de diferença. Após os 120 minutos a curva por MEF tende a estabilizar depois de uma ligeira subida chegando ao final em 15,4 μm enquanto a curva experimental continua em ligeiro crescimento até atingir 17,8 μm ao final do ciclo, obtendo um erro relativo de 15,7% entre eles. O erro térmico experimental em Y teve crescimento mais acentuado até 90 minutos chegando em 8,51 μm , enquanto o erro térmico por MEF teve um comportamento mais constante atingindo 4,82 μm no mesmo período. Ao final do ciclo 5, as curvas convergem novamente, chegando em 12,0 μm pela leitura experimental e 12,3 μm no método numérico por MEF, obtendo um erro relativo de 2,4% entre os dois.

Figura 4.59 - Erros térmicos obtidos por testes experimentais e MEF durante o ciclo 5

A Fig. 4.60 mostra os resultados experimentais e simulados para o ciclo 6, no qual apenas o eixo Y estava se movendo na máquina, enquanto os outros dois

eixos lineares, dois rotativos e o motofuso estavam parados. Importante notar que neste ciclo os erros térmicos em X cresceram no sentido negativo da orientação de referência da máquina. Isto se deve possivelmente a uma diminuição na perpendicularidade correspondente ao plano XY na coluna da máquina, devido ao aumento em do erro em Y, que desloca a bucha de referência em relação à ponta do motofuso.

Figura 4.60 - Erros térmicos obtidos por testes experimentais e MEF durante o ciclo 6

A curva de erros térmicos experimentais em X apresentaram uma queda mais acentuada até os primeiros 90 minutos quando atinge 22,1 μm , enquanto os erros térmicos por MEF ficaram em 14,4 μm , dando uma diferença de 7,7 μm . As curvas se aproximam ao final do ciclo, com os erros por MEF chegando em 23,2 μm enquanto os erros térmico experimentais atingem 26,2 μm , obtendo um erro relativo de 13,9%. Os erros térmicos em Y tiveram os maiores gradientes visto a única solicitação do eixo Y neste ciclo. As curvas por MEF e experimentais tiveram um comportamento muito semelhante ao longo de todo o ciclo, com erros relativos na ordem de 6% a 8%, sendo o maior de 23,3% quando o erro térmico por MEF atingiu 28,9 μm e experimental chegou em 35,7 μm aos 60 minutos de ciclo. Ao final do ciclo os erros térmicos ficaram em 53,2 μm por MEF e 49,6 μm experimental, com erro relativo de 6,8%. Já as curvas de erros térmicos em Z tiveram um comportamento muito próximo, com níveis de erro superiores para a simulação, onde chegou ao final

do ciclo com erro térmico de 24,5 μm enquanto o erro térmico experimental ficou em 22,0 μm , gerando um erro relativo de 10,3%.

Após a realização de todas as simulações, verificou-se que o erro relativo calculado entre os valores dos dois métodos não excedeu 11 μm no pior caso para todos os ciclos analisados.

4.3.4.3 Simulação numérica da medição do erro térmico pelo laser

A simulação computacional da medição do erro de posicionamento dos eixos lineares da máquina devido à variação de temperatura teve como objetivo mapear o erro térmico em todo campo de ação de cada eixo linear e validar mais uma vez o modelo MEF do centro de usinagem desenvolvido, comparando os resultados obtidos pela simulação com os resultados experimentais. A simulação MEF foi novamente realizada para a máquina completa, mas nesta etapa as unidades de avanço dos eixos X, Y e Z estavam deslocadas em relação à posição adotada nos ciclos 3 a 10 e 40, o que irá permitir avaliar a influência térmica para diferentes posições dos eixos e levar isto em conta na formulação do algoritmo de previsão dos erros térmicos.

Conforme apresentado no item 4.1.4, a medição realizada pelo Laser Interferômetro registrou a evolução do erro térmico para cada eixo linear da máquina. Foram realizadas medições do erro em 33 posições de parada de cada eixo linear da máquina, o que representou uma leitura de erro a cada 23 mm. A simulação por MEF destes erros será realizada para 6 paradas apenas por eixo, devido ao tempo demandado para cada simulação, em torno de 5 horas. Isto irá representar portanto uma leitura a cada 150 mm aproximadamente, preenchendo assim toda a extensão do curso de cada eixo linear.

A Fig. 4.61 mostra o desenho CAD da máquina em algumas das posições definidas de parada para medição do erro térmico no eixo X. Assim como realizado durante as etapas experimentais, a leitura do erro térmico simulado foi realizada após o térmico do ciclo 4, sem usinagem, onde a máquina operou movimentando todos os seus eixos com velocidade linear de 30 m/min por um período de 4 horas. Para atender tal objetivo, o modelo CAD da máquina foi desenhado em 6 posições diferentes. A Pos. 1 corresponde ao carro cruzado posicionado na coordenada X = 0 mm, a Pos.2 corresponde a coordenada X = 138 mm, a Pos. 3 corresponde a X =

299 mm, a Pos. 4 corresponde a $X = 460$ mm, a Pos. 5 corresponde a $X = 621$ mm e a Pos. 6 equivale a $X = 759$ mm, que é o final de curso do eixo X. Para a máquina posicionada em cada um destes intervalos do eixo X, foi simulado o ciclo 4, onde foram medidas as temperaturas nos 15 sensores e o erro em X da ponta do motofuso. A Fig.4.61 mostra a máquina nas posições de parada em X: 1, 3, 4 e 6.

Figura 4.61 - Posicionamento do carro cruzado para simulação MEF (a) Pos. 1 = 0 mm, (b) Pos. 3 = 299 mm, (c) Pos. 4 = 460 mm, (d) Pos. 6 = 759 mm

A Fig. 4.62 mostra os resultados obtidos para cada uma das 6 posições simuladas por MEF em comparação com os erros lidos pelo laser interferômetro nas mesmas posições do eixo X. Os erros térmicos simulados mostrados na Fig. 4.62 foram medidos diretamente na ponta do motofuso, assim como realizado pela medição experimental através do laser.

Figura 4.62 - Comparação do erro térmico de posicionamento X experimental por laser interferômetro e simulado por MEF

Na Fig. 4.62 verifica-se uma diferença de 3,1 μm entre a medida experimental e MEF na posição inicial do curso X. Isto deve-se à dificuldade em modelar o calor gerado na região do acoplamento do eixo do fuso de esferas com o motor naquela região. A partir deste trecho o erro relativo diminui, chegando a diferenças inferiores a 1,0 μm , como nas posições 138 mm e 460 mm. Nos trechos 621 mm e 759 mm do curso em X, houve um aumento na diferença entre os valores medidos de 6,7 μm e 7,7 μm , respectivamente. Atribui-se esta diferença na ordem de 17,0% ao grau de complexidade do modelo de calor gerado nesta região. De qualquer maneira, para fins de modelagem volumétrica do erro térmico, considera-se que o comportamento do erro térmico individualmente em X foi simulado satisfatoriamente.

A Fig. 4.63 mostra o desenho CAD da máquina em algumas das posições definidas de parada para medição do erro térmico de posicionamento do eixo Y. O modelo CAD da máquina foi desenhado com 6 posições diferentes para a mesa de trabalho. A Pos. 1 corresponde à mesa de trabalho posicionada na coordenada $Y = 0 \text{ mm}$, a Pos.2 corresponde a coordenada $Y = 162,4 \text{ mm}$, a Pos. 3 corresponde a $Y = 324,8 \text{ mm}$, a Pos. 4 corresponde a $Y = 487,2 \text{ mm}$, a Pos. 5 corresponde a $Y = 696 \text{ mm}$ e a Pos. 6 equivale a $Y = 904,8 \text{ mm}$, que é o final de curso do eixo Y. Para a máquina posicionada em cada um destes intervalos do eixo Y, foi simulado o ciclo 4, onde foram medidas as temperaturas nos 15 sensores e o erro Y absoluto da

bucha de referência localizada na mesa de trabalho. A Fig.4.63 mostra o CAD da máquina nas posições de parada em Y: 1, 3, 4 e 6.

Figura 4.63 - Posicionamento da mesa de trabalho para simulação MEF (a) Pos. 1 = 0 mm, (b) Pos. 3 = 324,8 mm, (c) Pos. 4 = 487,2 mm, (d) Pos. 6 = 904,8 mm

A Fig. 4.64 mostra os resultados obtidos para cada uma das 6 posições simuladas por MEF em comparação com os erros lidos pelo laser interferômetro nas mesmas posições do eixo Y. Os erros térmicos simulados mostrados na Fig. 4.64 foram medidos diretamente na bucha de referência.

Figura 4.64 - Comparação do erro térmico de posicionamento Y experimental por laser interferômetro e simulado por MEF

Na Fig. 4.64 verifica-se uma diferença de $1,6 \mu\text{m}$ entre a medida experimental e MEF na posição inicial do curso Y. O erro térmico experimental nesta posição foi de $6,3 \mu\text{m}$ enquanto o erro simulado ficou em $7,8 \mu\text{m}$. A partir deste trecho o erro relativo sofre ligeiro aumento, chegando a diferenças de $9,6 \mu\text{m}$, na posição $324,8 \text{ mm}$ e $5,6 \mu\text{m}$ em $487,2 \text{ mm}$. Nos trechos 696 mm e $904,8 \text{ mm}$ do curso em Y, a diferença entre os valores simulados e medidos estabilizam em $8,0 \mu\text{m}$. Novamente, atribui-se esta diferença média na ordem de $6,0 \mu\text{m}$ ao grau de complexidade do modelo de geração de calor na região. Para fins de modelagem volumétrica do erro térmico, considera-se que o comportamento do erro térmico individualmente em Y foi simulado satisfatoriamente.

A Fig. 4.65 mostra o desenho CAD da máquina em algumas das posições definidas de parada para medição do erro térmico de posicionamento do eixo Z. Durante esta etapa de simulações, o modelo CAD da máquina foi desenhado com 6 posições diferentes para o conjunto do motofuso. A Pos. 1 corresponde ao motofuso posicionado na coordenada $Z = 0 \text{ mm}$, a Pos.2 corresponde a coordenada $Z = 184 \text{ mm}$, a Pos. 3 corresponde a $Z = 368 \text{ mm}$, a Pos. 4 corresponde a $Z = 552 \text{ mm}$, a Pos. 5 corresponde a $Z = 713 \text{ mm}$ e a Pos. 6 equivale a $Z = 897 \text{ mm}$, que é o final de curso do eixo Z. Para a máquina posicionada em cada um destes intervalos do eixo Z, foi simulado o ciclo 4, onde foram medidas as temperaturas nos 15 sensores e o erro em Z da ponta do motofuso. A Fig.4.65 mostra a máquina nas posições de parada em Z: 1, 3, 4 e 6.

Figura 4.65 - Posicionamento do conjunto do motofuso para simulação MEF: (a) Pos. 1 = 0 mm, (b) Pos. 3 = 368 mm, (c) Pos. 4 = 552 mm, (d) Pos. 6 = 897 mm

A Fig. 4.66 mostra os resultados obtidos para cada uma das 6 posições simuladas por MEF em comparação com os erros lidos pelo laser interferômetro nas mesmas posições do eixo Z. Os erros térmicos simulados mostrados na Fig. 4.66 foram medidos diretamente na ponta do motofuso, assim como realizado pela medição experimental.

Figura 4.66 - Comparação do erro térmico de posicionamento Z experimental por laser interferômetro e simulado por MEF.

Na Fig. 4.66 verifica-se uma diferença de 2,6 μm entre a medida experimental e MEF na posição inicial do curso Z, que corresponde ao curso mais avançado da pinola, alinhado com o centro da mesa. O erro térmico experimental nesta posição foi de 12,9 μm enquanto o erro simulado ficou em 10,4 μm. A partir deste trecho o erro relativo diminuiu, chegando a diferenças inferiores a 1,0 μm, além da mesma tendência de comportamento do erro térmico para todos os outros trechos analisados. Incluindo a posição mais recuada do eixo Z, na coordenada 897 mm, que foi mais crítica nos outros eixos. Para fins de modelagem volumétrica do erro térmico, considera-se que o comportamento do erro térmico individualmente em Z foi também simulado satisfatoriamente.

A partir da validação do método utilizado na simulação numérica da medição laser do erro térmico de posicionamento dos eixos lineares do centro de usinagem, será possível obter os erros térmicos relativos entre o deslocamento do bucha e o deslocamento da ponta do motofuso para posições diferentes das que foram registradas até agora. Isto se justifica pela notada variação do erro térmico ao longo

de cada eixo linear baseado simplesmente na variação de posição das unidades secundárias, onde a temperatura atingida no aquecimento da máquina era praticamente a mesma.

A posição dos eixos da máquina na qual foram realizadas as medições em todas as simulações anteriores foram: $X = 299$ mm, $Y = 162,4$ mm e $Z = 368$ mm. Esta posição será chamada de Posição de referência. Para permitir um aumento da robustez do modelo de compensação térmica da máquina, serão coletados também os erros térmicos relativos entre a bucha e a ponta do motofuso para duas novas posições para cada eixo. A posição 1 e a posição 6 de cada eixo, especificamente.

A Tab. 4.1 mostra as três posições de parada da unidade do eixo X da máquina, cujos valores simulados dos erros térmicos serão considerados no modelo de previsão do erro térmico. Isto significa que a máquina será novamente submetida ao ciclo 4 de aquecimento por 4 horas, em mais duas posição de parada do eixo X. A posição de referência é a que foi adotada nas simulações dos ciclos 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10 e 40, apresentados anteriormente. Os novos ciclos simulados por MEF serão chamados de Ciclo Posição X-1 e Ciclo Posição X-6, como indicado na Tab. 4.1. Para estes novos ciclos, a máquina irá operar com seus 5 eixos em movimento conforme os mesmos parâmetros apresentados pelo ciclo 4.

Tabela 4.1 – Novas posições de simulação do eixo X

Posição X-1	X	0 mm
	Y	162,4 mm
	Z	368 mm
Posição de referência	X	299 mm
	Y	162,4 mm
	Z	368 mm
Posição X-6	X	759 mm
	Y	162,4 mm
	Z	368 mm

A Tab. 4.2 mostra as três posições de parada da unidade do eixo Y da máquina, cujos valores simulados dos erros térmicos serão considerados no modelo de previsão do erro térmico. Isto significa que a máquina será novamente submetida ao ciclo 4 de aquecimento por 4 horas, em mais duas posição de parada do eixo Y.

Os novos ciclos simulados por MEF serão chamados de Ciclo Posição Y-1 e Ciclo Posição Y-6, como indicado na Tab. 4.2. Para estes novos ciclos, a máquina

irá operar com seus 5 eixos em movimento conforme os mesmos parâmetros apresentados pelo ciclo 4.

Tabela 4.2 – Novas posições de simulação do eixo Y

Posição Y-1	X	299 mm
	Y	0 mm
	Z	368 mm
Posição de referência	X	299 mm
	Y	162,4 mm
	Z	368 mm
Posição Y-6	X	299 mm
	Y	904,8 mm
	Z	368 mm

A Tab. 4.3 mostra as três posições de parada da unidade do eixo Z que foram simuladas para cálculo dos erros térmicos. A máquina será novamente submetida ao ciclo 4 de aquecimento por 4 horas, em mais duas posições de parada do eixo Z. Os novos ciclos simulados por MEF serão chamados de Ciclo Posição Z-1 e Ciclo Posição Z-6, como indicado na Tab. 4.3.

Tabela 4.3 – Novas posições de simulação do eixo Z

Posição Z-1	X	299 mm
	Y	487,2 mm
	Z	0 mm
Posição de referência	X	299 mm
	Y	162,4 mm
	Z	368 mm
Posição Z-6	X	299 mm
	Y	162,4 mm
	Z	897 mm

4.3.4.4 Simulação numérica da usinagem

Conforme apresentado na seção 3.3.2.1 e resumido na Fig. 3.49, as simulações MEF de usinagem foram divididas em três etapas, sendo a etapa 1 responsável pela simulação e validação do calor gerado no contato ferramenta/peça, etapa 2 abordou a influência do calor gerado na ponta da ferramenta nos erros

térmicos volumétricos do centro de usinagem, e finalmente a etapa 3 tratou da influência dos calor dissipado na peça nos erros térmicos de características usinadas.

Portanto, nesta seção serão apresentados e discutidos os resultados obtidos durante as três etapas de simulação MEF da usinagem no centro de usinagem. Buscou-se nestas simulações compreender a real contribuição da usinagem no erro térmico da máquina, onde usou-se uma estratégia de isolar os principais participantes do processo: peça, ferramenta e máquina com o objetivo de comparar o erro atribuído a cada um. Posteriormente, os resultados simulados obtidos para a máquina completa serão utilizados na formulação do algoritmo de compensação do erro térmico.

4.3.4.4.1 Etapa 1: simulação do calor gerado no contato peça/ferramenta

Para realização desta etapa da simulação, o conjunto do centro de usinagem foi simplificado. Foram eliminados alguns de seus componentes e subsistemas, permanecendo apenas aqueles que de fato participam ou contribuem para o processo de geração de calor na usinagem. A Fig. 4.67 mostra os componentes que foram utilizados na simulação MEF através da malha de elementos finitos, composta de tetraedros de segunda ordem. Totalizando 379.420 nós e 257.869 elementos, com refino da malha na região do contato ferramenta/peça – peça 8mm e ferramenta 4mm. Na estrutura geral tem-se 15 mm no motofuso e 25 mm na pinola e mesa.

Figura 4.67 - Malha de elementos finitos do conjunto simulado na etapa 1

A condição de contato criada entre a broca e o furo da peça foi do tipo deslizante sem atrito. Esta simplificação foi adotada, pois não é objetivo desta tese estudar o fenômeno da usinagem, mas sim estudar o efeito do calor gerado no erro térmico da máquina-ferramenta. Desta forma, as taxas de calor calculadas na seção 3.3.2.1 e mostradas na Tab. 3.39 foram inseridas diretamente nas faces de contato durante os períodos pré-determinados de usinagem. A Fig. 4.68 mostra o detalhe do contato criado entre a ferramenta e a peça durante a simulação MEF.

Figura 4.68 - Contato criado entre a ferramenta e a peça para simulação MEF

Conforme apresentado no item 3.3.2.1, esta primeira etapa das simulações avaliou três condições de usinagem distintas, que foram classificadas em casos 1, 2 e 3. O caso 1 em particular reproduziu as mesmas condições utilizadas nos ensaios experimentais, com o objetivo de validar o método proposto.

A Fig. 4.69 mostra uma imagem da distribuição de temperatura, em °C, da face frontal da peça obtida após a simulação da usinagem do caso 1. A taxa de calor fornecida à peça foi de 612 W. Na Fig. 4.69 é possível verificar que a temperatura obtida a aproximadamente 50 mm da borda do furo está em 29,8 °C. O valor medido da temperatura neste ponto durante os ensaios experimentais foi de 28,6 °C, obtendo um erro de 4,0%, o que valida o método usado para simulação da distribuição do calor na usinagem.

Figura 4.69 - Imagem MEF do campo de temperatura da peça simulada no caso 1

A Fig. 4.70 mostra a distribuição geral de temperatura após o término da simulação de usinagem do caso 1. Nela é possível verificar através do gradiente de cores que o calor está praticamente concentrado na região da peça próxima ao furo e na região da broca próxima ao contato.

Figura 4.70 - Campo de temperatura do conjunto após o término da simulação do caso 1

A Fig. 4.71 mostra uma imagem MEF do campo de temperatura da broca após o término da simulação do caso 1. O valor de temperatura média final obtida ao longo da ponta da broca será utilizado como condição de contorno térmica na simulação da máquina completa na etapa 2 de simulação da usinagem. A taxa de calor fornecida para a superfície de contato da broca foi igual a 238 W, que corresponde a 7% do total calculado, por um período de 63 segundos. Este foi o tempo de usinagem testado experimentalmente. Verifica-se que a temperatura se mantém elevada próxima à região do contato, chegando até 65,1 °C, e que vai perdendo calor rapidamente. O intervalo analisado não possibilita uma maior troca de calor por condução entre a broca e o suporte. Por esta razão, o suporte da broca permanece na temperatura ambiente.

Figura 4.71 - Imagem MEF do campo de temperatura da broca após simulação do caso 1

O gráfico da Fig. 4.72 mostra o comportamento térmico médio da borda do furo e da ponta da broca ao longo da realização da simulação MEF do caso 1. Na Fig. 4.72 observa-se um crescimento rápido da temperatura tanto para a borda do furo quanto para a ponta da ferramenta, onde ambos atingem a temperatura média de 50,1 °C e 40,1 °C respectivamente, em 10 s. A variação de temperatura da borda do furo chega a 43,5 °C ao final da simulação, enquanto a variação de temperatura média da ponta da ferramenta chega a 36,4 °C, com valor médio máximo de 56,4 °C. Este valor será usado como condição de contorno térmica na simulação da máquina completa. A diferença de temperatura entre a borda do furo e a ponta da ferramenta praticamente estabilizou em 7 °C a partir de 40 s de ciclo.

Figura 4.72 - Comportamento térmico médio da borda do furo e da ponta da broca na simulação MEF do caso 1

Para a simulação da usinagem no caso 2, a rotação foi aumentada para 4.500 rpm, resultando na potência total de corte de 5.100 W, em 43 s de tempo de ciclo para executar os 30 furos na peça de trabalho. Desta maneira a ferramenta dissipou 6% ficando com 306 W enquanto a peça ficou com 16%, ou 816 W. A Fig. 4.73 mostra a imagem MEF com a distribuição da temperatura na face da peça ao término da simulação do caso 2. Na Fig. 4.73 é possível observar que na distância de aproximadamente 50 mm da borda do furo, a temperatura atinge quase a mesma temperatura obtida no caso 1, o que significa que a peça perde calor rapidamente para o meio. O incremento maior de temperatura está na região até 25 mm da borda do furo, com variações de até 6 °C.

Figura 4.73 - Imagem MEF do campo de temperatura da peça simulada no caso 2.

A Fig. 4.74 mostra a distribuição final da temperatura na broca devido à taxa de calor fornecida pela simulação da usinagem do furo na peça de trabalho para o caso 2. Verifica-se que a temperatura se mantém elevada próxima à região do contato, e que vai perdendo calor rapidamente tanto que o suporte já está na temperatura ambiente. As temperaturas finais obtidas nesta simulação também foram inseridas na ferramenta de corte para a realização das simulações da máquina completa na etapa 2.

Figura 4.74 - Imagem MEF do campo de temperatura da broca após simulação do caso 2

O gráfico da Fig. 4.75 mostra o comportamento térmico médio da borda do furo e da ponta da broca ao longo da realização da simulação MEF do caso 2. Na Fig. 4.75 observa-se um crescimento mais lento da temperatura tanto para a borda do furo quanto para a ponta da ferramenta em relação ao caso 1. Ambas as características avaliadas atingem a temperatura média de 58,2 °C e 49,6 °C respectivamente, em 10 s, 10 °C acima do obtido no caso 1. A variação de temperatura da borda do furo chega a 53,5 °C ao final da simulação, com valor máximo de 73,5 °C, estando 12,1 °C acima do valor obtido para o caso 1. A variação de temperatura média da ponta da ferramenta chega a 42,5 °C, com valor médio máximo de 62,5 °C, sendo 8 °C acima do obtido no caso para o mesmo período. Este valor será usado como condição de contorno térmica na simulação da máquina completa. A diferença de temperatura entre a borda do furo e a ponta da ferramenta praticamente estabilizou em 10,5 °C a partir de 18 s de ciclo.

Figura 4.75 - Comportamento térmico médio da borda do furo e da ponta da broca na simulação MEF do caso 2

Para a simulação da usinagem no caso 3, a rotação foi aumentada para 6.000 rpm, resultando na potência total de corte de 6.800 W, em 33 s de tempo de ciclo para executar os 30 furos na peça. Desta maneira a ferramenta dissipou 6% ficando com 408 W enquanto a peça ficou com 16%, ou 1.088 W. A Fig. 4.76 mostra a imagem MEF com a distribuição da temperatura na face da peça ao término da simulação do caso 3.

Figura 4.76 - Imagem MEF do campo de temperatura da peça simulada no caso 3

Na Fig. 4.76 observa-se que na distância de 50 mm da borda do furo, a temperatura aumentou aproximadamente 1,5 °C do obtido nos casos 1 e 2, o que significa que a peça perde calor rapidamente para o meio. O incremento maior de temperatura está na região até 25 mm da borda do furo, com variações de até 15 °C.

A Fig. 4.77 mostra a distribuição final da temperatura na broca devido à taxa de calor fornecida pela simulação da usinagem do furo na peça de trabalho para o caso 3. Verifica-se novamente que a temperatura se mantém elevada próxima a região do contato, atingindo uma temperatura máxima de 91,7 °C. A temperatura média na ponta da broca ficou na ordem de 79 °C. As temperaturas finais obtidas nesta simulação também foram inseridas na ferramenta de corte para a realização das simulações da máquina completa na etapa 2.

Figura 4.77 - Imagem MEF do campo de temperatura da broca após simulação do caso 3

O gráfico da Fig. 4.78 mostra o comportamento térmico médio da borda do furo e da ponta da broca ao longo da realização da simulação MEF do caso 3, onde a ferramenta dissipou 408 W e a peça 1.088 W.

Figura 4.78 - Comportamento térmico médio da borda do furo e da ponta da broca na simulação MEF do caso 3

Na Fig. 4.78 observa-se um crescimento mais acentuado da temperatura tanto para a borda do furo quanto para a ponta da ferramenta nos primeiros 10 s, quando ambas as características avaliadas atingem a temperatura média de 70,4 °C e 59,1 °C respectivamente, 12 °C acima do obtido no caso 2. A variação de temperatura da borda do furo chega a 67,6 °C ao final da simulação, com valor máximo de 87,6 °C, estando 14,1 °C acima do valor obtido para o caso 2. A variação de temperatura média da ponta da ferramenta chega a 53,5 °C, com valor médio máximo de 73,5 °C, sendo 11 °C acima do obtido no caso para o mesmo período. Este valor será usado como condição de contorno térmica na simulação da máquina completa. A diferença de temperatura entre a borda do furo e a ponta da ferramenta praticamente estabilizou em 13,5 °C a partir de 20 s de ciclo.

Fazendo uma análise geral do comportamento térmico obtido durante esta etapa de simulações permite-se observar o seguinte:

- O aumento de potência dissipada para a ferramenta entre o caso 1 e o caso 2 foi de 28,6% enquanto o aumento de temperatura na ponta da ferramenta foi de 10,8%.
- O aumento de potência dissipada para a ferramenta entre o caso 2 e o caso 3 foi de 33,3% enquanto o aumento de temperatura na ponta da ferramenta foi de 17,6%.

- O aumento de potência dissipada para a peça entre o caso 1 e o caso 2 foi de 33,3% enquanto o aumento de temperatura na borda do furo foi de 15,7%.
- O aumento de potência dissipada para a peça entre o caso 2 e o caso 3 foi de 33,3% enquanto o aumento de temperatura na borda do furo foi de 19,2%.

O objetivo principal desta etapa 1 de simulações MEF da usinagem foi levantar o comportamento térmico da broca devido aos diferentes ciclos impostos e transportar estas condições térmicas para a broca instalada na máquina, para posterior realização das simulações de aquecimento da máquina pelo período de 4 h. Desta forma, será possível compreender a real influência do aquecimento da ferramenta no erro térmico do centro de usinagem, condição que até agora não havia sido levada em consideração durante as simulações computacionais anteriores através dos ciclos realizados.

4.3.4.4.2 Etapa 2: simulação do calor gerado na usinagem - máquina completa / ferramenta

No modelo MEF da máquina com a ferramenta de corte instalada no motofuso, foram utilizados 412.786 elementos tetraédricos de segunda ordem, totalizando 747.397 nós com tamanho de elemento de 50 mm na estrutura da máquina, 40 mm na mesa de trabalho e 25 mm nas unidades deslizantes (Fig. 4.79). Elementos tetraédricos de 10 nós com 10 mm foram utilizados em torno do furo da bucha de referência e na região da ponta do motofuso incluindo 4 mm de tamanho de elemento na ferramenta de corte (Fig. 4.80), para garantir resultados mais precisos.

Figura 4.79 - Malha de elementos finitos da máquina com ferramenta para análise dos erros térmicos em simulação de usinagem

Figura 4.80 - Malha de elementos finitos do motofuso e ferramenta de corte

Nesta etapa 2 serão apresentados e discutidos os resultados obtidos durante as simulações MEF da máquina completa com a ferramenta de corte instalada no motofuso. O campo de temperatura médio obtido pela broca durante a realização dos casos 1, 2 e 3 na etapa 1 serão admitidos como condições de

contorno térmicas nesta etapa. A máquina será novamente exposta às condições de contorno dos ciclos 3 e 4 na simulação, resultado dos deslocamentos dos eixos lineares nas velocidades de 20 m/min e 30 m/min pelo período de 4 horas, porém os ciclos 3 e 4 serão adaptados pela inclusão da ferramenta de corte (Fig. 4.81).

Figura 4.81 - Estrutura de simulações MEF realizadas na etapa 2

A Fig. 4.81 resume a estrutura de simulações que serão realizadas nesta etapa. O principal objetivo será comparar os resultados de erros térmicos obtidos pela máquina sem considerar o calor da usinagem com os resultados obtidos considerando-se o calor da usinagem. Todos os resultados de temperatura e de erros térmicos obtidos nesta etapa serão utilizados na formulação do modelo de previsão de erro por RNA.

As simulações realizadas por MEF para representar o efeito térmico da usinagem na máquina completa são detalhadas nas Tab. 4.5 e Tab. 4.6 através dos 6 novos ciclos de simulação propostos.

A Tab. 4.4 mostra os detalhes das 3 novas simulações MEF realizadas considerando além da usinagem para os casos 1, 2 e 3 citados, a máquina movimentando-se na velocidade de 20 m/min, que também contribui para a geração de calor. Os ciclos serão chamados de Ciclo Usinagem 1, Ciclo Usinagem 2 e Ciclo

Usinagem 3, onde a diferença entre eles está na taxa de calor fornecida para a ferramenta devido a usinagem.

Tabela 4.4 - Ciclos de usinagem simulados por MEF na velocidade de 20 m/min

Ciclo	Referências	Parâmetros
Ciclo Usinagem 1	Ciclo 3 (adaptado)	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	20
	Caso 1	
	Potência na ferramenta [W]	238
Ciclo Usinagem 2	Ciclo 3 (adaptado)	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	20
	Caso 2	
	Potência na ferramenta [W]	306
Ciclo Usinagem 3	Ciclo 3 (adaptado)	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	20
	Caso 3	
	Potência na ferramenta [W]	408

A Tab. 4.5 mostra as 3 novas simulações MEF realizadas considerando além da usinagem para os casos 1, 2 e 3 citados, a máquina movimentando-se na velocidade de 30 m/min, que também contribui para a geração de calor.

Os ciclos serão chamados de Ciclo Usinagem 4, Ciclo Usinagem 5 e Ciclo Usinagem 6, onde a diferença entre eles está na taxa de calor fornecida para a ferramenta devido à simulação de usinagem.

Tabela 4.5 - Ciclos de usinagem simulados por MEF na velocidade de 30 m/min

Ciclo	Referências	Parâmetros
Ciclo Usinagem 4	Ciclo 4 (adaptado)	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	30
	Caso 1	
	Potência na ferramenta [W]	238
Ciclo Usinagem 5	Ciclo 4 (adaptado)	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	30
	Caso 2	
	Potência na ferramenta [W]	306
Ciclo Usinagem 6	Ciclo 4 (adaptado)	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	30
	Caso 3	
	Potência na ferramenta [W]	408

A Fig. 4.82 mostra os resultados obtidos durante as simulações do ciclo 3, considerando a ferramenta de corte instalada na máquina e o calor resultante da usinagem agindo na ferramenta para o caso 1. Para este caso, conforme calculado na etapa 1 de simulações, a ferramenta recebeu 238 W em sua área de contato com o furo, e chegou à temperatura média de 58 °C após 63 s de ciclo. Esta foi a temperatura considerada na simulação MEF. Foram medidos os erros térmicos tanto da ponta do motofuso quanto da ponta da broca em relação à bucha de referência na máquina.

É importante apontar que a mesma tendência de erro térmico foi obtida para os três eixos lineares quando comparados os resultados simulados para os erros térmicos do motofuso e da ferramenta, porém neste caso já é possível observar a contribuição do calor da usinagem em cada eixo linear através dos erros obtidos.

Figura 4.82 - Erros térmicos obtidos por MEF durante simulação do ciclo 3 com ferramenta de corte (com usinagem - caso 1)

Na Fig. 4.82 observa-se que a curva de erro térmico da ponta da ferramenta em X, apresentou um crescimento bastante acentuado ainda antes de 5 min, chegando a 9,0 μm , enquanto o erro do motofuso está em 2,0 μm . Isso se justifica, pois a ferramenta atinge a temperatura máxima em apenas 63 s, enquanto a inércia térmica da máquina toda é muito superior, consequentemente a contribuição do erro térmico será percebida mais lentamente. Após o período inicial de 60 min. as curvas convergem em 10,0 μm . Após 150 min a curva do erro em X do motofuso estabilizou, terminando em um erro térmico de 19,3 μm , enquanto o erro térmico da ponta da ferramenta ficou em 17,7 μm , obtendo uma diferença de 8%. A diferença do erro em relação a simulação sem usinagem foi de 0,9 μm para o motofuso e 2,3

μm para a ferramenta de corte. Para a curva de erros térmicos em Y, foi observada a mesma situação de grande salto do erro da ferramenta em relação ao motofuso até os primeiros 5 min pelo aquecimento rápido da broca, chegando a $9,3 \mu\text{m}$. Os erros da ferramenta se afastam dos erros do motofuso num período entre 0 e 100 min, quando convergem em $10,1 \mu\text{m}$. Depois as curvas seguem praticamente alinhadas chegando ao erro térmico de $26,3 \mu\text{m}$ e $25,4 \mu\text{m}$, respectivamente, com erro relativo de 3,7 %.

Os resultados obtidos para os erros térmicos em Z a partir desta fase, passaram a apresentar diferenças maiores entre os erros medidos em relação à ponta do motofuso e à ponta da broca. Isso se justifica pelo aquecimento e consequente dilatação térmica da ferramenta de corte mais pronunciada na direção do eixo Z. Na leitura inicial o erro do motofuso atinge $2,9 \mu\text{m}$ enquanto a ferramenta chega a $10,6 \mu\text{m}$. Nos primeiros 60 minutos a diferença entre erros do motofuso e da ferramenta chega a $10,0 \mu\text{m}$, e praticamente se estabiliza nesta diferença até o final do ciclo. Após 240 min de simulação o erro térmico do motofuso chega a $14,8 \mu\text{m}$ contra $26,3 \mu\text{m}$ da ponta da ferramenta, uma diferença de 78,2%. Uma análise importante a se fazer refere-se a real contribuição do calor da ferramenta no erro total da máquina em Z. O erro máximo Z lido pelo motofuso foi de $15,0 \mu\text{m}$. Devido ao calor da usinagem a broca dilata, proporcionando um erro inicial de $10,6 \mu\text{m}$, que somados ao erro da máquina, representado pela leitura do motofuso, chega-se a $25,6 \mu\text{m}$, valor muito próximo do alcançado pela leitura do erro Z na ponta da broca.

A Fig. 4.83 mostra os resultados obtidos durante as simulações do ciclo 3, considerando a ferramenta de corte instalada na máquina e o calor resultante da usinagem agindo na ferramenta para o caso 3. Para este caso, conforme calculado na etapa anterior de simulações, a ferramenta recebeu 408 W em sua área de contato com o furo, e chegou à temperatura média de 79°C após 33 s de ciclo. Esta foi a temperatura considerada nesta simulação. Foram medidos os erros térmicos tanto da ponta do motofuso quanto da ponta da broca em relação a bucha de referência na máquina.

Figura 4.83 - Erros térmicos obtidos por MEF durante simulação do ciclo 3 com ferramenta de corte (com usinagem - caso 3)

Na Fig. 4.83 observa-se que a curva de erro térmico da ponta da ferramenta em X, novamente apresentou um crescimento bastante acentuado ainda antes de 5 minutos, chegando agora a 14,8 μm , enquanto o erro do motofuso está em 2,4 μm . Isso se justifica, pois a ferramenta atinge a temperatura máxima em apenas 33 s, enquanto a inércia térmica da máquina toda é muito superior, consequentemente a contribuição do erro térmico será percebida mais lentamente. Neste caso, as curvas não chegam a convergir, mas após o período de 90 min a diferença entre motofuso e ferramenta fica inferior a 2,0 μm . Após 180 min a curva do erro em X do motofuso estabilizou, terminando em um erro térmico de 21,0 μm , enquanto o erro térmico da ponta da ferramenta ficou em 22,0 μm , obtendo uma diferença de 4,6%. Para a curva de erros térmicos em Y, foi observada a mesma situação de grande salto do erro da ferramenta em relação ao motofuso até os primeiros 5 minutos pelo aquecimento rápido da broca, chegando a 14,0 μm . Os erros da ferramenta se afastam dos erros do motofuso num período entre 0 e 60 minutos, chegando a uma diferença de 8,3 μm . À partir dos 120 min as curvas seguem praticamente alinhadas chegando ao erro térmico de 27,2 μm e 28,9 μm , respectivamente, com erro relativo de 6,5 %.

Os resultados obtidos para os erros térmicos em Z novamente apresentaram uma crescente quando comparados os erros do motofuso e os erros lidos pela ponta da ferramenta. Na leitura inicial em 5 min o erro do motofuso atinge 3,4 μm contra

2,9 μm lido no caso 1, enquanto a ferramenta chega a 17,4 μm , contra 10,6 μm lida no caso 1 no mesmo período. Nos primeiros 60 min a diferença entre erros do motofuso e da ferramenta chega a 17,3 μm , e varia muito pouco até o término do ciclo. Após 240 min de simulação o erro térmico do motofuso chega a 17,9 μm contra 27,0 μm da ponta da ferramenta, uma diferença de 107,1%. Verifica-se que a evolução térmica do erro Z, se desconsiderado o salto inicial devido à dilatação da ferramenta, teve um comportamento muito semelhante, ou seja, o aquecimento do centro de usinagem proporcionou tanto ao motofuso quanto a ponta da ferramenta erros na ordem de 18,0 μm . Somando este erro da máquina, ao erro da própria ferramenta de 17,0 μm chega-se a 35,0 μm , muito próximo ao valor final obtido pela ferramenta.

A Fig. 4.84 mostra a variação do erro térmico para cada eixo linear do centro de usinagem – X/Y/Z – em função da medição realizada em relação à ponta do motofuso e da ponta da broca para os 4 casos simulados no ciclo 3. O primeiro caso, sem usinagem, foi tratado como referência, e a partir dele foram calculadas as diferenças de erros térmicos advindas da simulação da usinagem para os casos posteriores.

Figura 4.84 - Variação do erro térmico relativo para todos os casos simulados no ciclo 3

Na Fig. 4.84 é possível verificar que a maior variação do erro térmico devido ao acréscimo da usinagem ocorreu para o eixo Z. Em Z, o erro do motofuso aumentou 3,5 μm do ciclo sem usinagem para o caso 1 com usinagem, enquanto o erro lido na ponta da ferramenta aumentou 12,2 μm . Na comparação com o caso 3, a diferença chega a 6,5 μm para o motofuso e 22,9 μm para a ferramenta. Pode-se concluir que o acréscimo de calor da usinagem contribui para o aumento do erro

térmico da máquina em Z, mas pouco perto do erro em Z devido à dilatação da própria ferramenta. Já para os eixos X e Y a variação devido a contribuição da usinagem foi pequena.

Para o eixo X, a diferença do erro lido na ponta do motofuso em relação ao caso sem usinagem não chegou a $1,0\ \mu\text{m}$, enquanto na ponta da broca chegou a $2,3\ \mu\text{m}$. A diferença para o caso 3 foi de $2,7\ \mu\text{m}$ para o motofuso e $6,2\ \mu\text{m}$ para a broca. A diferença no erro em Y para os 4 casos simulados foi semelhante ao obtido em X. A diferença do erro para o motofuso em relação ao caso 2 ficou em $2,8\ \mu\text{m}$ enquanto a ferramenta chegou a $3,1\ \mu\text{m}$. O caso 3, que forneceu mais calor durante a simulação de usinagem, proporcionou um aumento do motofuso em Y de $3,1\ \mu\text{m}$ e para a ferramenta a diferença ficou em $5,8\ \mu\text{m}$.

A Fig. 4.85 mostra os resultados obtidos durante as simulações do ciclo 4, considerando a ferramenta de corte instalada na máquina e o calor resultante da usinagem agindo na ferramenta para o caso 1. No caso 1, conforme calculado em etapa anterior de simulações, a ferramenta recebeu $238\ \text{W}$ em sua área de contato com o furo, e chegou a temperatura média de $58\ ^\circ\text{C}$ após $63\ \text{s}$ de ciclo. Esta foi a temperatura considerada nesta simulação. Foram medidos os erros térmicos tanto da ponta do motofuso quanto da ponta da broca em relação a bucha de referência localizada na mesa de trabalho.

É importante apontar que a mesma tendência de erro térmico foi obtida para os três eixos lineares quando comparados os resultados simulados para os erros térmicos do motofuso e da ferramenta, porém neste caso já é possível observar a contribuição do calor da usinagem principalmente em Z.

Figura 4.85 - Erros térmicos obtidos por MEF durante simulação do ciclo 4 com ferramenta de corte (com usinagem - caso 1)

Na Fig. 4.85 observa-se que a curva de erro térmico da ponta da ferramenta em X apresentou um crescimento bastante acentuado ainda antes de 5 minutos, chegando a 13,7 μm , enquanto o erro do motofuso está em 2,3 μm . Isso se justifica, pois a ferramenta atinge a temperatura máxima em apenas 63 s, enquanto a inércia térmica da máquina toda é muito superior, consequentemente a contribuição do erro térmico será percebida mais lentamente. Após o período inicial de 60 min. as curvas praticamente convergem em 21,0 μm . Após 130 min a curva do erro em X do motofuso estabilizou, terminando em um erro térmico de 31,8 μm , enquanto o erro térmico da ponta da ferramenta ficou em 29,9 μm , obtendo uma diferença de 6%. Para a curva de erros térmicos em Y, foi observada a mesma situação de grande salto do erro da ferramenta em relação ao motofuso até os primeiros 5 minutos pelo aquecimento rápido da broca, chegando a 7,3 μm . Os erros da ferramenta se afastam dos erros do motofuso num período entre 0 e 45 minutos, quando convergem em 7,1 μm após 70 minutos. Depois as curvas seguem praticamente alinhadas chegando ao erro térmico de 35,3 μm e 36,5 μm , respectivamente, com erro relativo de 3,0 % ao final do ciclo.

Os resultados obtidos para os erros térmicos em Z a partir desta fase, passaram a apresentar grandes diferenças entre os erros medidos em relação à ponta do motofuso e a ponta da broca. Isso se justifica pelo aquecimento e consequente dilatação térmica da ferramenta de corte mais pronunciada na direção do eixo Z. Na leitura inicial o erro do motofuso atinge 5,2 μm enquanto a ferramenta chega a 19,4 μm . Nos primeiros 90 minutos a diferença entre erros do motofuso e da ferramenta chega a 19,5 μm , e praticamente se estabiliza nesta diferença até o final do ciclo. Após 240 min de simulação o erro térmico do motofuso chega a 25,1 μm contra 46,8 μm da ponta da ferramenta, uma diferença de 86,4%.

Uma análise importante a se fazer refere-se à real contribuição do calor da ferramenta no erro total da máquina em Z. O erro máximo Z lido pelo motofuso foi de 25,7 μm . Devido ao calor da usinagem a broca dilata, proporcionando um erro inicial de 19,4 μm , que somados ao erro da máquina, representado pela leitura do motofuso, chega-se a 45,1 μm , valor muito próximo do alcançado pela leitura do erro Z na ponta da broca de 46,8 μm .

A Fig. 4.86 mostra os resultados obtidos durante as simulações do ciclo 4, considerando a ferramenta de corte instalada na máquina e o calor resultante da

usinagem agindo na ferramenta para o caso 3. No caso 3, conforme calculado em etapa anterior de simulações, a ferramenta recebeu 408 W em sua área de contato com o furo, e chegou à temperatura média de 79 °C após 33 s de ciclo. Esta foi a temperatura considerada na corrente simulação. Foram medidos os erros térmicos tanto da ponta do motofuso quanto da ponta da broca em relação a bucha de referência.

Figura 4.86 - Erros térmicos obtidos por MEF durante simulação do ciclo 4 com ferramenta de corte (com usinagem - caso 3)

Na Fig. 4.86 observa-se que a curva de erro térmico da ponta da ferramenta em X, novamente apresentou um crescimento bastante acentuado ainda antes de 5 minutos, chegando agora a 20,7 μm , enquanto o erro do motofuso está em 2,6 μm . Isso se justifica, pois a ferramenta atinge a temperatura máxima em apenas 33 s, enquanto a inércia térmica da máquina toda é muito superior, consequentemente a contribuição do erro térmico será percebida mais lentamente. Após o período de 90 min a diferença entre motofuso e ferramenta fica inferior a 2,5 μm . Após 180 min a curva do erro em X do motofuso estabilizou, terminando em um erro térmico de 33,0 μm , enquanto o erro térmico da ponta da ferramenta ficou em 33,8 μm , obtendo uma diferença de 3,0%. Para a curva de erros térmicos em Y, foi observada a mesma situação de grande salto do erro da ferramenta em relação ao motofuso até os primeiros 5 minutos pelo aquecimento rápido da broca, chegando a 11,4 μm . Os erros da ferramenta se afastam dos erros do motofuso num período entre 0 e 60 minutos, chegando a uma diferença máxima de 10,5 μm . A partir dos 90 min as curvas seguem praticamente alinhadas chegando ao erro térmico de 36,9 μm e 41,0 μm , respectivamente, com erro relativo de 11,0 %. Os resultados obtidos para os

erros térmicos em Z novamente apresentaram uma crescente quando comparados os erros do motofuso e os erros lidos pela ponta da ferramenta. Na leitura inicial em 5 minutos o erro do motofuso atinge $6,1 \mu\text{m}$, enquanto a ferramenta chega a $28,9 \mu\text{m}$, uma diferença de $22,8 \mu\text{m}$. Nos primeiros 60 minutos a diferença entre erros do motofuso e da ferramenta chega a $26,9 \mu\text{m}$, e varia muito pouco até o término do ciclo. Após 240 minutos de simulação o erro térmico do motofuso chega a $30,3 \mu\text{m}$ contra $59,8 \mu\text{m}$ da ponta da ferramenta, uma diferença de $97,4\%$. Verifica-se que a evolução térmica do erro Z, se desconsiderado o salto inicial devido a dilatação da ferramenta, teve um comportamento muito semelhante, ou seja, o aquecimento do centro de usinagem proporcionou tanto ao motofuso quanto a ponta da ferramenta erros na ordem de $30,0 \mu\text{m}$. Somando este erro térmico final da máquina, ao erro térmico inicial da própria ferramenta de $28,9 \mu\text{m}$ chega-se a $58,9 \mu\text{m}$, muito próximo ao valor final obtido pela ferramenta.

A Fig. 4.87 mostra a variação do erro térmico para cada eixo linear do centro de usinagem – X/Y/Z – em função da medição realizada em relação à ponta do motofuso e à ponta da broca para os 4 casos simulados no ciclo 4. O primeiro caso, sem usinagem, foi tratado como referência, e a partir dele foram calculadas as diferenças de erros térmicos advindas da simulação da usinagem para os casos posteriores com usinagem considerada.

Figura 4.87 - Variação do erro térmico relativo para todos os casos simulados no ciclo 4

Na Fig. 4.87 é possível verificar que a maior variação do erro térmico devido ao acréscimo da usinagem ocorreu para o eixo Z. Em Z, o erro do motofuso aumentou $4,2 \mu\text{m}$ do ciclo sem usinagem para o caso 1 com usinagem, enquanto o erro lido na ponta da ferramenta aumentou $21,0 \mu\text{m}$. Na comparação com o caso 3,

a diferença chega a 9,4 μm para o motofuso e 34,0 μm para a ferramenta. Pode-se concluir que o acréscimo de calor da usinagem contribui sim para o aumento do erro térmico da máquina em Z, mas muito pouco perto do erro em Z devido a dilatação da própria ferramenta. Já para os eixos X e Y a variação devido a contribuição da usinagem foi pequena. Para o eixo X, a diferença do erro lido na ponta do motofuso em relação ao caso sem usinagem foi de 2,4 μm , enquanto na ponta da broca chegou a 3,3 μm . A diferença para o caso 3 foi de 3,6 μm para o motofuso e 7,1 μm para a broca. A diferença no erro em Y para os 4 casos simulados foi semelhante ao obtido em X. A diferença do erro para o motofuso em relação ao caso 2 ficou em 1,9 μm enquanto a ferramenta chegou a 4,7 μm . O caso 3, que forneceu mais calor durante a simulação de usinagem, proporcionou um aumento do motofuso em Y de 2,5 μm e para a ferramenta a diferença ficou em 7,7 μm .

Fazendo uma análise geral do comportamento termoelástico do centro de usinagem obtido durante esta etapa de simulações permite-se observar o seguinte:

- O erro térmico em X quando compara-se a medida a partir da ponta do motofuso e a medida a partir da ponta da broca variou pouco nos três casos simulados de usinagem. O erro térmico da ponta da broca alcançava valores superiores em média nos primeiros 45 min, pois a ferramenta aquecia em menos de 60 s atingindo a temperatura máxima, enquanto a máquina levava mais tempo para aquecer. O erro máximo entre eles após 45 min do início do ciclo não ultrapassou 3 μm em todos os casos analisados.
- Tomando como exemplo as simulações do ciclo 3, observa-se que o erro térmico em X medido a partir da ponta do motofuso aumentou 2,3 μm quando comparado o caso simulado sem usinagem com a simulação de usinagem no caso 3. Enquanto o erro em X para a ponta da broca teve variação de 5,8 μm na mesma comparação. Ou seja, desconsiderando o erro da máquina, o aquecimento da ferramenta pela usinagem aumentou em apenas 3,5 μm o erro em X.
- O erro térmico em Y quando compara-se a medida a partir da ponta do motofuso e a medida a partir da ponta da broca também teve variação discreta. Novamente devido ao rápido aquecimento da ferramenta, o erro cresce rapidamente atingindo entre 10 e 15 μm nos primeiros 5 min. Em

média, após os primeiros 100 min os erros ficam muito próximos, variando em média menos de 2 μm .

- Tomando também como referência os resultados obtidos nas simulações do ciclo 3, observa-se que o erro térmico em Y medido a partir da ponta do motofuso no ciclo sem usinagem atingiu 24,1 μm , chegando a 27,2 μm ao término do ciclo com usinagem do caso 3, portanto com uma variação de 3,1 μm . O erro térmico da ponta da broca lido após o ciclo sem usinagem indicou 23,1 μm , enquanto a mesma medida realizada após o término do ciclo com usinagem do caso 3 apresentou um erro de 28,9 μm , variando então 5,8 μm . Para o caso crítico, a contribuição de calor para o erro da máquina foi de 3,1 μm .
- Diferente do que ocorreu para os erros térmicos em X e em Y, que mesmo após o aquecimento da ferramenta de corte devido à usinagem, os erros do motofuso e da ferramenta variaram muito pouco entre eles, no caso do eixo Z a diferença chegou a mais de 100 % em alguns casos. O erro térmico em Z da ponta do motofuso teve variações pequenas, chegando no máximo a uma diferença de 6,2 μm entre a medida feita após o ciclo sem usinagem e o ciclo com usinagem do caso 3, que foi a condição que mais forneceu calor para a ferramenta. Ou seja, pode-se concluir que a influência térmica da usinagem no erro da máquina é pequena. Por outro lado, a variação do valor do erro térmico Z a partir da medida feita na ponta da broca apresentou grandes variações, principalmente pela dilatação térmica da própria ferramenta. A variação do erro entre o ciclo sem usinagem e o ciclo com usinagem no caso 3 foi superior a 22 μm , o que corresponde a mais de 100% de aumento no erro em Z.
- Outro ponto importante a ser destacado, ainda em relação ao erro em Z que foi o caso mais crítico é a diferença do erro térmico entre o motofuso e a ponta da ferramenta em cada caso analisado. Para o caso sem usinagem, a diferença máxima do erro foi de 2,8 μm , ou seja, sem calor, sem diferença significativa. Para o caso 1, já com usinagem, a diferença máxima do erro ficou em 11,6 μm (14,8 μm contra 26,3 μm). Para o caso 2, a diferença máxima do erro foi de 15,1 μm , sendo 16,3 μm para o motofuso e 31,4 μm para a ponta da broca, e finalmente para o caso 3, a diferença máxima do erro foi de 19,1 μm , sendo 17,9 μm para o motofuso e 37,0 μm para a ponta

da broca. Ou seja, quando desconsiderado o erro térmico da máquina em Z, que na média estava em 15,0 μm , pode-se atribuir para o aquecimento da ferramenta à parcela de erro restante de 12,2 μm na média, que corresponde um aumento de 81%.

4.3.4.4.3 Etapa 3: simulação do calor gerado na usinagem - peça

A etapa 3 da simulação computacional da usinagem foi dividida em duas partes. Na parte 1, o objetivo principal foi avaliar o comportamento termoelástico da peça de trabalho sujeita a uma fonte de calor externa, onde a peça iniciou a simulação MEF a 20 °C e recebeu uma determinada taxa de calor em todas as suas superfícies até atingir a temperatura de 25 °C, simulando portanto a ação da câmara térmica na qual as peças foram colocadas na etapa experimental. Na parte 2 desta etapa, foi analisada a contribuição do calor dissipado durante a usinagem (caso 1) nos erros térmicos da peça, estando a peça inicialmente a 20 °C.

A proposta desta etapa será portanto levantar numericamente o erro térmico da peça devido ao seu aquecimento em câmara térmica simulada, e devido ao calor dissipado durante a usinagem, e comparar com os resultados medidos experimentalmente a fim de quantificar quanto do erro térmico total encontrado na medição da peça é fruto do erro da máquina, quanto é resultado do erro da ferramenta e do calor da usinagem e, por fim, quanto corresponde à dilatação térmica da própria peça antes da entrada da mesma no centro de usinagem.

A peça de trabalho virtual possui externamente as mesmas dimensões e é do mesmo material da peça de trabalho que foi usinada durante as etapas experimentais. A Fig. 4.88 mostra a malha de elementos finitos da peça na simulação MEF, composta de elementos tetraédricos de segunda ordem, num total de 278.332 nós e 198.534 elementos de tamanho 9 mm, com refino de malha no entorno dos furos passando para 4 mm.

Figura 4.88 - Malha de elementos finitos da peça de trabalho virtual

Com o objetivo de avaliar o erro térmico na peça devido à sua variação de temperatura, foi proposta uma fixação da peça conforme mostra a Fig. 4.89. Na face lateral direita (a), foi criado um apoio do tipo sem separação em X e com deslizamentos em Y e Z. Na face inferior (b), foi criado um apoio sem separação em Y, e deslizante em X e Z. Já na face traseira (c) foi criado um apoio sem separação em Z, com deslizamento livre em X e Y.

Figura 4.89 - Planos de apoio para fixação da peça de trabalho virtual

A leitura dos erros térmicos da peça de trabalho virtual será feita a partir da medição do furo “usinado” em relação as referências de fixação durante as simulações. Este furo possui as mesmas características dimensionais e de posição dos furos usinados durante as etapas experimentais. O diâmetro do furo é igual a 18,0 mm, a posição X_1 em relação à referência vale 250,268 mm, a distância X_2 entre os furos vale 111,440 mm, a posição em Y é igual a 135,993 mm, e a posição em Z vale 130,000 mm. Estas dimensões foram as mesmas consideradas como referência na etapa experimental de usinagem.

A Fig. 4.90 mostra o furo de referência e as dimensões medidas para cada eixo.

Figura 4.90 - Referências adotadas para obtenção dos erros térmicos da peça virtual

Na parte 1 das simulações desta etapa, foram realizadas simulações do aquecimento da peça de trabalho, onde foram verificados os erros térmicos devido a sua dilatação térmica. A Fig. 4.91 mostra a imagem MEF da distribuição de temperatura da peça após a simulação de troca térmica para que a peça inicialmente a 20 °C chegasse a 25 °C. Para isso, foi fornecido uma taxa de calor de 2,15 W em todas as suas superfícies, que trocavam calor com o ambiente a 21 °C por convecção natural, com coeficiente $h = 5 \text{ W/m}^2\text{°C}$.

Figura 4.91 - Distribuição de temperatura na peça de trabalho virtual após chegar a 25 °C

A Tab. 4.6 mostra os resultados dos erros térmicos obtidos para as quatro dimensões estudadas na peça de trabalho virtual com a variação de temperatura da peça de 20 °C para 25 °C. As coordenadas estudadas são iguais as características usinadas na etapa experimental.

Tabela 4.6 - Erros térmicos obtidos na peça a 25 °C – parte 1

$T_{inicial}$	20,0°C	X_1	18,3 μm	Y	10,3 μm
T_{final}	25,0°C	X_2	8,5 μm	Z	9,9 μm

Na parte 2 desta etapa, serão apresentados os resultados de erro térmico obtidos pela simulação do caso 1, que reproduziu as mesmas condições utilizadas nos ensaios experimentais, onde uma taxa de calor de 612 W foi fornecida à região do furo da peça de trabalho.

A Fig. 4.92 mostra a evolução dos erros térmicos absolutos em X e Y do furo da peça modelo durante o período simulado de 63 s.

Figura 4.92 - Erros térmicos X e Y obtidos para a peça durante o caso 1

Na Fig. 4.92 verifica-se que os erros térmicos em X crescem rapidamente atingindo 3,5 μm em 15 s do ciclo. A estabilização do erro ocorre em aproximadamente 40 s quando chega-se a 4,4 μm . Já o erro em Y tem um crescimento mais lento, chegando a 2,0 μm nos primeiros 10 s e estabilizando a partir dos 30 s em 2,7 μm .

A Tab. 4.7 mostra de maneira resumida os valores de erros térmicos obtidos para o furo usinado na peça teste, através das dimensões X_2 e Y, tanto pelo método numérico através do MEF quanto experimentalmente através da usinagem. Na Tab. 4.7 é possível verificar que os erros reais medidos na peça de trabalho após a usinagem ficaram muito próximos dos valores somados dos erros simulados por MEF devido aquecimento da peça e do furo usinado. É importante observar que a contribuição de erro devido à variação de temperatura da própria peça é predominante no erro térmico total, chegando a representar até 79,2% do total de erro.

Tabela 4.7 - Erros térmicos obtidos na peça de trabalho experimentalmente e por MEF

Características analisadas	$X_2 = 111,440 \text{ mm}$	$Y = 135,993 \text{ mm}$
Aquecimento da peça 20 °C - 25 °C (MEF)	8,5 μm	10,3 μm
Aquecimento do furo devido a usinagem - 612 W (MEF)	4,4 μm	2,7 μm
Usinagem do furo durante etapa experimental	10,0 μm	12,0 μm

4.3.4.5 Simulação numérica da máquina com temperatura ambiente variando

Para atender o objetivo deste trabalho de formular um algoritmo preciso e robusto que fosse capaz de prever os erros térmicos do centro de usinagem, foi desenvolvido também uma etapa de simulação MEF do comportamento termoelástico da máquina com a temperatura ambiente variando. Foi necessário usar o recurso da simulação para representar este fenômeno térmico, pois todos os testes experimentais foram realizados na máquina em temperatura controlada de $21,0\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 2,0\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Para efeito de comparação, foram simuladas duas condições de temperatura ambiente, conforme apresentado na seção 3.3.2.3. Uma condição térmica foi baseada na temperatura da cidade de São Paulo durante um período específico (Tab. 3.40). Buscou-se nesta simulação explorar o efeito da temperatura ambiente numa fábrica localizada na cidade de São Paulo, onde a máquina estaria instalada num local sem temperatura controlada.

A segunda condição térmica simulada, baseou-se em dados de temperatura da cidade de Camaçari na Bahia, onde também procurou-se explorar o efeito da temperatura ambiente em uma fábrica sem controle de temperatura (Tab. 3.41). O período total de simulação foi de 12 horas em ambos os casos. Os ciclos simulados foram uma adaptação do ciclo 9, com velocidade de 20 m/min. A Fig. 4.103 mostra os campos de temperatura obtidos durante as duas simulações, SP e BA, para os dez pontos de leitura de temperatura que mais sofreram variações térmicas.

Na Fig.4.93 observa-se que as porcas dos fusos de esferas foram as que menos sofreram aumento de temperatura dentre os itens selecionados. Na comparação entre a simulação da temperatura ambiente de SP com a temperatura de Camaçari na porca do fuso de esferas do eixo X, a diferença passa a ser significativa à partir de 180 min do início do ciclo chegando a 4,9%. Após 5 horas a diferença de temperatura chega a $4\text{ }^{\circ}\text{C}$ e finaliza em uma diferença $5,2\text{ }^{\circ}\text{C}$ após as 12 horas simuladas. As guias lineares sofreram variações de temperaturas mais significativas. A guia do eixo X por exemplo chegou a uma variação de $10\text{ }^{\circ}\text{C}$. A ponta do motofuso sofreu pouca influência da variação de temperatura ambiente. A maior diferença ficou para a simulação da temperatura de Camaçari, com aumento de $2,3\text{ }^{\circ}\text{C}$ em relação a SP. As maiores diferenças na temperatura quando comparado os dois cenários estão nas carcaças da pinola e na base da máquina. A

diferença de temperatura entre os dois casos simulados chega a 11 °C para a base da máquina em alguns instantes. A temperatura máxima obtida na base na simulação de Camaçari chegou a 37,7 °C, enquanto na simulação de SP chegou a 26,3 °C.

Figura 4.93 - Campos de temperatura obtidos durante simulação MEF com temperatura ambiente variando

A Fig. 4.94 mostra os resultados dos erros térmicos para os eixos X, Y e Z obtidos durante as simulações do ciclo 9 adaptado com a temperatura ambiente variando nas condições térmicas de SP e da BA.

Figura 4.94 - Erros térmicos obtidos por MEF durante simulação do ciclo 9 com temperatura ambiente variando em duas condições: SP e BA.

Comparando-se os valores dos erros térmicos em X para os dois casos simulados, observa-se que inicialmente a diferença não ultrapassa 3,5 μm até os primeiros 60 min. Até 240 min o erro cresce no máximo 24,7 μm na simulação de BA e 14,3 μm em SP. Após a recuperação de uma queda do erro térmico no intervalo de 300 min. o valor do erro X de SP praticamente estabiliza em 19 μm , enquanto o erro X na simulação de BA tem uma queda em aproximadamente 400 min. e posteriormente tem um crescimento até atingir 49 μm , chegando a uma diferença de 60%, após as 12 horas de simulação.

Observando a Fig. 4.94 verifica-se que os erros em Y obtidos nos dois casos simulados possuem um comportamento semelhante, com erros maiores na simulação na condição de BA. Os erros na simulação de BA chegam a 14,9 μm enquanto na simulação de SP os erros não ultrapassam 5,0 μm nos primeiros 90 min. Os máximos valores de erros obtidos em ambas as simulações ocorrem em aproximadamente 370 min. onde a simulação de BA chega a 47,2 μm enquanto a simulação de SP atinge 35,1 μm . Posteriormente os erros decrescem praticamente juntos até atingirem 18,0 μm e 22,3 μm após 12 horas de simulação.

Analisando na Fig. 4.94 os erros em Z, é possível verificar diferenças maiores entre os dois casos simulados quando comparado com os valores obtidos em X e Y. Isto deve-se também às maiores variações de temperatura obtidos tanto na carcaça da pinola quanto na base da máquina. As diferenças máximas em Z ocorreram no instante de 150 min. com diferença de 7,8 μm e posteriormente no intervalo de 480 min. com erros de -13,3 μm na simulação de SP e -1,1 μm na simulação da BA. A final do ciclo, a diferença entre os dois casos ficou em 13,2 μm .

Desta forma, é possível concluir que a variação da temperatura ambiente tem influência significativa nos erros térmicos do centro de usinagem, contribuindo com até 53,6% de erro em X, 68,9% de erro em Y e 44,2% do erro em Z na comparação entre a temperatura estimada na cidade de São Paulo com a temperatura na cidade de Camaçari. As maiores influências devem-se às variações de temperatura nas guias lineares, na carcaça da pinola e principalmente da base e coluna do centro de usinagem.

4.4 PROPOSTA PARA COMPENSAÇÃO DOS ERROS TÉRMICOS

4.4.1 Modelagem matemática através de Rede Neural Artificial (RNA)

Os resultados obtidos pelo MEF para os campos de temperatura e para os erros térmicos durante todos os ciclos simulados, permitiram o treinamento e validação de uma rede neural artificial (RNA), usando o software MATLABTM, através da ferramenta *nntool*, para prever com precisão e robustez o comportamento térmico do centro de usinagem sob diferentes condições operacionais.

Como o objetivo de uso da RNA será a implementação posterior do algoritmo formulado a partir dos pesos e *bias*, no CNC do centro de usinagem para a compensação do erro térmico, será necessária uma etapa de simplificação do modelo de RNA. Inicialmente, o modelo de RNA chamado “RNA completa” foi formulado utilizando-se todos os dados obtidos pelos 15 sensores de temperatura, somando-se ainda a temperatura da ferramenta de corte, as posições e velocidades dos eixos da máquina, o que lhe garantiu robustez e precisão.

Porém, fatores como custo e segurança tornam inviável a instalação de 15 sensores de temperatura no centro de usinagem, para monitoramento térmico da máquina. Desta maneira, um nova RNA, chamada “RNA reduzida” será treinada e validada, onde nela serão considerados apenas 6 sensores de temperatura fornecendo informações para o modelo. Os sensores de temperatura escolhidos para alimentar a RNA reduzida serão: T1 (porca do fuso de esferas do eixo X), T4 (porca do fuso de esferas do eixo Z), T7 (porca do fuso de esferas do eixo Y), T10 (ponta do motofuso), T12 (base da máquina) e T15 (temperatura ambiente). A escolha destes sensores de temperatura deu-se principalmente por dois fatores: facilidade de instalação dos sensores nestes pontos, sem riscos à segurança do sensor ou da máquina e a representatividade das temperaturas lidas por estes sensores em relação aos sensores próximos.

Devido à complexidade do modelo de rede neural, uma breve introdução é dada a seguir.

4.4.1.1 Introdução ao algoritmo da rede neural

O modelo de rede neural é formalmente uma estrutura de rede composta de neurônios ou nós, incluindo uma camada de entrada, camada intermediária ou intermediária escondida e a camada de saída, como mostrado na Figura 4.95.

Para o modelo de rede neural mostrado na Fig. 4.95, a camada de entrada possui três neurônios, indicando que o modelo possui três variáveis de entrada, enquanto que a camada de saída possui dois neurônios, indicando que o modelo possui duas variáveis de saída. Em outras palavras, o número de neurônios nas camadas de entrada e saída são determinados por variáveis de entrada e variáveis de saída. A camada oculta pode ter múltiplas camadas e o número de neurônios em cada camada pode ser diferente (ALI et al, 2016). A otimização da estrutura da rede neural se refere principalmente à seleção razoável do número de camadas ocultas e ao número de neurônios em cada camada (BRAGA; LUDERMIR, 2000). O princípio do funcionamento do neurônio com aprendizagem supervisionada é mostrado na Fig. 4.96.

Na Fig. 4.96, $w_{ij} = [w_{i1}, w_{i2}, \dots, w_{in}]$ é o vetor de pesos das entradas do i -ésimo neurônio; $x_{ij} = [x_{i1}, x_{i2}, \dots, x_{in}]$ é o vetor de entrada do i -ésimo neurônio; $R_i = \sum w_{ij} x_{ij}$ é a

ativação do neurônio i ; $O_i = f\left(\sum_{j=1}^n w_{ij} \cdot x_{ij} + w_0\right)$ é a saída do neurônio i -ésimo; T_i é o padrão de saída desejado; $E_i = T_i - O_i$ é o erro de saída usado durante o aprendizado, e Δw_{ij} é a variação de pesos durante a aprendizagem.

As funções de transferência de uso comum $f(R)$ são: *sigmoid*, *tansig* e *purelin*; como se segue:

$$\textbf{sigmoid:} \quad f(R) = \frac{1}{1 + e^{-R}} \quad (61)$$

$$\textbf{tansig:} \quad f(R) = \frac{e^R - e^{-R}}{e^R + e^{-R}} \quad (62)$$

$$\textbf{purelin:} \quad f(R) = R \quad (63)$$

O processo de modelagem com a rede neural é, de fato, o processo de ajuste dos pesos w e dos valores limiares θ dos neurônios. Naturalmente, se os valores medidos das variáveis de entrada forem substituídos na rede neural, a rede terá valores de saída. Quando os valores de saída são comparados aos valores medidos das variáveis de saída, obtém-se a soma residual quadrática. Portanto, o processo de modelagem está ajustando a rede na direção que reduz a soma residual quadrática e substitui as variáveis de entrada na nova rede para obter a nova soma residual quadrática para a próxima configuração até a soma residual quadrática ser suficientemente pequena para ser aceitável (HAYKIN, S., 1998).

4.4.1.2 Desenvolvimento da rede neural artificial (RNA) completa

O modelo de rede neural desenvolvido nesta etapa será chamado de RNA completa, pois utilizará todos os dados levantados pelas simulações MEF realizadas neste trabalho. Os padrões de entrada foram o tempo, a velocidade dos eixos lineares X, Y e Z, a velocidade de rotação do motofuso, a velocidade de rotação da mesa do eixo A e da mesa do eixo B, a posição da unidade de avanço dos eixos X, Y e Z durante a medição do erro térmico, a temperatura da ferramenta de corte e os quinze pontos de leitura de temperatura distribuídos na máquina, totalizando 26 padrões de entrada. Os padrões de saída foram os erros térmicos em X, Y e Z. Para o treinamento e validação da RNA foram utilizados somente os resultados obtidos

pela simulação MEF. Como descrito em capítulos anteriores, foram realizadas simulações dos ciclos 3 a 9, além das simulações com as velocidades adicionais de 10 m/min e 40 m/min. Foram também realizadas simulações da máquina considerando a ferramenta de corte aquecida devido à usinagem e às simulações do ciclo de aquecimento da máquina quando esta encontrava-se com suas unidades em posições diferentes dentro do curso de trabalho. Esta última simulação validou os resultados obtidos pelas medições do laser interferômetro e permitiu considerar o erro térmico em diferentes posições da máquina. Todos os resultados obtidos através destas simulações foram utilizados para alimentar e treinar a RNA. As Tab. 4.8, Tab. 4.9 e Tab. 4.10 mostram um resumo de todos os 21 ciclos simulados por MEF, que totalizaram mais de 360 horas de simulação, com um breve descritivo de cada um.

Tabela 4.8 - Ciclos de aquecimento da máquina em vazio

Ciclo	Descrição	Parâmetros
Ciclos 3, 8 e 9	Movimentação dos eixos	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	20
	Velocidade motofuso [rpm]	10.000
	Velocidade eixo A [rpm]	8
	Velocidade eixo B [rpm]	30
	Posição X/Y/Z [mm]	299/162,4/368
	Potência na ferramenta [W]	0
Ciclo 4	Movimentação dos eixos	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	30
	Velocidade motofuso [rpm]	10.000
	Velocidade eixo A [rpm]	8
	Velocidade eixo B [rpm]	30
	Posição X/Y/Z [mm]	299/162,4/368
	Potência na ferramenta [W]	0
Ciclo 5	Movimentação dos eixos	X
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	30
	Velocidade motofuso [rpm]	0
	Velocidade eixo A [rpm]	0
	Velocidade eixo B [rpm]	0
	Posição X/Y/Z [mm]	299/162,4/368
	Potência na ferramenta [W]	0
Ciclo 6	Movimentação dos eixos	Y
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	30
	Velocidade motofuso [rpm]	0
	Velocidade eixo A [rpm]	0
	Velocidade eixo B [rpm]	0
	Posição X/Y/Z [mm]	299/162,4/368
	Potência na ferramenta [W]	0
Ciclo 7	Movimentação dos eixos	Z
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	30
	Velocidade motofuso [rpm]	16.000
	Velocidade eixo A [rpm]	0
	Velocidade eixo B [rpm]	0
	Posição X/Y/Z [mm]	299/162,4/368
	Potência na ferramenta [W]	0
Ciclos 10 e 40	Movimentação dos eixos	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	10 e 40
	Velocidade motofuso [rpm]	10.000
	Velocidade eixo A [rpm]	8
	Velocidade eixo B [rpm]	30
	Posição X/Y/Z [mm]	299/162,4/368
	Potência na ferramenta [W]	0

Tabela 4.9 - Ciclos de aquecimento da máquina com usinagem

Ciclo	Descrição	Parâmetros
Ciclo Usinagem 1	Movimentação dos eixos	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	20
	Velocidade motofuso [rpm]	10.000
	Velocidade eixo A [rpm]	8
	Velocidade eixo B [rpm]	30
	Posição X/Y/Z [mm]	299/162,4/368
	Potência na ferramenta [W]	238
Ciclo Usinagem 2	Movimentação dos eixos	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	20
	Velocidade motofuso [rpm]	10.000
	Velocidade eixo A [rpm]	8
	Velocidade eixo B [rpm]	30
	Posição X/Y/Z [mm]	299/162,4/368
	Potência na ferramenta [W]	306
Ciclo Usinagem 3	Movimentação dos eixos	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	20
	Velocidade motofuso [rpm]	10.000
	Velocidade eixo A [rpm]	8
	Velocidade eixo B [rpm]	30
	Posição X/Y/Z [mm]	299/162,4/368
	Potência na ferramenta [W]	408
Ciclo Usinagem 4	Movimentação dos eixos	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	30
	Velocidade motofuso [rpm]	10.000
	Velocidade eixo A [rpm]	8
	Velocidade eixo B [rpm]	30
	Posição X/Y/Z [mm]	299/162,4/368
	Potência na ferramenta [W]	238
Ciclo Usinagem 5	Movimentação dos eixos	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	30
	Velocidade motofuso [rpm]	10.000
	Velocidade eixo A [rpm]	8
	Velocidade eixo B [rpm]	30
	Posição X/Y/Z [mm]	299/162,4/368
	Potência na ferramenta [W]	306
Ciclo Usinagem 6	Movimentação dos eixos	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	30
	Velocidade motofuso [rpm]	10.000
	Velocidade eixo A [rpm]	8
	Velocidade eixo B [rpm]	30
	Posição X/Y/Z [mm]	299/162,4/368
	Potência na ferramenta [W]	408

Tabela 4.10 - Ciclos de aquecimento da máquina com mudança de posição

Ciclo	Descrição	Parâmetros
Ciclo Posição X-1	Movimentação dos eixos	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	30
	Velocidade motofuso [rpm]	10.000
	Velocidade eixo A [rpm]	8
	Velocidade eixo B [rpm]	30
	Posição X/Y/Z [mm]	0/162,4/368
	Potência na ferramenta [W]	0
Ciclo Posição X-6	Movimentação dos eixos	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	30
	Velocidade motofuso [rpm]	10.000
	Velocidade eixo A [rpm]	8
	Velocidade eixo B [rpm]	30
	Posição X/Y/Z [mm]	759/162,4/368
	Potência na ferramenta [W]	0
Ciclo Posição Y-1	Movimentação dos eixos	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	30
	Velocidade motofuso [rpm]	10.000
	Velocidade eixo A [rpm]	8
	Velocidade eixo B [rpm]	30
	Posição X/Y/Z [mm]	299/0/368
	Potência na ferramenta [W]	0
Ciclo Posição Y-6	Movimentação dos eixos	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	30
	Velocidade motofuso [rpm]	10.000
	Velocidade eixo A [rpm]	8
	Velocidade eixo B [rpm]	30
	Posição X/Y/Z [mm]	299/904,8/368
	Potência na ferramenta [W]	0
Ciclo Posição Z-1	Movimentação dos eixos	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	30
	Velocidade motofuso [rpm]	10.000
	Velocidade eixo A [rpm]	8
	Velocidade eixo B [rpm]	30
	Posição X/Y/Z [mm]	299/487,2/0
	Potência na ferramenta [W]	0
Ciclo Posição Z-6	Movimentação dos eixos	X/Y/Z/A/B
	Velocidade X/Y/Z [m/min]	30
	Velocidade motofuso [rpm]	10.000
	Velocidade eixo A [rpm]	8
	Velocidade eixo B [rpm]	30
	Posição X/Y/Z [mm]	299/162,4/897
	Potência na ferramenta [W]	0

A Tab. 4.11 mostra os 26 padrões de entrada utilizados na RNA completa, e os descritivos e campos de atuação de cada um.

Tabela 4.11 - padrões de entrada utilizados na RNA completa

Quantidade	Padrão	Descritivo	Campo de atuação
1	Tempo	Registro a cada 6 minutos no período de 4 horas	41 variações no período
15	Temperatura de sensor	Leitura dos sensores T1 à T15 instalados na máquina	41 variações no período
1	Temperatura da ferramenta de corte	Temperatura obtida após o processo de usinagem	41 variações no período
1	Posição X	Posição de parada da unidade X durante a medição do erro térmico	X = 0 mm X = 299 mm X = 759 mm
1	Posição Y	Posição de parada da unidade Y durante a medição do erro térmico	Y = 0 mm Y = 162,4 mm Y = 904,8 mm
1	Posição Z	Posição de parada da unidade Z durante a medição do erro térmico	Z = 0 mm Z = 368 mm Z = 897 mm
1	Velocidade do eixo X	Velocidade de avanço da unidade linear X	V ₀ = 0 m/min V ₁ = 10 m/min V ₂ = 20 m/min V ₃ = 30 m/min V ₄ = 40 m/min
1	Velocidade do eixo Y	Velocidade de avanço da unidade linear Y	V ₀ = 0 m/min V ₁ = 10 m/min V ₂ = 20 m/min V ₃ = 30 m/min V ₄ = 40 m/min
1	Velocidade do eixo Z	Velocidade de avanço da unidade linear Z	V ₀ = 0 m/min V ₁ = 10 m/min V ₂ = 20 m/min V ₃ = 30 m/min V ₄ = 40 m/min
1	Velocidade do motofuso	Velocidade de rotação do motofuso	n _{s1} = 10.000 rpm n _{s2} = 16.000 rpm
1	Velocidade do eixo A	Velocidade de rotação do eixo A	n _{A1} = 0 rpm n _{A2} = 8,0 rpm
1	Velocidade do eixo B	Velocidade de rotação do eixo B	n _{B1} = 0 rpm n _{B2} = 30,0 rpm

Para otimizar e minimizar os erros quadráticos, as redes neurais foram formuladas com duas camadas, 35 neurônios na primeira camada com função de transferência *tansig* e três neurônios na segunda camada, com uma função de transferência *purelin*. A rede foi do tipo Perceptron multicamada (MLP), com método de treinamento supervisionado *Feed-forward Backpropagation* com a função de treinamento *Levenberg-Marquardt* (TRAINLM) e a função de desempenho *Mean Squared Error* (mse). A arquitetura da rede é mostrada na Figura 4.97.

Figura 4.97 - Arquitetura de rede neural artificial desenvolvida.

O resultado do processo de treinamento e aprendizagem para os erros térmicos X / Y / Z usando a RNA completa é apresentado na Figura 4.98 usando os valores dos 26 padrões de entrada do ciclo 3, como referência. Conforme observado na Fig. 4.98, a convergência ocorreu para todos os eixos, o que significa que o treinamento da rede foi satisfatório, e espera-se que a rede seja capaz de prever um resultado para o qual não foi exposta. Não era esperada outra resposta neste caso, pois os valores obtidos como resposta pela rede foram também usados para treiná-la.

Figura 4.98 - Curvas dos erros térmicos nas direções X, Y e Z obtidas pela simulação MEF do ciclo 3 em comparação com a aprendizagem RNA completa.

As curvas de desempenho para as 500 iterações, que foram extraídas do ambiente MATLABTM, ferramenta *nntool*, são mostradas na Figura 4.99, o que demonstra que a rede foi capaz de aprender e que o erro quadrático médio atingiu $6,95534\text{E-}4$ μm em comparação com os resultados simulados. O objetivo é chegar em 0, portanto conclui-se que a aproximação está satisfatória.

Figura 4.99 - Gráfico de desempenho de aprendizagem da RNA completa.

4.4.1.3 Validação da RNA completa

Depois que a rede é submetida ao processo de treinamento, é importante enviá-la para outro processo conhecido como "validação". O processo de validação de uma RNA visa fornecer valores de dados de entrada à rede após o treinamento diferente daqueles para os quais ela foi submetida durante o treinamento, neste caso, diferentes temperaturas, posições e velocidades, para comparar os erros térmicos obtidos pela rede com os resultados simulados pelo MEF para os mesmos padrões com objetivo de verificar se a rede pôde efetivamente aprender. Esta etapa visa confirmar através da RNA desenvolvida se será possível prever os erros térmicos, fornecendo os valores de temperatura medidos pelos sensores ou simulados por MEF e das posições dos eixos da máquina durante os diferentes ciclos de trabalho a que ela será submetida.

O procedimento adotado para o processo de validação do modelo RNA de previsão dos erros térmicos foi o seguinte:

- Dez intervalos de tempo, que contemplaram também temperatura, posição e velocidade dos eixos da máquina, presentes nas tabelas de resultados de cada um dos 21 ciclos simulados foram removidos antes de realizar o treinamento da rede. Para cada ciclo portanto, os intervalos de 30', 60', 72', 90', 108', 120', 150', 180', 210' e 228' foram removidos. A escolha foi aleatória, buscando uma distribuição não tendenciosa. Assim, a RNA foi treinada sem esses valores de padrões de entrada.
- A rede foi alimentada novamente a partir dos padrões desses 10 intervalos de tempo removidos para todos os 21 ciclos simulados, sem novo treinamento. Espera-se como resposta os erros térmicos calculados para estes 10 intervalos.

A validação da RNA completa foi obtida após a execução do procedimento descrito acima. A Tab. 4.12 mostra os erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA para o ciclo 3. No ciclo 3 todos os 5 eixos do centro de usinagem foram acionados.

Tabela 4.12 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo 3

Validação da Rede									
Tempo [min]	Erro X (MEF)	Erro X (RNA)	Erro relativo %	Erro Y (MEF)	Erro Y (RNA)	Erro relativo %	Erro Z (MEF)	Erro Z (RNA)	Erro relativo %
30	3,81	3,68	3,26	3,02	3,16	-4,50	-5,68	-5,72	-0,84
60	6,88	6,78	1,53	5,26	5,29	-0,56	-7,92	-7,95	-0,35
72	8,75	8,69	0,78	6,16	6,39	-3,78	-8,42	-8,46	-0,52
90	11,23	11,22	0,08	7,73	8,02	-3,72	-8,91	-8,88	0,36
108	13,35	13,28	0,52	10,71	10,34	3,51	-9,18	-9,14	0,35
120	14,58	14,75	-1,16	12,92	13,18	-2,04	-9,27	-9,20	0,76
150	17,02	17,00	0,14	17,86	17,76	0,55	-9,29	-9,25	0,39
180	18,63	18,61	0,07	21,81	21,51	1,38	-9,11	-9,14	-0,23
210	19,46	19,25	1,05	23,07	22,86	0,93	-8,84	-8,97	-1,47
228	19,63	19,63	-0,03	23,35	23,01	1,46	-8,65	-8,67	-0,25

Na Tab. 4.12 é possível verificar que a RNA proposta realizou a previsão dos erros térmicos quando foi submetida a valores de entrada diferentes daqueles a qual

foi submetida no treinamento. O erro relativo máximo entre os valores obtidos pelo MEF quando comparado com os valores previstos pela RNA completa para o ciclo 3 foi 4,5 % para todos os casos analisados, que representa na prática uma diferença de 0,14 μm no erro Y.

A Fig. 4.100 mostra as curvas sobrepostas para os erros térmicos X, Y e Z simulados pelo MEF e calculados pela RNA para os intervalos listados na Tab. 4.12. Em sua grande maioria os erros relativos entre os dois métodos de cálculo do erro térmico foram inferiores a 2%.

Figura 4.100 - Curvas de validação dos erros térmicos nas direções de eixos X, Y e Z obtidas pela simulação MEF e RNA completa para o ciclo 3

A Tab. 4.13 mostra os erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo 10. Estrategicamente para o propósito desta tese de desenvolver um modelo robusto, o ciclo 10 torna-se importante, pois apresenta valores de velocidade e de temperatura inferiores aos obtidos nos outros ciclos simulados e testados. O ciclo 10 não foi testado experimentalmente, foi apenas simulado por MEF. Na Tab. 4.13 é possível verificar que a RNA proposta realizou a previsão dos erros térmicos quando foi submetida a valores de entrada diferentes daqueles à qual foi submetida no treinamento para o ciclo 10. O erro relativo máximo entre os valores obtidos pelo MEF quando comparado com os valores previstos pela RNA para o ciclo 10 foi relativamente alto de 16,34 % para todos os casos analisados, mas que representa na prática uma diferença de 0,11 μm no erro Y.

Tabela 4.13 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo 10

Validação da Rede									
Tempo [min]	Erro X (MEF)	Erro X (RNA)	Erro relativo %	Erro Y (MEF)	Erro Y (RNA)	Erro relativo %	Erro Z (MEF)	Erro Z (RNA)	Erro relativo %
30	5,94	5,95	-0,16	0,65	0,54	16,34	-4,37	-4,47	-2,29
60	5,22	5,37	-2,86	2,33	2,16	7,59	-6,32	-6,35	-0,48
72	4,85	5,18	-6,90	3,52	3,62	-2,91	-6,81	-6,84	-0,56
90	5,34	5,46	-2,24	5,39	5,18	3,93	-7,33	-7,44	-1,39
108	5,75	5,60	2,60	7,25	7,38	-1,80	-7,69	-7,78	-1,26
120	5,96	5,82	2,42	8,44	8,17	3,27	-7,85	-7,93	-1,03
150	6,35	6,11	3,89	11,14	10,66	4,32	-8,07	-8,11	-0,50
180	6,73	6,82	-1,32	13,39	13,32	0,48	-8,12	-8,17	-0,59
210	8,14	8,31	-2,06	15,18	15,40	-1,42	-8,07	-8,11	-0,56
228	8,92	8,92	0,00	16,07	15,71	2,23	-8,00	-8,11	-1,33

A Fig. 4.101 mostra as curvas sobrepostas para os erros térmicos X, Y e Z simulados pelo MEF e calculados pela RNA completa para os intervalos listados na Tab. 4.13. Em sua grande maioria os erros relativos entre os dois métodos de cálculo do erro térmico foram inferiores a 4%. Os erros em Z foram os menores, não ultrapassando 2,5%.

Figura 4.101 - Curvas de validação dos erros térmicos nas direções de eixos X, Y e Z obtidas pela simulação MEF e RNA completa para o ciclo 10

A Tab. 4.14 mostra os erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo 40. Estrategicamente para o propósito desta tese de desenvolver um modelo robusto, o ciclo 40 torna-se importante, pois apresenta valores de velocidade e de temperatura superiores aos obtidos nos outros ciclos simulados com a máquina em vazio.

Tabela 4.14 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo 40

Validação da Rede									
Tempo [min]	Erro X (MEF)	Erro X (RNA)	Erro relativo %	Erro Y (MEF)	Erro Y (RNA)	Erro relativo %	Erro Z (MEF)	Erro Z (RNA)	Erro relativo %
30	8,50	9,02	-6,15	10,69	11,03	-3,19	-19,23	-19,30	-0,38
60	24,06	24,25	-0,77	10,20	10,61	-4,02	-25,52	-25,43	0,38
72	28,31	28,53	-0,78	8,90	8,31	6,59	-26,62	-26,67	-0,21
90	33,19	33,23	-0,12	8,41	8,84	-5,11	-27,39	-27,29	0,37
108	36,70	36,45	0,70	10,20	10,08	1,21	-27,49	-27,52	-0,10
120	38,46	38,38	0,21	14,40	14,18	1,51	-27,31	-27,33	-0,06
150	41,23	41,44	-0,52	25,34	25,01	1,30	-26,35	-26,31	0,18
180	42,15	42,07	0,19	34,11	34,27	-0,46	-25,02	-25,07	-0,23
210	41,54	41,71	-0,40	41,01	40,47	1,30	-23,54	-23,55	-0,02
228	40,56	40,54	0,06	44,20	44,37	-0,39	-22,65	-22,83	-0,81

Na Tab. 4.14 é possível verificar que a RNA proposta realizou a previsão dos erros térmicos quando foi submetida a valores de entrada diferentes daqueles à qual foi submetida no treinamento para o ciclo 40. O erro relativo máximo entre os valores obtidos pelo MEF quando comparado com os valores previstos pela RNA completa para o ciclo 40 de 6,15 % em X, que representa uma diferença de 0,52 μm . Em Y, o erro máximo foi de 6,59 %, que significa 0,59 μm de erro. Já em Z, o erro relativo foi sempre inferior a 1,0%. A Fig. 4.102 mostra as curvas sobrepostas para os erros térmicos X, Y e Z simulados pelo MEF e calculados pela RNA completa para os intervalos listados na Tab. 4.14. Nela pode-se observar que os erros térmicos simulados pelo MEF e calculados pela RNA proposta estão sobrepostos durante todo o intervalo analisado.

Figura 4.102 - Curvas de validação dos erros térmicos nas direções de eixos X, Y e Z obtidas pela simulação MEF e RNA completa para o ciclo 40

A Tab. 4.15 mostra os erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo Usinagem 3. Nele a máquina estava funcionando na velocidade de 20 m/min e foi considerada a usinagem gerando uma potência de 408 W na ponta da ferramenta de corte. A inclusão do calor devido à usinagem na ponta da ferramenta de corte foi ponto importante para atender a proposta de modelagem do erro térmico da máquina. Foram realizadas simulações em três condições de usinagem diferentes para a máquina na velocidade de 20 m/min e também na velocidade de 30 m/min.

Na Tab. 4.15 é possível verificar que a RNA proposta realizou a previsão dos erros térmicos quando foi submetida a valores de entrada diferentes daqueles à qual foi submetida no treinamento para o ciclo Usinagem 3. O erro relativo máximo entre os valores obtidos pelo MEF quando comparado com os valores previstos pela RNA para o ciclo Usinagem 3 foi de 0,77 % em X. Em Y, o erro máximo foi de 5,59 %, que significa 0,63 μm de erro. Já em Z, o erro relativo foi sempre inferior a 0,5%.

Tabela 4.15 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo Usinagem 3

Validação da Rede									
Tempo [min]	Erro X (MEF)	Erro X (RNA)	Erro relativo %	Erro Y (MEF)	Erro Y (RNA)	Erro relativo %	Erro Z (MEF)	Erro Z (RNA)	Erro relativo %
30	7,39	7,34	0,64	7,96	8,02	-0,72	-9,58	-9,60	-0,14
60	11,34	11,42	-0,77	9,95	9,82	1,26	-13,93	-13,89	0,35
72	13,10	13,18	-0,57	9,46	9,48	-0,27	-15,03	-15,03	-0,03
90	15,30	15,19	0,66	10,45	10,60	-1,48	-16,22	-16,16	0,39
108	17,03	16,97	0,35	11,23	10,60	5,59	-17,02	-17,00	0,09
120	17,96	17,99	-0,17	11,67	11,46	1,82	-17,39	-17,32	0,41
150	19,67	19,76	-0,48	13,91	13,66	1,82	-17,94	-17,89	0,25
180	20,66	20,71	-0,23	18,95	18,73	1,19	-18,11	-18,12	-0,07
210	21,09	21,20	-0,51	23,38	23,53	-0,62	-18,06	-18,07	-0,10
228	21,14	21,12	0,05	25,74	25,63	0,41	-17,96	-17,94	0,07

A Tab. 4.16 mostra os erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA para o ciclo Usinagem 6. Nele a máquina estava funcionando na velocidade de 30 m/min e foi considerada a usinagem gerando uma potência de 408 W na ponta da ferramenta de corte.

Tabela 4.16 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo Usinagem 6

Validação da Rede									
Tempo [min]	Erro X (MEF)	Erro X (RNA)	Erro relativo %	Erro Y (MEF)	Erro Y (RNA)	Erro relativo %	Erro Z (MEF)	Erro Z (RNA)	Erro relativo %
30	11,46	11,552	-0,79	4,96	4,8827	1,63	-17,10	-16,8813	1,30
60	21,58	21,4716	0,52	7,59	7,2736	4,12	-24,54	-24,5866	-0,20
72	24,53	24,4328	0,38	8,31	8,3849	-0,92	-26,32	-26,371	-0,20
90	27,96	27,7829	0,65	11,18	10,6236	4,96	-28,20	-28,1253	0,26
108	30,45	30,4642	-0,04	14,80	15,0374	-1,62	-29,41	-29,4262	-0,06
120	31,68	31,7275	-0,15	17,22	17,1726	0,27	-29,95	-29,9686	-0,06
150	33,59	33,6346	-0,14	23,04	23,0207	0,07	-30,69	-30,6807	0,04
180	34,23	34,2831	-0,15	28,30	28,3586	-0,22	-30,85	-30,8596	-0,03
210	33,96	33,9484	0,03	32,91	32,8999	0,02	-30,68	-30,6741	0,02
228	33,45	33,419	0,08	35,37	35,498	-0,36	-30,48	-30,5058	-0,09

Na Tab. 4.16 é possível verificar que a RNA proposta realizou a previsão dos erros térmicos quando foi submetida a valores de entrada diferentes daqueles à qual foi submetida no treinamento para o ciclo Usinagem 6. O erro relativo máximo entre os valores obtidos pelo MEF quando comparado com os valores previstos pela RNA completa para o ciclo Usinagem 6 foi de 0,79 % em X, que representa uma diferença de 0,09 μm . Em Y, o erro máximo foi de 4,96 %, que significa 0,56 μm de erro. Já em Z, o erro relativo foi sempre inferior a 1,5%.

A Tab. 4.17 mostra os erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo Posição X-1. Neste ciclo de trabalho a máquina estava em velocidade linear de 30 m/min, e o erro térmico foi medido com o carro cruzado do eixo X na posição inicial do seu curso. Novamente, para atender ao propósito desta tese de desenvolver um modelo de previsão dos erros térmicos, essa simulação foi essencial, visto que os erros térmicos para as mesmas temperaturas variavam com a posição. Isto foi verificado através das medições dos erros térmicos pelo laser interferômetro e validados através de simulações MEF.

Tabela 4.17 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo Posição X-1

Validação da Rede									
Tempo [min]	Erro X (MEF)	Erro X (RNA)	Erro relativo %	Erro Y (MEF)	Erro Y (RNA)	Erro relativo %	Erro Z (MEF)	Erro Z (RNA)	Erro relativo %
30	1,59	1,58	0,45	4,51	4,48	0,65	-12,67	-12,65	0,19
60	4,07	4,05	0,47	5,71	5,41	5,36	-17,15	-17,00	0,87
72	4,84	4,87	-0,68	6,05	5,29	12,61	-18,02	-18,01	0,09
90	5,83	5,86	-0,63	6,55	6,66	-1,62	-18,75	-18,70	0,31
108	6,64	6,69	-0,79	9,42	9,60	-1,96	-19,01	-19,04	-0,12
120	7,10	7,13	-0,46	11,99	11,61	3,14	-19,01	-18,96	0,28
150	8,01	8,14	-1,52	17,87	17,56	1,73	-18,61	-18,52	0,51
180	8,63	8,54	1,12	22,68	22,79	-0,51	-17,89	-17,92	-0,16
210	9,01	9,04	-0,34	26,38	26,01	1,39	-17,03	-17,15	-0,69
228	9,14	9,24	-1,16	26,85	27,34	-1,83	-16,49	-16,44	0,31

Na Tab. 4.17 é possível verificar que a RNA proposta realizou a previsão dos erros térmicos quando foi submetida a valores de entrada diferentes daqueles à qual foi submetida no treinamento para o ciclo Posição X-1. O erro relativo máximo entre os valores obtidos pelo MEF quando comparado com os valores previstos pela RNA para o ciclo Posição X-1 foi de 1,52 % em X, que representa uma diferença de 0,13 μm . Em Y, o erro máximo foi de 12,61 %, que significa 0,76 μm de erro. Já em Z, o erro relativo foi sempre inferior a 1,0%.

A Tab. 4.18 mostra os erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo Posição Y-1. Neste ciclo de trabalho a máquina estava em velocidade linear de 30 m/min, e o erro térmico foi medido com a unidade do eixo Y na posição inicial do seu curso. Novamente, para atender ao propósito desta tese de desenvolver um modelo de previsão dos erros térmicos, essa simulação foi essencial, visto que os erros térmicos para as mesmas temperaturas variavam com a posição. Isto foi verificado através das medições dos erros térmicos pelo laser interferômetro e validados através de simulações MEF.

Tabela 4.18 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo Posição Y-1

Validação da Rede									
Tempo [min]	Erro X (MEF)	Erro X (RNA)	Erro relativo %	Erro Y (MEF)	Erro Y (RNA)	Erro relativo %	Erro Z (MEF)	Erro Z (RNA)	Erro relativo %
30	3,98	4,14	-4,11	1,81	1,77	2,23	-11,88	-11,79	0,77
60	10,17	10,25	-0,83	2,28	2,18	4,51	-16,08	-16,07	0,04
72	12,10	12,15	-0,42	2,42	2,32	4,20	-16,90	-16,89	0,04
90	14,57	14,49	0,52	2,62	2,72	-3,86	-17,58	-17,62	-0,22
108	16,60	16,62	-0,14	3,77	4,07	-8,06	-17,82	-17,85	-0,17
120	17,75	17,83	-0,43	4,80	4,86	-1,40	-17,82	-17,77	0,27
150	20,04	19,96	0,40	7,15	7,02	1,83	-17,45	-17,43	0,13
180	21,58	21,59	-0,02	9,07	8,82	2,75	-16,78	-16,81	-0,22
210	22,53	22,57	-0,18	10,55	10,46	0,85	-15,97	-15,96	0,07
228	22,84	22,86	-0,10	10,74	11,41	-6,22	-15,46	-15,39	0,43

Na Tab. 4.18 é possível verificar que a RNA proposta realizou a previsão dos erros térmicos quando foi submetida a valores de entrada diferentes daqueles à qual foi submetida no treinamento para o ciclo Posição Y-1. O erro relativo máximo entre os valores obtidos pelo MEF quando comparado com os valores previstos pela RNA completa para o ciclo Posição Y-1 foi de 4,11 % em X, que representa uma diferença de 0,16 μm . Em Y, o erro máximo foi de 8,06 %, que significa 0,30 μm de erro. Já em Z, o erro relativo foi sempre inferior a 1,0%.

A Tab. 4.19 mostra os erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo Posição Z-1. Neste ciclo de trabalho a máquina estava em velocidade linear de 30 m/min, e o erro térmico foi medido com a unidade do eixo Z na posição inicial do seu curso. Novamente, para atender ao propósito desta tese de desenvolver um modelo de previsão dos erros térmicos, essa simulação foi essencial, visto que os erros térmicos para as mesmas temperaturas variavam com a posição. Isto foi verificado através das medições dos erros térmicos pelo laser interferômetro e validados através de simulações MEF.

Tabela 4.19 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo Posição Z-1

Validação da Rede									
Tempo [min]	Erro X (MEF)	Erro X (RNA)	Erro relativo %	Erro Y (MEF)	Erro Y (RNA)	Erro relativo %	Erro Z (MEF)	Erro Z (RNA)	Erro relativo %
30	6,47	7,05	-8,92	7,83	7,92	-1,17	-22,97	-23,03	-0,29
60	16,54	16,68	-0,84	9,90	9,76	1,39	-31,09	-31,02	0,22
72	19,69	19,63	0,30	10,48	9,84	6,15	-32,67	-32,66	0,03
90	23,69	23,54	0,66	11,36	10,71	5,68	-33,99	-34,01	-0,05
108	27,00	27,07	-0,25	16,32	16,66	-2,08	-34,46	-34,48	-0,06
120	28,88	28,83	0,17	20,78	20,30	2,28	-34,46	-34,52	-0,19
150	32,59	32,61	-0,05	30,97	30,50	1,49	-33,74	-33,78	-0,13
180	35,11	35,14	-0,10	39,30	39,86	-1,40	-32,43	-32,44	-0,01
210	36,65	36,70	-0,14	45,72	45,11	1,33	-30,87	-30,82	0,17
228	37,15	37,15	0,00	46,54	46,73	-0,40	-29,89	-29,90	-0,02

Na Tab. 4.19 é possível verificar que a RNA proposta realizou a previsão dos erros térmicos quando foi submetida a valores de entrada diferentes daqueles à qual foi submetida no treinamento para o ciclo Posição Z-1. O erro relativo máximo entre os valores obtidos pelo MEF quando comparado com os valores previstos pela RNA completa para o ciclo Posição Z-1 foi de 8,92 % em X, que representa uma diferença de 0,58 μm . Em Y, o erro máximo foi de 6,15 %, que significa 0,64 μm de erro. Já em Z, o erro relativo foi sempre inferior a 0,5%.

A Tab. 4.20 mostra os erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo Posição X-6. Neste ciclo de trabalho a máquina estava em velocidade linear de 30 m/min, e o erro térmico foi medido com o carro cruzado do eixo X na posição final do seu curso. Novamente, para atender ao propósito desta tese de desenvolver um modelo de previsão dos erros térmicos, essa simulação foi essencial, visto que os erros térmicos para as mesmas temperaturas variavam com a posição. Isto foi verificado através das medições dos erros térmicos pelo laser interferômetro e validados através de simulações MEF.

Tabela 4.20 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA completa para o ciclo Posição X-6

Validação da Rede									
Tempo [min]	Erro X (MEF)	Erro X (RNA)	Erro relativo %	Erro Y (MEF)	Erro Y (RNA)	Erro relativo %	Erro Z (MEF)	Erro Z (RNA)	Erro relativo %
30	7,70	8,11	-5,37	7,22	7,27	-0,69	-18,21	-18,19	0,15
60	19,66	20,01	-1,77	9,14	8,81	3,61	-24,66	-24,64	0,08
72	23,40	23,46	-0,26	9,68	9,26	4,34	-25,91	-25,85	0,23
90	28,16	28,01	0,53	10,48	10,39	0,89	-26,96	-26,99	-0,12
108	32,09	32,10	-0,02	15,07	14,77	2,00	-27,33	-27,36	-0,11
120	34,32	34,31	0,03	19,18	18,90	1,44	-27,33	-27,29	0,13
150	38,74	38,72	0,04	28,58	28,72	-0,49	-26,76	-26,73	0,10
180	41,73	41,82	-0,22	36,28	36,51	-0,64	-25,72	-25,77	-0,16
210	43,55	43,53	0,06	42,20	41,53	1,60	-24,49	-24,49	-0,01
228	44,15	44,25	-0,22	42,96	44,21	-2,91	-23,71	-23,64	0,28

Na Tab. 4.20 é possível verificar que a RNA proposta realizou a previsão dos erros térmicos quando foi submetida a valores de entrada diferentes daqueles à qual foi submetida no treinamento para o ciclo Posição X-6. O erro relativo máximo entre os valores obtidos pelo MEF quando comparado com os valores previstos pela RNA completa para o ciclo Posição X-6 foi de 5,37 % em X, que representa uma diferença de 0,41 μm . Em Y, o erro máximo foi de 4,34 %, que significa 0,42 μm de erro. Já em Z, o erro relativo foi sempre inferior a 0,5%.

Levando-se em consideração todos os resultados obtidos durante a realização do processo de validação da RNA completa proposta nesta etapa, é possível concluir que a RNA proposta atende à necessidade de prever com precisão os erros térmicos do centro de usinagem, mesmo quando submetida a condições de trabalho para as quais não foi treinada. Considerando também todas as variações de ciclos e condições de trabalho propostas experimentalmente e simuladas computacionalmente pode-se também inferir sobre a robustez do modelo proposto, que leva em consideração o campo de velocidades usual da máquina, o posicionamento dos eixos lineares, além do calor da usinagem.

Prevendo a dificuldade financeira e logística em efetivar a instalação dos 15 sensores na máquina, além da dificuldade em obter com precisão a temperatura da ferramenta de corte durante a usinagem, será proposto a seguir um modelo de RNA reduzida, com o propósito de que, se validado, irá permitir a sua implementação na máquina mais facilmente num primeiro momento.

4.4.1.4 Desenvolvimento da RNA reduzida

O modelo de rede neural desenvolvido nesta etapa será chamado de RNA reduzida, pois serão utilizados apenas os dados de temperatura levantados por 6 sensores durante algumas simulações MEF realizadas para o seu treinamento. Desta forma, os padrões de entrada serão o tempo e 6 pontos de leitura de temperatura (T1, T4, T7, T10, T12 e T15), totalizando 7 padrões, conforme indicado na Tab. 4.21. Os dados de saída continuam sendo os erros térmicos em X, Y e Z alcançados pelo MEF.

Tabela 4.21 - Padrões de entrada da RNA reduzida

Padrões de entrada - RNA reduzida						
1	2	3	4	5	6	7
Tempo [min]	T1 - Porca do fuso de esferas do eixo X	T4 - Porca do fuso de esferas do eixo Z	T7 - Porca do fuso de esferas do eixo Y	T10 - Ponta do motofuso	T12 - Estrutura da base da máquina	T15 - Temperatura ambiente

Com o propósito de simplificar o modelo de RNA, mas mantendo a precisão das respostas semelhante aos resultados obtidos pela RNA completa apresentada na seção anterior, serão utilizados os 9 ciclos mostrados na Tab. 4.22. Os ciclos relacionados à simulação do calor gerado pela usinagem, assim como os ciclos associados à mudança de posição das unidades da máquina na medição do erro térmico não serão considerados nesta etapa.

Tabela 4.22 - Ciclos de simulação utilizados no treinamento da RNA reduzida

Ciclos de simulação - RNA reduzida								
1	2	3	4	5	6	7	8	9
Ciclo 3	Ciclo 4	Ciclo 5	Ciclo 6	Ciclo 7	Ciclo 8	Ciclo 9	Ciclo 10	Ciclo 40

Para otimizar e minimizar os erros quadráticos, as redes neurais foram formuladas com duas camadas, 15 neurônios na primeira camada com função de transferência *tansig* e três neurônios na segunda camada, com uma função de transferência *purelin*. A rede foi do tipo Perceptron multicamada (MLP), *Feed-forward Backpropagation* com a função de treinamento *Levenberg-Marquardt* (TRAINLM) e a função de desempenho *Mean Squared Error* (mse). A arquitetura da rede é mostrada na Figura 4.103.

Figura 4.103 - Arquitetura de rede neural artificial desenvolvida.

O resultado do processo de treinamento e aprendizagem da RNA reduzida para previsão dos erros térmicos X/Y/Z é apresentado na Figura 4.104. Foram tomados como exemplo para comparação os resultados simulados para o ciclo 5. A Fig. 4.104 mostra os erros térmicos obtidos pelo teste usando os padrões de entrada do ciclo 5 simultaneamente aos erros térmicos obtidos pela simulação MEF deste ciclo, em função do tempo e das temperaturas em 6 pontos do centro de usinagem, analisados em 500 iterações.

Figura 4.104 - Curvas dos erros térmicos nas direções X, Y e Z obtidas pela simulação MEF em comparação com a aprendizagem RNA reduzida para o ciclo 5.

Conforme observado na Fig. 4.104, a convergência ocorreu para todos os eixos, o que significa que o treinamento da rede foi satisfatório e, espera-se que a rede seja capaz de prever um resultado para o qual não foi treinada. Os dados de temperatura e do erro térmico obtidos durante a simulação MEF do ciclo 5 foram também utilizados para treinar a rede, por isso resultados praticamente iguais.

As curvas de desempenho para as 500 iterações, que foram extraídas do ambiente MATLAB™, ferramenta *nntool*, são mostradas na Figura 4.105. A Fig.

4.105 demonstra que a rede foi capaz de aprender e que o erro quadrático médio atingiu $1,6978\text{E-}3$ μm em comparação com os resultados simulados.

Figura 4.105 - Gráfico de desempenho de aprendizagem da RNA.

4.4.1.5 Validação da RNA reduzida

Depois que a rede é submetida ao processo de treinamento, é importante enviá-la para outro processo conhecido como "validação". O processo de validação de uma RNA visa fornecer valores de dados de entrada à rede após o treinamento diferente daqueles para os quais ela foi submetida durante o treinamento, neste caso, diferentes temperaturas, para comparar os erros térmicos obtidos pela rede com os resultados simulados por MEF para as mesmas temperaturas, com objetivo de verificar se a rede pode efetivamente aprender. Esta etapa visa confirmar através da RNA reduzida desenvolvida se será possível prever os erros térmicos, fornecendo apenas os valores de temperatura medidos pelos sensores ou simulados por MEF.

O procedimento adotado para o processo de validação do modelo RNA de previsão dos erros térmicos foi o seguinte:

- Dez intervalos de tempo e de temperatura das tabelas de resultados simulados para os 9 ciclos considerados foram removidos antes de realizar o treinamento da rede. Para cada ciclo, os intervalos de 30', 60', 72 ', 90', 108 ', 120', 150 ', 180', 210 'e 228' foram removidos. Assim, a RNA foi treinada sem esses valores de temperatura e tempo.
- A rede foi alimentada novamente a partir dos dados de temperatura desses 10 intervalos de tempo removidos, para os 9 ciclos simulados para verificação da capacidade de previsão do erro térmico da rede.

A validação da RNA reduzida foi obtida após a execução do procedimento descrito acima. A seguir serão apresentados apenas alguns dos resultados obtidos na etapa de validação da rede devido à grande quantidade de resultados.

A Tab. 4.23 mostra os valores dos 7 padrões de entrada do ciclo 3 para cada um dos 10 intervalos que foram utilizados para validar a rede desenvolvida.

Tabela 4.23 - Padrões de entrada do ciclo 3 para RNA reduzida

Tempo [min.]	Temperatura [°C]					
	T1	T4	T7	T10	T12	T15
30	26,4	25,4	28,6	24,9	21,6	21,0
60	28,6	27,6	32,7	27,1	22,0	21,0
72	29,3	28,2	33,9	27,6	22,2	21,0
90	30,1	28,9	35,5	28,3	22,4	21,0
108	30,8	29,4	36,9	28,8	22,5	21,0
120	31,3	29,7	37,6	29,1	22,6	21,0
150	32,1	30,2	39,2	29,6	22,8	21,0
180	32,8	30,6	40,5	30,0	23,1	21,0
210	33,4	31,0	41,6	30,3	23,3	21,0
228	33,8	31,2	42,2	30,4	23,4	21,0

A Tab. 4.24 mostra os erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA para o ciclo 3 no procedimento de validação.

Tabela 4.24 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA reduzida para o ciclo 3

Validação da Rede reduzida									
Tempo [min]	Erro X (MEF)	Erro X (RNA)	Erro relativo %	Erro Y (MEF)	Erro Y (RNA)	Erro relativo %	Erro Z (MEF)	Erro Z (RNA)	Erro relativo %
30	3,81	3,56	6,44	3,02	2,99	0,99	-5,68	-5,81	-2,31
60	6,88	6,64	3,55	5,26	5,21	1,01	-7,92	-8,03	-1,49
72	8,75	8,55	2,28	6,16	6,21	-0,76	-8,42	-8,25	2,03
90	11,23	11,13	0,88	7,73	8,01	-3,63	-8,91	-8,77	1,54
108	13,35	13,03	2,42	10,71	10,98	-2,52	-9,18	-9,30	-1,40
120	14,58	14,54	0,28	12,92	13,00	-0,68	-9,27	-9,46	-2,06
150	17,02	16,66	2,16	17,86	17,56	1,70	-9,29	-9,38	-1,06
180	18,63	18,54	0,48	21,81	21,41	1,86	-9,11	-8,84	3,00
210	19,46	19,26	0,98	23,07	22,83	1,04	-8,84	-8,58	2,88
228	19,63	19,51	0,61	23,35	23,15	0,86	-8,65	-8,58	0,72

Na Tab. 4.24 é possível verificar que a RNA proposta realizou a previsão dos erros térmicos quando foi submetida a valores de entrada diferentes daqueles à qual foi submetida no treinamento. O erro relativo máximo entre os valores obtidos pelo MEF quando comparado com os valores previstos pela RNA reduzida para o ciclo 3 foi de 6,4 % para todos os casos analisados, que representa na prática uma diferença de 0,25 μm no erro X. Os erros relativos em Y e Z não ultrapassaram 4,0%.

A Fig. 4.106 mostra as curvas sobrepostas para os erros térmicos X, Y e Z simulados pelo MEF e calculados pela RNA reduzida para os intervalos listados na Tab. 4.24. Em sua grande maioria os erros relativos entre os dois métodos de cálculo do erro térmico foram inferiores a 3%.

Figura 4.106 - Curvas de validação dos erros térmicos nas direções de eixos X, Y e Z obtidas pela simulação MEF e RNA reduzida para o ciclo 3

A Tab. 4.25 mostra os valores dos 7 padrões de entrada do ciclo 4 para cada um dos 10 intervalos que foram utilizados para validar a rede desenvolvida.

Tabela 4.25 - Padrões de entrada do ciclo 4 na RNA reduzida

Tempo [min.]	Temperatura [°C]					
	T1	T4	T7	T10	T12	T15
30	28,5	28,7	31,5	24,9	21,9	21,5
60	31,5	31,7	36,8	27,0	22,4	21,5
72	32,4	32,4	38,3	27,6	22,6	21,5
90	33,5	33,3	40,1	28,2	22,8	21,5
108	34,4	33,9	41,6	28,7	23,0	21,5
120	34,9	34,2	42,5	28,9	23,2	21,5
150	36,0	34,9	44,2	29,4	23,5	21,5
180	36,9	35,4	45,6	29,7	23,8	21,5
210	37,6	35,7	46,7	30,0	24,0	21,5
228	37,9	35,9	47,3	30,1	24,2	21,5

A Tab. 4.26 mostra os erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA reduzida para o ciclo 4.

Tabela 4.26 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA reduzida para o ciclo 4

Validação da Rede									
Tempo [min]	Erro X (MEF)	Erro X (RNA)	Erro relativo %	Erro Y (MEF)	Erro Y (RNA)	Erro relativo %	Erro Z (MEF)	Erro Z (RNA)	Erro relativo %
30	5,31	5,47	-3,10	6,02	6,01	0,14	-15,84	-16,01	-1,07
60	13,56	13,37	1,38	7,62	7,42	2,58	-21,44	-21,31	0,62
72	16,14	16,29	-0,95	8,06	8,10	-0,48	-22,53	-22,47	0,28
90	19,42	19,62	-1,04	8,74	9,43	-7,97	-23,44	-23,42	0,10
108	22,13	22,15	-0,08	12,56	12,25	2,46	-23,77	-23,72	0,19
120	23,67	23,71	-0,14	15,98	15,54	2,80	-23,76	-23,77	-0,05
150	26,71	26,77	-0,22	23,82	24,00	-0,75	-23,27	-23,31	-0,19
180	28,78	28,64	0,48	30,23	30,17	0,21	-22,37	-22,33	0,16
210	30,04	29,86	0,59	35,17	34,87	0,85	-21,29	-21,39	-0,46
228	30,45	30,42	0,11	35,80	35,97	-0,47	-20,62	-20,69	-0,38

Na Tab. 4.26 é possível verificar que a RNA proposta realizou a previsão dos erros térmicos quando foi submetida a valores de entrada diferentes daqueles à qual foi submetida no treinamento para o ciclo 4. O erro relativo máximo entre os valores obtidos pelo MEF quando comparado com os valores previstos pela RNA reduzida para o ciclo 4 foi de 3,10 % em X, que representa uma diferença de 0,16 μm . Em Y, o erro máximo foi de 7,97 %, que significa 0,69 μm de erro. Já em Z, o erro relativo foi sempre inferior a 1,5%.

A Fig. 4.107 mostra as curvas sobrepostas para os erros térmicos X, Y e Z simulados pelo MEF e calculados pela RNA reduzida para os intervalos listados na Tab. 4.26. Nela pode-se observar que os erros térmicos simulados pelo MEF e calculados pela RNA proposta estão praticamente sobrepostos durante todo o intervalo analisado.

Figura 4.107 - Curvas de validação dos erros térmicos nas direções de eixos X, Y e Z obtidas pela simulação MEF e RNA reduzida para o ciclo 4

A Tab. 4.27 mostra os valores dos 7 padrões de entrada do ciclo 7 para cada um dos 10 intervalos que foram utilizados para validar a rede desenvolvida.

Tabela 4.27 - Padrões de entrada do ciclo 7 para a RNA reduzida

tempo [min.]	Temperatura [°C]					
	T1	T4	T7	T10	T12	T15
30,0	22,6	27,1	25,0	27,0	21,3	21,0
60,0	23,3	29,9	26,9	30,7	21,5	21,0
72,0	23,5	30,6	27,4	31,7	21,6	21,0
90,0	23,8	31,4	28,0	32,9	21,7	21,0
108,0	24,0	32,0	28,5	33,8	21,7	21,0
120,0	24,2	32,3	28,7	34,3	21,8	21,0
150,0	24,5	32,9	29,3	35,3	21,9	21,0
180,0	24,8	33,3	29,6	36,0	22,0	21,0
210,0	25,1	33,7	30,0	36,5	22,0	21,0
228,0	25,3	33,9	30,1	36,8	22,1	21,0

A Tab. 4.28 mostra os erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA reduzida para o ciclo 7 no procedimento de validação.

Tabela 4.28 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos pelo MEF e os erros térmicos previstos pela RNA reduzida para o ciclo 7

Validação da Rede									
Tempo [min]	Erro X (MEF)	Erro X (RNA)	Erro relativo %	Erro Y (MEF)	Erro Y (RNA)	Erro relativo %	Erro Z (MEF)	Erro Z (RNA)	Erro relativo %
30	7,45	7,28	2,32	8,34	8,60	-3,16	-21,83	-22,59	-3,49
60	13,76	13,90	-1,05	14,82	14,85	-0,16	-32,89	-33,12	-0,71
72	15,64	15,77	-0,82	17,32	17,32	0,00	-35,93	-36,07	-0,40
90	17,97	18,03	-0,32	20,87	20,85	0,06	-39,46	-39,42	0,09
108	19,86	19,89	-0,14	24,14	24,23	-0,33	-42,07	-42,10	-0,08
120	20,91	20,90	0,09	26,17	26,18	-0,03	-43,43	-43,25	0,40
150	23,03	22,92	0,49	30,68	30,60	0,24	-45,82	-45,97	-0,32
180	24,59	24,63	-0,16	34,45	34,42	0,10	-47,22	-47,32	-0,22
210	25,75	26,02	-1,02	37,60	37,82	-0,59	-47,96	-48,20	-0,49
228	26,31	26,57	-1,00	39,22	39,38	-0,39	-48,18	-48,02	0,33

Na Tab. 4.28 é possível verificar que a RNA proposta realizou a previsão dos erros térmicos quando foi submetida a valores de entrada diferentes daqueles à qual foi submetida no treinamento para o ciclo 7. O erro relativo máximo entre os valores obtidos pelo MEF quando comparado com os valores previstos pela RNA reduzida para o ciclo 7 foi de 2,32 % em X, que representa uma diferença de 0,17 μm . Em Y, o erro máximo foi de 3,16 %, que significa 0,26 μm de erro. Já em Z, o erro relativo máximo foi de 3,49%, que corresponde a uma diferença de 0,76 μm .

Após a apresentação e discussão de alguns casos de validação da RNA reduzida, pode-se concluir que para os casos simulados, que conforme já discutido, são em menor nível de variação em relação à RNA completa, a RNA proposta nesta etapa é capaz de prever com precisão os erros térmicos do centro de usinagem para todos os ciclos em que foi treinada e validada.

Buscando obter um parâmetro quantitativo dos erros relativos entre os resultados dos erros térmicos calculados pela RNA completa em relação aos erros térmicos calculados pela RNA reduzida, o item a seguir apresentará um estudo comparativo para alguns dos ciclos comuns nas duas redes.

4.4.1.6 Comparação dos resultados obtidos pela RNA completa e reduzida

Como este trabalho tem um viés de aplicação industrial, a justificativa prática do uso do modelo de RNA reduzida se dá pelo custo reduzido e nas simplificações obtidas no uso de uma quantidade menor de sensores de temperatura espalhados pela máquina. Para validar matematicamente o uso da RNA reduzida, sem perder precisão e robustez, serão realizadas a seguir algumas análises comparativas dos resultados de previsão obtidos pela RNA completa e pela RNA reduzida.

A Tab. 4.29 mostra os resultados dos erros térmicos do ciclo 3 calculados tanto pela RNA completa quanto pela RNA reduzida. Busca-se com os valores dos erros relativos calculados e apresentados na Tab. 4.29 avaliar a precisão da RNA reduzida em relação à RNA completa para os mesmos padrões de entrada.

Tabela 4.29 - Erros térmicos do ciclo 3 calculados por: RNA completa e RNA reduzida

RNA completa vs RNA reduzida									
Tempo [min]	Erro X (RNA completa)	Erro X (RNA reduzida)	Erro relativo %	Erro Y (RNA completa)	Erro Y (RNA reduzida)	Erro relativo %	Erro Z (RNA completa)	Erro Z (RNA reduzida)	Erro relativo %
30	3,68	3,56	3,28	3,16	2,99	5,25	-5,72	-5,81	-1,45
60	6,78	6,64	2,05	5,29	5,21	1,56	-7,95	-8,03	-1,13
72	8,69	8,55	1,52	6,39	6,21	2,90	-8,46	-8,25	2,53
90	11,22	11,13	0,80	8,02	8,01	0,09	-8,88	-8,77	1,18
108	13,28	13,03	1,91	10,34	10,98	-6,25	-9,14	-9,30	-1,76
120	14,75	14,54	1,42	13,18	13,00	1,34	-9,20	-9,46	-2,84
150	17,00	16,66	2,02	17,76	17,56	1,16	-9,25	-9,38	-1,45
180	18,61	18,54	0,41	21,51	21,41	0,48	-9,14	-8,84	3,22
210	19,25	19,26	-0,07	22,86	22,83	0,11	-8,97	-8,58	4,29
228	19,63	19,51	0,64	23,01	23,15	-0,61	-8,67	-8,58	0,96

Verifica-se na Tab. 4.29 que o erro relativo quando compara-se os resultados calculados pela RNA completa com os resultados calculados pela RNA reduzida, para o ciclo 3, é mínimo. O erro relativo em X por exemplo foi inferior 3,5 %, que representa uma diferença entre os valores calculados inferior a 0,15 μm . O erro relativo máximo para o eixo Y foi igual a 6,25 %, que corresponde a 0,64 μm . Em Z, o máximo erro relativo foi de 4,29 %, que representa uma diferença de 0,39 μm .

A Tab. 4.30 mostra os resultados dos erros térmicos do ciclo 4 calculados tanto pela RNA completa quanto pela RNA reduzida. Busca-se com os valores dos erros relativos calculados e apresentados na Tab. 4.30 avaliar a precisão da RNA reduzida em relação à RNA completa para os mesmos padrões de entrada.

Tabela 4.30 - Erros térmicos do ciclo 4 calculados por: RNA completa e RNA reduzida

RNA completa vs RNA reduzida									
Tempo [min]	Erro X (RNA completa)	Erro X (RNA reduzida)	Erro relativo %	Erro Y (RNA completa)	Erro Y (RNA reduzida)	Erro relativo %	Erro Z (RNA completa)	Erro Z (RNA reduzida)	Erro relativo %
30	5,92	5,47	7,50	5,93	6,01	-1,43	-15,83	-16,01	-1,10
60	13,54	13,37	1,25	7,89	7,42	6,00	-21,45	-21,31	0,68
72	16,14	16,29	-0,96	7,94	8,10	-2,08	-22,54	-22,47	0,33
90	19,44	19,62	-0,94	9,10	9,43	-3,69	-23,45	-23,42	0,13
108	22,14	22,15	-0,06	12,61	12,25	2,86	-23,77	-23,72	0,22
120	23,66	23,71	-0,19	15,95	15,54	2,58	-23,75	-23,77	-0,10
150	26,71	26,77	-0,25	23,79	24,00	-0,87	-23,25	-23,31	-0,24
180	28,78	28,64	0,50	30,32	30,17	0,49	-22,38	-22,33	0,21
210	30,04	29,86	0,61	34,78	34,87	-0,25	-21,30	-21,39	-0,42
228	30,45	30,42	0,11	35,86	35,97	-0,31	-20,60	-20,69	-0,45

Verifica-se na Tab. 4.30 que o erro relativo quando compara-se os resultados calculados pela RNA completa com os resultados calculados pela RNA reduzida, para o ciclo 4, assim como ocorreu para o ciclo 3, é pequeno. O erro relativo em X foi igual a 7,5 %, que representa uma diferença entre os valores calculados de 0,45 μm . O erro relativo máximo para o eixo Y foi igual a 6,00 %, que corresponde a 0,47 μm . Em Z, o máximo erro relativo foi de 1,10 %, que representa uma diferença de 0,18 μm .

A Tab. 4.31 mostra os resultados dos erros térmicos do ciclo 10, calculados tanto pela RNA completa quanto pela RNA reduzida. Busca-se com os valores dos erros relativos calculados e apresentados na Tab. 4.31 avaliar a precisão da RNA reduzida em relação à RNA completa para os mesmos padrões de entrada.

Verifica-se na Tab. 4.31 que o erro relativo quando compara-se os resultados calculados pela RNA completa com os resultados calculados pela RNA reduzida, para o ciclo 10, também é pequeno. O erro relativo máximo em X foi de 6,68 %, que representa uma diferença entre os valores calculados igual a 0,37 μm . O erro relativo máximo para o eixo Y foi igual a 13,96 %, que corresponde a 0,08 μm . Em Z, o máximo erro relativo foi de 6,38 %, que representa uma diferença de 0,29 μm .

Tabela 4.31 - Erros térmicos do ciclo 10 calculados por: RNA completa e RNA reduzida

RNA completa versus RNA reduzida									
Tempo [min]	Erro X (RNA completa)	Erro X (RNA reduzida)	Erro relativo %	Erro Y (RNA completa)	Erro Y (RNA reduzida)	Erro relativo %	Erro Z (RNA completa)	Erro Z (RNA reduzida)	Erro relativo %
30	5,95	5,79	2,65	0,54	0,62	-13,96	-4,47	-4,18	6,38
60	5,37	5,24	2,47	2,16	2,44	-12,98	-6,35	-6,27	1,17
72	5,18	5,20	-0,30	3,62	3,57	1,37	-6,84	-6,74	1,49
90	5,46	5,48	-0,41	5,18	5,41	-4,55	-7,44	-7,58	-1,87
108	5,60	5,97	-6,68	7,38	6,79	8,05	-7,78	-7,88	-1,27
120	5,82	5,93	-1,96	8,17	8,30	-1,64	-7,93	-7,88	0,61
150	6,11	6,33	-3,65	10,66	11,06	-3,73	-8,11	-7,89	2,77
180	6,82	7,08	-3,76	13,32	13,38	-0,45	-8,17	-8,19	-0,30
210	8,31	8,30	0,10	15,40	15,36	0,28	-8,11	-8,51	-4,87
228	8,92	9,04	-1,36	15,71	16,38	-4,27	-8,11	-8,23	-1,51

A Tab. 4.32 mostra os resultados dos erros térmicos do ciclo 40, calculados tanto pela RNA completa quanto pela RNA reduzida. Busca-se com os valores dos erros relativos calculados e apresentados na Tab. 4.32 avaliar a precisão da RNA reduzida em relação à RNA completa para os mesmos padrões de entrada.

Tabela 4.32 - Erros térmicos do ciclo 40 calculados por: RNA completa e RNA reduzida

RNA completa versus RNA reduzida									
Tempo [min]	Erro X (RNA completa)	Erro X (RNA reduzida)	Erro relativo %	Erro Y (RNA completa)	Erro Y (RNA reduzida)	Erro relativo %	Erro Z (RNA completa)	Erro Z (RNA reduzida)	Erro relativo %
30	9,02	9,02	0,05	11,03	11,10	-0,69	-19,30	-19,06	1,25
60	24,25	23,87	1,57	10,61	9,78	7,78	-25,43	-26,03	-2,36
72	28,53	27,92	2,13	8,31	8,62	-3,71	-26,67	-26,99	-1,17
90	33,23	32,82	1,24	8,84	8,04	9,05	-27,29	-27,61	-1,17
108	36,45	36,57	-0,34	10,08	10,26	-1,86	-27,52	-27,49	0,09
120	38,38	38,30	0,19	14,18	14,57	-2,69	-27,33	-27,31	0,05
150	41,44	41,52	-0,18	25,01	25,47	-1,84	-26,31	-26,41	-0,41
180	42,07	41,85	0,52	34,27	33,97	0,88	-25,07	-24,89	0,73
210	41,71	41,46	0,58	40,47	41,28	-1,98	-23,55	-23,95	-1,72
228	40,54	41,00	-1,15	44,37	44,29	0,18	-22,83	-22,71	0,54

A Tab. 4.32 mostra os erros relativos quando compara-se os resultados calculados pela RNA completa com os resultados calculados pela RNA reduzida, para o ciclo 40. O erro relativo em X por exemplo foi inferior 2,5 %, que representa uma diferença entre os valores calculados inferior a 0,61 μm . O erro relativo máximo para o eixo Y foi igual a 9,05 %, que corresponde a 0,80 μm . Em Z, o máximo erro relativo foi de 2,36 %, que representa uma diferença de 0,60 μm .

Desta forma, pode-se concluir que o modelo de RNA reduzida atende perfeitamente uma necessidade imediata de compensação do erro térmico do centro de usinagem através da leitura de temperatura em 6 pontos distribuídos na máquina. As variações de velocidades dos eixos lineares e rotativos, que são responsáveis pela variação no aquecimento da máquina estão implícitas nas respostas de temperatura lidas pelos termopares. Os 6 pontos definidos para instalações dos sensores de temperatura são pontos relativamente simples de instalação, e que não comprometem a segurança nem do sensor e tão pouco da própria máquina durante sua operação.

Uma primeira limitação deste modelo de RNA reduzida está relacionada a não consideração do calor gerado pela usinagem. Uma primeira razão seria a dificuldade atual em se medir e registrar em tempo real a temperatura da ferramenta de corte durante a usinagem. Foram realizadas diversas simulações neste trabalho, onde pôde-se observar que no caso da broca estudada, o erros térmicos em X e Y devido ao seu aquecimento durante a usinagem tiveram pouca influência no erro térmico global da máquina. O erro em Z foi mais significativo principalmente devido à dilatação térmica da própria ferramenta de corte. Para permitir o uso integral da RNA completa será necessária uma continuação desta pesquisa no campo do estudo térmico da usinagem e dos métodos de medição de temperatura na ferramenta de corte.

Uma segunda limitação para o uso da RNA reduzida está em não ter considerado em seu treinamento as diferentes posições de parada dos eixos lineares durante os ciclos de aquecimento. A justificativa se dá pela necessidade inicial de simplificar o controle e porque predominantemente o volume de trabalho da máquina está concentrado na coordenada X/Y/Z que foi testada pela RNA reduzida.

4.4.1.7 Formulação do algoritmo de previsão de erro térmico

A partir dos pesos obtidos pelo modelo de RNA reduzida será possível formular um algoritmo capaz de prever com precisão e robustez os erros térmicos do centro de usinagem. A formulação e validação deste algoritmo permitirá a sua futura implementação no CNC da máquina para calcular os erros térmicos em tempo real a partir da leitura de 6 sensores de temperatura e permitir a compensação do erro térmico.

Notação utilizada para os pesos:

$IW\{j,1\}$ é a matriz de pesos conectando a camada j com as entradas.

$LW\{j, i\}$ é a matriz de pesos conectando a camada i com a camada j .

$$IW\{j,1\}, LW\{j, i\} = \begin{bmatrix} \omega_{11} & \omega_{12} & \dots & \omega_{1r} \\ \omega_{21} & \omega_{22} & \dots & \omega_{2r} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \omega_{s1} & \omega_{s1} & \dots & \omega_{sr} \end{bmatrix} \quad (64)$$

Onde ω_{sr} é o peso conectando a saída do neurônio r da camada i com o neurônio s da camada j .

$b\{j\}$ é o vetor do viés (“bias”) da camada j .

$$b\{j\} = \begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \\ \dots \\ b_s \end{bmatrix} \quad (65) , \text{ onde } b_s \text{ é o viés (bias) do neurônio } s.$$

Entre a camada de entrada e a intermediária tem-se 7x15 pesos e em cada neurônio da camada intermediária 15 bias. A saída do primeiro neurônio, por exemplo é dada pela soma das multiplicações de cada entrada pelo peso correspondente somado ao *bias* passando pela função de ativação. A função de ativação na camada intermediária foi do tipo *tansig*, enquanto na camada de saída foi utilizada a função *purelin*.

Os valores de entrada que deverão ser fornecidos para o cálculo dos erros térmicos em X, Y e Z, serão as temperaturas lidas pelos sensores $T1$, $T4$, $T7$, $T10$, $T12$ e $T15$, localizados na porca do fuso de esferas do eixo X, na porca do fuso do eixo Y, na porca do fuso do eixo Z, na ponta do motofuso, na base da máquina, a temperatura ambiente e o tempo t , respectivamente. A listagem em “C” do algoritmo que calcula os erros térmicos do centro de usinagem a partir dos pesos obtidos após a validação da RNA reduzida é apresentado em Anexos.

4.5 COMPENSAÇÃO DO ERRO TÉRMICO

Baseado na modelagem numérica e experimental dos erros térmicos de um centro de usinagem, foi possível formular algoritmos de compensação dos erros a partir dos resultados obtidos em duas abordagens distintas, mas que se complementam: peça e máquina. Desta forma, a compensação dos erros térmicos foi conduzida em duas frentes. A primeira frente traz a proposta de compensação térmica da peça, com modelo baseado no cálculo de fatores de compensação térmica a partir dos resultados obtidos na segunda fase experimental, e inseridos diretamente no CNC da máquina para cada furo usinado. O modelo é validado pela usinagem de um novo lote de peças. Na segunda frente, o algoritmo de compensação térmica da máquina é formulado a partir dos pesos e *bias* calculados pela RNA reduzida, sendo posteriormente validado através dos resultados experimentais obtidos na primeira fase experimental. É também apresentada e discutida a arquitetura de implementação deste algoritmo no CNC da máquina para posterior compensação dos erros térmicos em tempo real. A implementação deste algoritmo não foi realizada devido à indisponibilidade da máquina no período.

4.5.1 Compensação térmica da peça

A partir dos resultados obtidos durante a realização da segunda fase experimental apresentada na seção 4.2, verificou-se o comportamento linear dos erros térmicos após as medições das peças usinadas. Definiu-se portanto, que o coeficiente de expansão térmica linear α seria determinado a partir do cálculo dos deslocamentos entre as posições médias X e Y das 5 peças a 20 °C (referência) e das 5 peças na temperatura superior, i.e. 25 °C. O coeficiente de expansão é calculado através da relação linear de dilatação térmica dada pela Equação 66.

$$\Delta l = \alpha \cdot l_0 \cdot \Delta T$$

$$\alpha = \frac{\Delta l}{l_0 \cdot \Delta T} \quad (66)$$

sendo

α coeficiente de expansão térmica linear

ΔT mudança de temperatura

Δl mudança de dimensão

l_0 distância teórica

A variável l_0 representa a distância média entre os furos usinados do lote de 5 peças na temperatura $T_1 = 20\text{ °C}$. A variável Δl é a diferença da coordenada média de uma determinada característica entre as peças usinadas a $T_1 = 20\text{ °C}$ e as peças usinadas na temperatura superior, e.g. $T_2 = 25\text{ °C}$, ou seja, representa a dilatação térmica. A Figura 4.108 mostra esquematicamente em (a) as variáveis apresentadas, e em (b) ilustra um caso de variação de temperatura ΔT obtido, após a usinagem de determinado furo, através do código T da ferramenta de corte.

Figura 4.108 - (a) Imagem da peça com indicação de l_0 e Δl , (b) ilustração da obtenção de ΔT

A Figura 4.109 esquematiza o procedimento adotado para a realização da compensação do erro térmico das peças. Sua respectiva validação ocorreu através da usinagem de um novo lote de peças.

Figura 4.109 - Esquema do procedimento de compensação de erro térmico da peça.

Fonte: Próprio autor, 2018

Com o objetivo de deixar ainda mais didático o uso do procedimento proposto, será usado um exemplo com valores numéricos para explicar os passos 2 e 3 a seguir.

Passo 2 – Determinação do Fator – “M” (compensação mecânica/térmica da máquina)

- 1) Medição de 5 peças usinadas a 20 °C em sala de medição.
- 2) Determinação dos fatores de correção de posição para cada ferramenta (Fig. 4.110), baseando-se em ajustes mecânicos.
- 3) Ajuste no Programa NC.

Figura 4.110 - Esquema da característica de usinagem deslocada da origem devido aos erros mecânicos e térmicos da máquina. Fonte: Próprio autor, 2018

Passo 3 – Determinação do Fator – “T” (compensação térmica da peça)

- a) Usinagem de 5 peças com temperatura superior a nominal (i.e. ~30 °C - 35 °C).
- b) Medição das 5 peças usinadas em sala de medição.
- c) Determinar o coeficiente de expansão α através dos valores de posicionamento dos furos usinados no 1º lote a 20 °C e por exemplo 3º lote a 30 °C.
- d) Exemplo:
 - a. #1706 a 20°C, $X = 39,618$ mm (Valor médio obtido no 1º lote de 5 peças)
 - b. #1706 a 30°C, $X = 39,612$ mm (Valor médio obtido no 3º lote de 5 peças)
 - c.
$$= \frac{(39,618 - 39,612)}{(39,618 \times 10)} = 15,8 [10^{-6} \text{ } ^\circ\text{K}^{-1}] \rightarrow \text{Coef. de exp. } \alpha$$

Δl

$l_0 \times \Delta T$

- e) Implementar um coeficiente comum α para X, Y, Z no Programa NC tomando como referência a temperatura Temp_MMC de 20 °C (Fig. 4.111).
- f) $(T\text{-Medida Ponto 1} + T\text{-Medida Ponto 2})/2 = T\text{-peça}$ (Temp. de entrada da peça)
- g) $(T\text{-peça} - \text{Temp_MMC}) \times \alpha$ (coef. expansão) = Fator de correção "T"
- h) $X = X_{\text{nom}} + (X_{\text{nom}} \times \text{Fator de correção "T"}) = \text{Coordenada corrigida X [mm]}$

Figura 4.111 - Esquema da coordenada do furo usinado deslocado da origem devido à dilatação térmica da peça. Fonte: Próprio autor, 2018

O coeficiente de expansão térmica foi calculado para cada característica usinada, totalizando 12 coeficientes para as coordenadas X e 12 para as coordenadas Y. Os gráficos das Fig. 4.112 e Fig. 4.113 mostram os valores do coeficiente de expansão térmica calculados para cada uma das doze características usinadas na condição de peça a 20 °C em relação a peça à 25 °C.

Figura 4.112 - Coeficiente de expansão térmica em X para as 12 características usinadas nas peças entre 20 °C e 25 °C.

Figura 4.113 - Coeficiente de expansão térmica em Y para as 12 características usinadas nas peças entre 20 °C e 25 °C.

O coeficiente de expansão térmica ficou entre 12 e 38 [$10^{-6}/K$]. O valor médio é 23,72 [$10^{-6}/K$]. Se X e Y forem analisados separadamente, o coeficiente a ser adotado para X vale 20,18 [$10^{-6}/K$] e para Y seria igual a 27,25 [$10^{-6}/K$].

4.5.2 Validação do modelo de compensação térmica da peça

Para verificação e validação da metodologia proposta, foram usinadas 15 peças, divididas em: 5 peças a 25 °C com compensação, 5 peças a 30 °C com compensação e 35 °C com compensação. Sendo todas as peças medidas em MMC para avaliação das coordenadas dos furos #3 e #4. Como o centro de usinagem não foi ajustado para garantir a usinagem exata das características estudadas, as medidas obtidas para as peças usinadas a 20 °C, sem compensação térmica, foram tomadas como referência para avaliação da eficácia após a implementação dos fatores de correção.

A Fig. 4.114 mostra os resultados comparativos obtidos para a coordenada X do furo #3 para as 20 peças usinadas sem compensação e 15 peças usinadas com compensação. A coordenada nominal em X do furo #3 usinado pela ferramenta T10 é 39,750 mm com limites superior e inferior $\pm 0,1$ mm. O valor médio obtido na coordenada X para a peça a 20 °C foi 39,618 mm. Como a máquina não foi ajustada para a medida nominal, o valor adotado como referência foi 39,618 mm.

Figura 4.114 Comparação da coordenada X do furo #3 (sem e com compensação)

No teste a 25 °C com compensação, o valor médio medido foi 39,624 mm, com desvio padrão de 0,006 mm. Já para os testes com a peça inicialmente a 30 °C com compensação, o valor médio foi de 39,605 mm, e desvio padrão foi de 0,004 mm. Finalmente o teste a 35 °C com compensação, obteve coordenada média de 39,618 mm, e desvio padrão 0,003 mm. A variação da coordenada X deste furo nas diferentes condições térmicas iniciais gerou uma redução dos erros térmicos de 22µm entre as peças do lote #1 (peças de referência a 20 °C) e as peças do lote #4 a 35 °C, que corresponde a 100% de redução.

A Fig. 4.115 mostra os resultados comparativos obtidos para a coordenada Y do furo #3 para as 20 peças usinadas sem compensação e 15 peças usinadas com compensação. A coordenada nominal em Y do furo #3 é 111,562 mm com limites superior e inferior $\pm 0,1$ mm. O valor médio obtido para esta coordenada a 20 °C foi 111,440 mm, e como a máquina não ajustada para a medida nominal, esta medida média foi utilizada como referência nas análises.

Figura 4.115 - Comparação da coordenada Y do furo #3 (sem e com compensação)

No teste a 25 °C com compensação, o valor médio medido foi 111,442 mm, e desvio padrão 0,004 mm. Já para os testes com a peça inicialmente a 30 °C com compensação, o valor médio foi de 111,448 mm, com desvio padrão de 0,002 mm. Finalmente o teste a 35 °C, com compensação, obteve coordenada média de 111,447 mm, com desvio padrão 0,004 mm. A variação da coordenada Y deste furo nas diferentes condições térmicas iniciais gerou reduções dos erros térmicos entre 62% e 80% entre as peças do lote #1 (peça de referência a 20 °C) em relação às peças do lote #4 a 35 °C.

A Fig. 4.116 mostra um gráfico de dispersão de pontos para a posição XY do furo #3 de cada uma das peças usinadas a 20 °C (referência), 25 °C (sem e com compensação), 30 °C (sem e com compensação) e 35 °C (sem e com compensação). Desta maneira fica fácil visualizar o comportamento das coordenadas XY do furo #3 em cada caso e concluir sobre a melhora dos resultados obtidos após a compensação térmica em relação aos testes sem compensação. A marcação no gráfico da Fig. 4.116 indica a maior concentração dos pontos referentes à usinagem das peças com compensação próximos aos valores usados como referência da peça a 20 °C. Isto representa um erro entre 6 µm e zero em X e 8 µm e 2 µm em Y, contra 22 µm em X e 21 µm em Y sem a compensação térmica.

Figura 4.116 - Comparação da posição XY do furo #3 (sem e com compensação)

Analisando os resultados obtidos após a compensação térmica das peças, é possível afirmar que a metodologia desenvolvida foi eficaz, reduzindo os erros térmicos entre 62% e 100%. Além disso, também foi possível concluir que:

- O coeficiente de expansão térmica calculado, engloba tanto propriedades térmicas da peça de trabalho quanto do processo de usinagem (ferramentas) quanto da própria máquina, por isso os valores ficaram diferentes do coeficiente de expansão térmica do alumínio, normalmente próximo de $25 \times 10^{-6}/K$, e variaram significativamente entre eles próprios.
- Trata-se portanto de uma estratégia muito precisa para compensação dos erros térmicos em um dado processo específico de usinagem.
- A limitação está em ser aplicável apenas para o tipo de peça, temperatura e processo em que foi “treinado”.

4.5.3 Validação do algoritmo de compensação do erro térmico da máquina

Para a validação do algoritmo de previsão dos erros térmicos do centro de usinagem, desenvolvido a partir dos valores calculados dos pesos e *bias* da RNA reduzida, foram atribuídos valores de temperatura não treinados pela RNA como parâmetros de entrada. Os erros térmicos obtidos, foram então comparadas com as respostas experimentais obtidas na primeira fase experimental, apresentados na seção 4.1.2.

A etapa posterior à validação do algoritmo seria a sua implementação no CNC do centro de usinagem para compensação dos erros em tempo real. Etapa esta que será apenas discutida em seus aspectos tecnológicos, pois não foi objeto de realização neste trabalho.

A Tab. 4.33 mostra os valores dos 7 padrões de entrada do ciclo 5 para cada um dos 10 intervalos que foram utilizados para validar o algoritmo desenvolvido. Estes padrões não foram utilizados para treinar a RNA que forneceu os pesos e *bias* para formular o algoritmo. Observa-se na Tab. 4.33 que as temperaturas lidas pelo sensor T1 são muito superiores aos valores lidos pelos outros sensores. Isto deve-se ao fato de que neste ciclo, somente o eixo X estava movimentando-se no centro de usinagem.

Tabela 4.33 - Padrões de entrada do ciclo 5 para a validação do algoritmo

tempo [min.]	Temperatura					
	T1 [°C]	T4 [°C]	T7 [°C]	T10 [°C]	T12 [°C]	T15 [°C]
30	29,7	21,7	22,5	22,0	21,9	21,0
60	33,1	22,1	23,2	22,7	22,4	21,0
72	34,1	22,2	23,4	22,9	22,7	21,0
90	35,3	22,3	23,7	23,1	22,9	21,0
108	36,3	22,4	23,8	23,3	23,1	21,0
120	36,9	22,4	24,0	23,4	23,2	21,0
150	38,0	22,5	24,2	23,7	23,5	21,0
180	38,9	22,7	24,3	23,9	23,7	21,0
210	39,6	22,8	24,5	24,0	23,9	21,0
228	40,0	22,8	24,5	24,1	24,1	21,0

A Tab. 4.34 mostra os erros percentuais relativos entre os valores de erros térmicos obtidos experimentalmente durante a realização do ciclo 5 de aquecimento da máquina e os erros térmicos previstos pelo algoritmo desenvolvido a partir dos dados de temperatura do ciclo 5.

Tabela 4.34 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos experimentalmente e os erros térmicos previstos pelo algoritmo para os dados do ciclo 5

Validação do algoritmo de previsão do erro térmico									
Tempo (min)	Erro X (Expe.) μm	Erro X (Algor.) μm	Erro relativo (%)	Eixo Y (Expe.) μm	Erro Y (Algor.) μm	Erro relativo (%)	Eixo Z (Expe.) μm	Erro Z (Algor.) μm	Erro relativo (%)
30,0	16,74	14,01	16,3	3,09	1,57	49,4	-7,66	-9,20	20,0
60,0	26,98	22,81	15,4	5,99	2,71	54,7	-10,29	-14,10	37,1
72,0	29,75	25,31	14,9	6,35	3,38	46,9	-11,31	-15,21	34,6
90,0	33,02	28,29	14,3	7,51	4,66	38,0	-12,78	-16,33	27,8
108,0	36,40	30,93	15,0	8,80	5,26	40,2	-15,20	-17,03	12,0
120,0	36,40	32,29	11,3	9,20	5,72	37,9	-15,60	-17,17	10,1
150,0	42,25	35,53	15,9	9,60	8,06	16,1	-16,00	-17,07	6,7
180,0	43,81	38,38	12,4	10,60	10,95	-3,3	-16,80	-16,80	0,0
210,0	44,53	40,58	8,9	11,30	12,12	-7,3	-17,80	-16,11	9,5
228,0	44,85	41,80	6,8	11,70	12,23	-4,5	-17,60	-15,55	11,7

Na Tab. 4.34 é possível verificar na comparação com os erros térmicos obtidos durante os ensaios experimentais que o algoritmo desenvolvido realizou a previsão dos erros térmicos quando foi submetido a valores de temperatura diferentes daqueles a qual a RNA foi treinada. O erro relativo máximo entre os valores obtidos experimentalmente quando comparado com os valores calculados pelo algoritmo para o ciclo 5 foi de 16,3 % em X, que representa uma diferença de 2,7 μm. Em Y, os erros relativos foram maiores neste ciclo, chegando a 54,7 %, que significou 1,5 μm de erro. Os erros relativos são maiores principalmente no início dos ciclos devido a quantidade de variáveis envolvidas, que podem influenciar o erro térmico em uma direção ou em outra dependendo da temperatura. Já em Z, o erro relativo chegou a 37,1%, o que correspondeu a uma diferença de 3,8 μm. De maneira geral, as diferenças entre os resultados obtidos experimentalmente e pelo algoritmo não ultrapassaram 6,7 μm em X, 3,5 μm em Y e 3,9 μm em Z.

Com o objetivo de implementação futura do algoritmo desenvolvido nesta tese no CNC do centro de usinagem estudado, serão apresentadas a seguir os valores de redução percentuais dos erros térmicos obtidos para os ciclos 5 e 6 como referência.

Para atender a proposta de compensação dos erros térmicos, os valores dos erros calculados pelo algoritmo foram multiplicados por -1, de modo a permitir a correção dos deslocamentos dos eixos da máquina durante a operação no sentido contrário ao do erro térmico. A Fig. 4.117 mostra as curvas dos erros térmicos reais em X obtidos experimentalmente, a curva dos valores de compensação dos erros térmicos calculados pelo algoritmo e a curva dos erros térmicos residuais após a compensação térmica.

Figura 4.117 - Curvas de compensação dos erros térmicos na direção do eixo X obtidas experimentalmente e pelo algoritmo para os dados do ciclo 5

Na Fig. 4.117 observa-se que após a realização da compensação térmica, os erros térmicos residuais em X foram reduzidos a valores mínimos. Após 60 min. do início do ciclo 5 por exemplo, o erro térmico em X obtido experimentalmente foi de 26,98 μm . Após a compensação térmica realizada descontando-se o valor do erro calculado pelo algoritmo, o erro passou a valer 4,17 μm , representando uma redução de 84,6 %. De maneira geral, os erros térmicos residuais, após a compensação térmica, não ultrapassaram 5,5 μm , com reduções em média de 85%.

A Fig. 4.118 mostra as curvas dos erros térmicos reais em Y obtidos experimentalmente, a curva dos valores de compensação dos erros térmicos calculados pelo algoritmo e a curva dos erros térmicos residuais após a compensação térmica, para os dados de entrada do ciclo 5.

Figura 4.118 - Curvas de compensação dos erros térmicos na direção do eixo Y obtidas experimentalmente e pelo algoritmo para os dados do ciclo 5

Na Fig. 4.118 observa-se que após a realização da compensação térmica, os erros térmicos residuais em Y foram bastante reduzidos. Após 150 min. do início do ciclo 5 por exemplo, o erro térmico em Y obtido experimentalmente foi de 9,6 μm . Após a compensação térmica realizada descontando-se o valor do erro calculado pelo algoritmo, o erro passou a valer 1,54 μm , representando uma redução de 83,9 %. De maneira geral, os erros térmicos residuais, após a compensação térmica, não ultrapassaram 3,6 μm , com reduções em média entre 50% e 95%.

A Fig. 4.119 mostra as curvas dos erros térmicos reais em Z obtidos experimentalmente, a curva dos valores de compensação dos erros térmicos calculados pelo algoritmo e a curva dos erros térmicos residuais após a compensação térmica, para os dados de entrada do ciclo 5. Na Fig. 4.119 observa-se que após a realização da compensação térmica, os erros térmicos residuais em Z também foram bastante reduzidos. Após 210 min. do início do ciclo 5 por exemplo, o erro térmico em Z obtido experimentalmente foi de -17,8 μm . Após a compensação térmica realizada, o erro passou a valer -1,69 μm , representando uma redução de 90,5 %. De maneira geral, os erros térmicos residuais em Z, após a realização da compensação térmica, não ultrapassaram 4,0 μm , com reduções em média entre 60% e até 100%.

Figura 4.119 - Curvas de compensação dos erros térmicos na direção do eixo Z obtidas experimentalmente e pelo algoritmo para os dados do ciclo 5

A Tab. 4.35 apresenta os valores dos erros térmicos residuais após a realização da compensação térmica para os eixos X, Y e Z no centro de usinagem, a partir dos dados obtidos durante os testes do ciclo 5. Conforme já discutido através dos gráficos das Figuras 4.117, 4.118 e 4.119, os valores de erros térmicos obtidos após a compensação térmica foram muito pequenos, reflexo de reduções de até 100%. Estas informações atestam que o procedimento desenvolvido neste trabalho de tese obteve resultados satisfatórios na proposta de formulação de um algoritmo capaz de prever os erros térmicos com precisão e robustez.

Tabela 4.35 - Valores dos erros térmicos residuais para o ciclo 5 após realização da compensação térmica

Validação do algoritmo de previsão do erro térmico												
Tempo (min)	Erro X (Exp.) μm	Erro X (Alg.) μm	Erro X com comp. (μm)	Red. do erro (%)	Eixo Y (Exp.) μm	Erro Y (Alg.) μm	Erro Y com comp. (μm)	Red. do erro (%)	Eixo Z (Exp.) μm	Erro Z (Alg.) μm	Erro Z com comp. (μm)	Red. do erro (%)
30	16,7	-14,0	2,7	83,7	3,1	-1,6	1,5	50,6	-7,7	9,2	1,5	80,0
60	27,0	-22,8	4,2	84,6	6,0	-2,7	3,3	45,3	-10,3	14,1	3,8	62,9
72	29,8	-25,3	4,4	85,1	6,4	-3,4	3,0	53,1	-11,3	15,2	3,9	65,4
90	33,0	-28,3	4,7	85,7	7,5	-4,7	2,9	62,0	-12,8	16,3	3,6	72,2
108	36,4	-30,9	5,5	85,0	8,8	-5,3	3,5	59,8	-15,2	17,0	1,8	88,0
120	36,4	-32,3	4,1	88,7	9,2	-5,7	3,5	62,1	-15,6	17,2	1,6	90,0
150	42,3	-35,5	6,7	84,1	9,6	-8,1	1,5	83,9	-16,0	17,1	1,1	93,3
180	43,8	-38,4	5,4	87,6	10,6	-10,9	-0,3	96,7	-16,8	16,8	0,0	100,0
210	44,5	-40,6	3,9	91,1	11,3	-12,1	-0,8	92,7	-17,8	16,1	-1,7	90,5
228	44,9	-41,8	3,1	93,2	11,7	-12,2	-0,5	95,5	-17,6	15,5	-2,1	88,3

A Tab. 4.36 mostra os valores dos 7 padrões de entrada do ciclo 6 para cada um dos 10 intervalos que foram utilizados para validar o algoritmo desenvolvido. Estes padrões não foram utilizados para treinar a RNA que forneceu os pesos e bias para formular o algoritmo.

Tabela 4.36 - Padrões de entrada do ciclo 6 para a validação do algoritmo

tempo [minuto]	Temperatura [°C]					
	T1 [°C]	T4 [°C]	T7 [°C]	T10 [°C]	T12 [°C]	T15 [°C]
30	22,4	22,0	32,3	22,6	21,3	21,0
60	22,9	22,4	37,4	23,7	21,4	21,0
72	23,0	22,6	38,7	24,0	21,5	21,0
90	23,2	22,7	40,3	24,4	21,5	21,0
108	23,3	22,8	41,5	24,8	21,6	21,0
120	23,4	22,9	42,2	25,0	21,6	21,0
150	23,6	23,0	43,5	25,4	21,8	21,0
180	23,7	23,1	44,6	25,8	21,9	21,0
210	23,8	23,2	45,5	26,0	22,0	21,0
228	23,9	23,3	45,9	26,2	22,1	21,0

A Tab. 4.37 mostra os erros percentuais relativos entre os valores de erros térmicos obtidos experimentalmente durante a realização do ciclo 6 de aquecimento da máquina e os erros térmicos previstos pelo algoritmo desenvolvido a partir dos dados de temperatura e tempo do ciclo 6. É possível verificar na comparação com os erros térmicos obtidos durante os ensaios experimentais que o algoritmo desenvolvido realizou a previsão dos erros térmicos quando foi submetido a valores de temperatura diferentes daqueles a qual a RNA foi treinada.

O erro relativo máximo entre os valores obtidos experimentalmente quando comparado com os valores calculados pelo algoritmo para o ciclo 6 foi de 29,8 % em X, que representa uma diferença de 6,3 μm . Em Y, os erros relativos chegaram a 18,3 %, que significou 7,2 μm de erro. Já em Z, o erro relativo chegou a 38,4 %, o que correspondeu a uma diferença de 6,7 μm . De maneira geral, as diferenças entre os resultados obtidos experimentalmente e pelo algoritmo não ultrapassaram 6,3 μm em X, 7,2 μm em Y e 6,9 μm em Z.

Tabela 4.37 - Erros relativos entre os valores de erros térmicos obtidos experimentalmente e os erros térmicos previstos pelo algoritmo para os dados do ciclo 6

Validação do algoritmo de previsão do erro térmico									
Tempo (min)	Erro X (Expe.) μm	Erro X (Algor.) μm	Erro relativo (%)	Eixo Y (Expe.) μm	Erro Y (Algor.) μm	Erro relativo (%)	Eixo Z (Expe.) μm	Erro Z (Algor.) μm	Erro relativo (%)
30	-9,56	-9,41	1,6	21,41	18,57	13,3	-11,83	-15,78	33,4
60	-15,35	-12,97	15,5	35,70	29,29	17,9	-15,84	-21,76	37,4
72	-18,71	-13,54	27,6	39,53	32,28	18,3	-16,62	-22,92	37,9
90	-19,10	-14,12	26,1	42,47	36,59	13,8	-17,50	-24,23	38,4
108	-20,90	-14,67	29,8	43,40	40,32	7,1	-18,25	-25,13	37,7
120	-21,44	-15,11	29,5	44,02	42,39	3,7	-19,50	-25,53	30,9
150	-22,30	-17,05	23,6	45,57	46,43	1,9	-21,75	-25,77	18,5
180	-23,80	-19,57	17,8	47,12	49,52	5,1	-21,50	-25,53	18,8
210	-24,90	-21,93	11,9	48,67	51,60	6,0	-22,50	-25,06	11,4
228	-25,10	-22,66	9,7	49,60	52,65	6,1	-21,75	-24,82	14,1

A Fig. 4.120 mostra as curvas dos erros térmicos reais em X obtidos experimentalmente durante a realização do ciclo 6, a curva dos valores de compensação dos erros térmicos calculados pelo algoritmo e a curva dos erros térmicos residuais após a compensação térmica.

Figura 4.120 - Curvas de compensação dos erros térmicos na direção do eixo X obtidas experimentalmente e pelo algoritmo para os dados do ciclo 6

Na Fig. 4.120 observa-se que após a realização da compensação térmica, os erros térmicos residuais em X foram reduzidos a valores mínimos. Após 30 min do início do ciclo 6 por exemplo, o erro térmico em X obtido experimentalmente foi de $-9,56 \mu\text{m}$. Após a compensação térmica realizada, descontando-se o valor do erro calculado pelo algoritmo, o erro passou a valer $-0,15 \mu\text{m}$, representando uma redução de 98,4 %. De maneira geral, os erros térmicos residuais, após a compensação térmica, não ultrapassaram $6,4 \mu\text{m}$, com reduções em média de 80%.

A Fig. 4.121 mostra as curvas dos erros térmicos reais em Y obtidos experimentalmente, a curva dos valores de compensação dos erros térmicos calculados pelo algoritmo e a curva dos erros térmicos residuais após a compensação térmica, para os dados de entrada do ciclo 6.

Figura 4.121 - Curvas de compensação dos erros térmicos na direção do eixo Y obtidas experimentalmente e pelo algoritmo para os dados do ciclo 6

Na Fig. 4.121 observa-se que após a realização da compensação térmica, os erros térmicos residuais em Y foram bastante reduzidos. Após 150 min do início do ciclo 6 por exemplo, o erro térmico em Y obtido experimentalmente foi de $45,57 \mu\text{m}$. Após a compensação térmica realizada descontando-se o valor do erro calculado

pelo algoritmo, o erro passou a valer $-0,86 \mu\text{m}$, representando uma redução de 98,1 %. De maneira geral, os erros térmicos residuais, após a compensação térmica, não ultrapassaram $7,3 \mu\text{m}$, com reduções em média de 88%.

A Fig. 4.122 mostra as curvas dos erros térmicos reais em Z obtidos experimentalmente, a curva dos valores de compensação dos erros térmicos calculados pelo algoritmo e a curva dos erros térmicos residuais após a compensação térmica, para os dados de entrada do ciclo 6.

Figura 4.122 - Curvas de compensação dos erros térmicos na direção do eixo Z obtidas experimentalmente e pelo algoritmo para os dados do ciclo 6

Na Fig. 4.122 observa-se que após a realização da compensação térmica, os erros térmicos residuais em Z também foram bastante reduzidos. Após 210 min do início do ciclo 6 por exemplo, o erro térmico em Z obtido experimentalmente foi de $-22,5 \mu\text{m}$. Após a compensação térmica realizada, o erro passou a valer $2,56 \mu\text{m}$, representando uma redução de 88,6 %. De maneira geral, os erros térmicos residuais em Z, após a realização da compensação térmica, não ultrapassaram $6,9 \mu\text{m}$, com reduções em média entre 61% e 89%.

A Tab. 4.38 apresenta os valores dos erros térmicos residuais após a realização da compensação térmica para os eixos X, Y e Z no centro de usinagem, a partir dos dados obtidos durante os testes do ciclo 6. Conforme já discutido através dos gráficos das Figuras 4.120, 4.121 e 4.122, os valores de erros térmicos obtidos

após a compensação térmica foram muito pequenos, reflexo de reduções de até 98,4 %. Estas informações confirmam mais uma vez que o procedimento desenvolvido neste trabalho obteve resultados satisfatórios na proposta de formulação de um algoritmo capaz de prever e compensar os erros térmicos com precisão e robustez.

Tabela 4.38 - Valores dos erros térmicos residuais para o ciclo 6 após realização da compensação térmica

Validação do algoritmo de previsão do erro térmico												
Tempo (min)	Erro X (Exp.) μm	Erro X (Alg.) μm	Erro X com comp. (μm)	Red. do erro (%)	Eixo Y (Exp.) μm	Erro Y (Alg.) μm	Erro Y com comp. (μm)	Red. do erro (%)	Eixo Z (Exp.) μm	Erro Z (Alg.) μm	Erro Z com comp. (μm)	Red. do erro (%)
30	-9,6	9,4	-0,2	98,4	21,4	-18,6	2,8	86,7	-11,8	15,8	4,0	66,6
60	-15,3	13,0	-2,4	84,5	35,7	-29,3	6,4	82,1	-15,8	21,8	5,9	62,6
72	-18,7	13,5	-5,2	72,4	39,5	-32,3	7,2	81,7	-16,6	22,9	6,3	62,1
90	-19,1	14,1	-5,0	73,9	42,5	-36,6	5,9	86,2	-17,5	24,2	6,7	61,6
108	-20,9	14,7	-6,2	70,2	43,4	-40,3	3,1	92,9	-18,3	25,1	6,9	62,3
120	-21,4	15,1	-6,3	70,5	44,0	-42,4	1,6	96,3	-19,5	25,5	6,0	69,1
150	-22,3	17,0	-5,3	76,4	45,6	-46,4	-0,9	98,1	-21,8	25,8	4,0	81,5
180	-23,8	19,6	-4,2	82,2	47,1	-49,5	-2,4	94,9	-21,5	25,5	4,0	81,2
210	-24,9	21,9	-3,0	88,1	48,7	-51,6	-2,9	94,0	-22,5	25,1	2,6	88,6
228	-25,1	22,7	-2,4	90,3	49,6	-52,6	-3,0	93,9	-21,8	24,8	3,1	85,9

4.5.4 Arquitetura para implementação do algoritmo de compensação térmica

A formulação do algoritmo para compensação do erro térmico volumétrico do centro de usinagem, foi fundamentalmente baseado em um levantamento experimental do comportamento termoelástico da máquina, com posterior validação do modelo da máquina em elementos finitos. Através do modelo MEF da máquina validado, foi possível simular condições de operação adicionais, que não foram testadas experimentalmente, calcular os coeficientes de troca térmica por convecção natural e forçada das superfícies da máquina com o ambiente, além de simular o comportamento térmico para a situação de usinagem e de temperatura ambiente variável.

Através desta metodologia foi possível estimar os diversos parâmetros de erros térmicos da máquina, o que permitiu obter um algoritmo de previsão de erro

através de redes neurais artificiais. A Figura 4.123 apresenta um esquema da metodologia empregada nesta tese.

Figura 4.123 - Esquema da metodologia empregada para obtenção do algoritmo de compensação térmica volumétrica

O procedimento para desenvolvimento do módulo de compensação do erro térmico em tempo real consiste em cinco etapas principais (Fig. 4.124):

- Configuração dos sensores de temperatura, do apalpador de medição e do controle da máquina para medição dos erros térmicos dos eixos X, Y e Z.
- Desenvolvimento e treinamento da rede neural com os dados medidos.
- Extração dos parâmetros chaves da rede (pesos e *bias*) e programação dos cálculos em tempo real.
- Repetição dos testes de medição para determinar a real performance do sistema no CNC da máquina.

Figura 4.124 - Diagrama de blocos do módulo de compensação do erro térmico

4.5.5 Proposta para implementação do algoritmo de compensação térmica no CNC

Nesta etapa será apresentada uma proposta de arquitetura de comunicação para futura implementação do algoritmo de compensação térmica desenvolvido, no CNC do centro de usinagem. O objetivo central da proposta pode ser representado de maneira simplificada através da Figura 4.125, na qual observa-se uma trajetória real, contendo os erros térmicos combinados e a referência representada pela trajetória ideal, obtida após a compensação dos erros em tempo real.

Figura 4.125 - Comparação entre a trajetória real, com erros térmicos combinados, e a trajetória ideal.

A compensação do erro térmico, que será obtida pela movimentação da peça de trabalho ou da ferramenta de usinagem na direção oposta ao movimento gerado pelo erro, irá criar uma nova coordenada de deslocamento para compensar o erro original. O erro original pode ser obtido a partir da medição e/ou da modelagem. O método de compensação do erro volumétrico é baseado no deslocamento da coordenada da máquina. A Figura 4.126 apresenta o diagrama de blocos do controlador da compensação do erro volumétrico baseado no deslocamento da coordenada da máquina.

Como mostrado na Figura 4.126, o controlador do compensador do erro é conectado com o sistema CNC através do PLC. As coordenadas X , Y , e Z são obtidas através da função do PLC de leitura da coordenada absoluta de cada eixo. As coordenadas obtidas são transmitidas ao módulo de coleta e processamento de dados após a transformação A/D e, em seguida, são transmitidas ao módulo de compensação e processamento de erro volumétrico para calcular o erro térmico de cada eixo.

Figura 4.126 - Diagrama de blocos do controlador do compensador de erro volumétrico

O valor do erro térmico volumétrico calculado é transmitido ao sistema CNC através da função PLC de deslocamento de coordenadas. O sistema CNC controla o movimento dos eixos X , Y e Z de acordo com o valor do erro para realizar a compensação de erro volumétrico.

O controlador de compensação dos erros térmicos volumétricos deverá adotar o modo de processamento paralelo de múltiplas etapas. Este controlador poderá executar independentemente as seguintes funções:

- a) aquisição de dados em tempo real das coordenadas dos eixos X, Y e Z e da temperatura do centro de usinagem;
- b) processamento de dados em tempo real das coordenadas dos eixos X, Y e Z e da temperatura do centro de usinagem;
- c) interação de dados em tempo real entre o controlador de compensação de erros e o PLC do CNC do centro de usinagem;
- d) cálculo do erro térmico volumétrico em tempo real de acordo com o algoritmo de erro;
- e) verificação de consistência dos valores de compensação calculados;
- f) exibição em tempo real da informação de compensação de erro.

A Figura. 4.127 mostra o modo de processamento de sinal do controlador de compensação do erro térmico volumétrico, que divide-se em três etapas. As etapas são executados independentemente, e ao mesmo tempo existe entre elas uma relação mestre-escravo. A etapa II é a de mais alto nível de execução e só pode ser interrompido por um padrão externo que promova pausa na execução do programa. A etapa II pode chamar os dados de temperatura e de erros térmicos da etapa I através do modo de interrupção externa. A etapa II também pode executar troca de dados em tempo real com a etapa III através do modo de interrupção e pode fornecer os dados de compensação para a etapa III realizar a compensação do erro térmico volumétrico em tempo real na máquina-ferramenta CNC.

O processo de compensação do erro térmico volumétrico será o seguinte:

- a) leitura das coordenadas da máquina através da placa A/D e do PLC do sistema CNC;
- b) cálculo os erros térmicos volumétricos de acordo com o algoritmo de erro desenvolvido;
- c) transmissão do valor do erro térmico volumétrico calculado ao sistema CNC através do PLC;
- d) através da função de deslocamento de coordenadas, efetuar a correção de posicionamento dos eixos da máquina-ferramenta.

Figura 4.127 - Módulo de processamento de sinal do controlador do compensador de erro térmico volumétrico

Os controladores CNC geralmente podem fornecer algum *feedback* em tempo real, no entanto, devido à diversidade de controladores CNC existentes, recuperar dados em tempo real de controladores CNC mostra-se como uma tarefa desafiadora. Para os controladores CNC de código aberto como o LinuxCNC, é fácil acessar os dados CNC através de Interfaces de Programação de Aplicativos (APIs) pré-definidas. No entanto, para os comandos CNC controladores (por exemplo, FANUC, Siemens, Haas) que predominam no mercado de controle CNC, adaptadores específicos (hardware ou software especialmente projetados) devem ser implementados para controle CNC específicos de modo que os dados internos possam ser acessados em tempo real.

As estratégias de implementação dos diferentes sensores de temperatura no centro de usinagem e as técnicas de processamento de sinais para correção de posicionamento da máquina já foram amplamente estudadas e não são o foco deste trabalho, portanto, as técnicas detalhadas de detecção e controle não serão discutidas. Algumas revisões abrangentes das técnicas relacionadas podem ser encontradas em Liang et al (2004) – Teti et al (2010).

4.5.6 Matriz SWOT

Foi desenvolvida uma avaliação das Forças, Fraquezas, Oportunidades e Ameaças (SWOT) da metodologia de modelagem proposta. A matriz SWOT está ilustrada na Figura 4.128. Permite destacar os pontos fortes deste trabalho, bem como apontar algumas oportunidades de melhoria através de trabalhos futuros. Na Fig. 4.128 também é possível identificar algumas fraquezas observadas em relação ao modelo desenvolvido e ameaças ao que foi feito até o presente.

Os principais pontos fortes deste trabalho são: a parceria estabelecida com a indústria e a robustez da metodologia obtida pela abordagem física e experimental simultânea. A principal oportunidade está associada à implementação do modelo obtido no CNC da máquina para a correção de erros em tempo real. As fraquezas e ameaças são principalmente associadas à necessidade de considerar um estudo mais profundo de usinagem e de temperatura ambiente variável no desenvolvimento do modelo de compensação de erro térmico do centro de usinagem.

	Helpful to achieving the objective of the model	Harmful to achieving the objective of the model
Internal origin / attribute of the machine model organization	STRENGTHS <ul style="list-style-type: none"> • Metodologia robusta utilizando abordagem física e experimental. • Resultados com boa repetibilidade (precisão). • Forte sinergia entre os métodos (numéricos e físicos) aplicados. • Facilidade de implementação do modelo no centro de usinagem estudado. • Validação do modelo de compensação térmica da peça de trabalho. 	WEAKNESS <ul style="list-style-type: none"> • Resultados limitados ao tipo e modelo de centro de usinagem estudado. • Elevado gasto inicial de tempo, recursos de instrumentação e energia • Necessidade de recursos e equipamentos, sala climatizada, disponibilidade de centro de usinagem para os testes experimentais.
External origin / attribute of the environment of the machine model	OPPORTUNITIES <ul style="list-style-type: none"> • Expansão da metodologia para máquinas maiores ou menores da mesma linha. • Aplicação da metodologia para máquinas com design diferentes (outras linhas). • Implementar o algoritmo de compensação no centro de usinagem. 	THREATS <ul style="list-style-type: none"> • Diminuição da robustez do método ao se considerar a usinagem de peças diferentes. • Dificuldades em se medir com precisão a temperatura durante a usinagem. • Perda da precisão do modelo ao se considerar testes em fábrica (sala não climatizada), em produção.

Figura 4.128 - Avaliação da matriz SWOT da abordagem proposta para modelar e compensar os erros térmicos em um centro de usinagem CNC de 5 eixos.

5 CONCLUSÕES

A conclusão geral é que a metodologia desenvolvida nesta tese que combina abordagem física e experimental permitiu uma simulação precisa e robusta do comportamento termoelástico do centro de usinagem. Este trabalho verificou que o uso de modelos físicos para simular a geração de calor por atrito através do método dos elementos finitos é robusto e preciso quando comparado com os resultados obtidos experimentalmente. Foi possível validar o modelo de elementos finitos de toda a máquina para diversos ciclos de trabalho. Os resultados das simulações permitiram o desenvolvimento de um algoritmo de previsão dos erros térmicos por redes neurais, cujos resultados mostraram que trata-se de uma ferramenta eficaz para determinar e prever os erros térmicos da máquina, correlacionando a leitura das temperaturas em pontos estratégicos com o deslocamento na ponta da ferramenta, reduzindo assim o esforço e o tempo de análise para a solução de problemas térmicos em máquinas-ferramenta. Estas conclusões são justificadas pelas implicações práticas listadas a seguir:

5.1 Primeira fase experimental

- Nos ciclos onde todos os eixos foram acionados, os maiores gradientes de temperatura lidos pelos termopares ocorreram nas porcas dos fusos de esferas, com variações de até 25,1 °C, seguido pelo flange do rolamento do fuso de esferas com variações na ordem de 23,7 °C. A estabilização térmica ocorria aproximadamente após 3 horas do início do ciclo.
- Operando na velocidade de rotação de 10.000 rpm o motofuso atingiu 34,3 °C, enquanto na rotação de 16.000 rpm chegava a 38,6 °C, onde em ambos os casos a estabilização térmica ocorria após aproximadamente 35 minutos do início.
- A temperatura ambiente assim como a temperatura do fluido refrigerante da máquina, praticamente não sofreram variações durante todos os ciclos experimentais realizados. E isto justifica-se, pois, os experimentos foram realizados em ambiente com temperatura controlada.
- Nos ciclos onde os eixos foram acionados de forma isolada, ficou evidente o aquecimento individual dos componentes envolvidos com as unidades

acionadas, enquanto os outros componentes estavam praticamente em equilíbrio com a temperatura ambiente.

- As imagens termográficas foram estrategicamente importantes para o monitoramento térmico da máquina em pontos de difícil acesso dos termopares. Nas leituras em comum, a diferença não ultrapassava 3 %.

5.2 Segunda fase experimental

- As peças que entraram na máquina na temperatura média de 20 °C, tiveram sua temperatura aumentada em aproximadamente 6 °C após a usinagem, enquanto as peças que entraram a 25 °C aumentaram 4 °C, as peças que entraram a 30 °C aumentaram apenas 2 °C, e as peças que entraram na máquina a 35 °C praticamente não sofreram variação de temperatura após a usinagem.
- Os erros térmicos obtidos quando se compara as peças usinadas a 20 °C com as peças a 35 °C chegaram a 29 μm . Este erro deve-se principalmente a dilatação térmica da peça, que ocorreu antes da entrada da mesma na máquina.

5.3 Simulação térmica dos subsistemas

- O erro obtido quando comparada a temperatura lida pelo sensor T3 com o valor simulado por elementos finitos para o trilho da guia linear foi inferior a 3% durante as 6 horas de duração do ciclo.
- O erro obtido quando comparada a temperatura lida pelo sensor T1 com o valor simulado por elementos finitos para a porca do fuso de esferas foi inferior a 2%.
- O erro obtido quando comparada a temperatura lida pelo sensor T10 com o valor simulado por elementos finitos para a ponta do motofuso foi inferior a 9% durante todo o período simulado. Na maioria do período ficou inferior a 4 %.
- As condições de contorno térmicas baseadas na teoria da convecção térmica e no calor gerado por atrito, aplicados na análise MEF foram adequadas, obtendo erros relativos inferiores a 5% ao comparar os resultados numéricos com os resultados experimentais.

5.4 Simulação termoelástica da máquina completa

- Os erros percentuais obtidos quando se compara os resultados de erros térmicos experimentais com os erros térmicos obtidos nas simulações MEF foram inferiores a 10%, com diferenças na ordem de 3 μm para a maioria dos casos analisados em todos os ciclos simulados. Em alguns casos a diferença chegou a 15% ou até 20%, mas em valores absolutos não ultrapassou 11 μm .
- A análise MEF foi capaz de simular o comportamento do erro térmico do centro de usinagem em diferentes condições térmicas representadas por diferentes ciclos de trabalho.
- Os dados obtidos pela medição dos erros térmicos no modelo MEF do centro de usinagem também podem ser obtidos em qualquer outro modelo de máquina-ferramenta, uma vez que a mesma metodologia seja aplicada.
- A variação da temperatura ambiente, simulada por MEF, teve influência significativa nos erros térmicos do centro de usinagem, contribuindo com até 53,6% de erro em X, 68,9% de erro em Y e 44,2% do erro em Z na comparação entre a temperatura estimada na cidade de São Paulo com a temperatura na cidade de Camaçari. As maiores influências devem-se as variações de temperatura nas guias lineares, na carcaça da pinola e principalmente da base e coluna do centro de usinagem.

5.5 Simulação da usinagem

- A simulação da geração de calor na usinagem através da distribuição da potência de corte entre peça, ferramenta e cavaco mostrou-se adequada visto que a temperatura da peça simulada chegou a 29,8 °C, enquanto a peça real atingiu 28,6 °C.
- O erro térmico em X quando compara-se a medida a partir da ponta do motofuso e a medida a partir da ponta da broca variou pouco nos seis casos simulados de usinagem. Desconsiderando o erro da máquina, o aquecimento da ferramenta pela usinagem aumentou em apenas 3,5 μm o erro em X.
- O erro térmico em Y quando compara-se a medida a partir da ponta do motofuso e a medida a partir da ponta da broca também teve variação discreta. Em média, após os primeiros 100 min os erros ficam muito próximos,

variando em média menos de 2 μm . Para o caso crítico, a contribuição de calor para o erro da máquina foi de 3,1 μm .

- O erro térmico em Z da ponta do motofuso teve variações pequenas, chegando no máximo a uma diferença de 6,2 μm entre a medida feita após o ciclo sem usinagem e o ciclo com usinagem do caso 3, podendo-se concluir que a influência térmica da usinagem no erro da máquina é pequena. Por outro lado, a variação do valor do erro térmico Z a partir da medida feita na ponta da broca apresentou grandes variações, principalmente pela dilatação térmica da própria ferramenta. A variação do erro entre o ciclo sem usinagem e o ciclo com usinagem no caso 3 foi superior a 22 μm , o que corresponde a mais de 100% de aumento no erro em Z.

5.6 Simulação da medição laser

- A simulação MEF da medição laser de posicionamento dos eixos lineares do centro de usinagem mostrou-se satisfatória, visto que a diferença entre os valores obtidos experimentalmente e os simulados foi inferior a 10 μm em todos os casos simulados. E em sua maioria ficando entre 4 μm e 6 μm .

5.7 Modelagem e validação da RNA

- A RNA Completa realizou a previsão dos erros térmicos quando foi submetida a valores de entrada diferentes daqueles à qual foi submetida no treinamento. O erro relativo máximo entre os valores obtidos pelo MEF quando comparado com os valores previstos pela RNA completa foi de 0,79 % em X, que representa uma diferença de 0,09 μm . Em Y, o erro máximo foi de 4,96 %, que significa 0,56 μm de erro. Já em Z, o erro relativo foi sempre inferior a 1,5%. Em sua grande maioria os erros relativos foram inferiores a 4%. Os erros em Z foram os menores, não ultrapassando 2,5%.
- A RNA Reduzida realizou a previsão dos erros térmicos quando foi submetida a valores de entrada diferentes daqueles à qual foi submetida no treinamento. O erro relativo máximo entre os valores obtidos pelo MEF quando comparado com os valores previstos pela RNA reduzida foi de 3,10 % em X, que representa uma diferença de 0,16 μm . Em Y, o erro máximo foi de 7,97 %, que significa 0,69 μm de erro. Já em Z, o erro relativo foi sempre inferior a 1,5%. O erro relativo máximo entre os valores obtidos pelo MEF quando

comparado com os valores previstos pela RNA reduzida foi de 2,32 % em X, que representa uma diferença de 0,17 μm . Em Y, o erro máximo foi de 3,16 %, que significa 0,26 μm de erro. Já em Z, o erro relativo máximo foi de 3,49%, que corresponde a uma diferença de 0,76 μm .

- Desta forma, pode-se concluir que o modelo de RNA reduzida atende perfeitamente uma necessidade imediata de compensação do erro térmico do centro de usinagem através da leitura de temperatura em 6 pontos distribuídos na máquina.
- Quando se compara os resultados calculados pela RNA completa com os resultados calculados pela RNA reduzida, o erro relativo máximo em X foi de 6,68 %, que representa uma diferença entre os valores calculados igual a 0,37 μm . O erro relativo máximo para o eixo Y foi igual a 13,96 %, que corresponde a 0,08 μm . Em Z, o máximo erro relativo foi de 6,38 %, que representa uma diferença de 0,29 μm .

5.8 Formulação e validação do algoritmo de compensação do erro térmico

- Analisando os resultados obtidos após a compensação térmica das peças usinadas é possível afirmar que a metodologia desenvolvida foi eficaz, reduzindo os erros térmicos entre 62% e 100%.
- O coeficiente de expansão térmica calculado, engloba tanto propriedades térmicas da peça de trabalho quanto do processo de usinagem (ferramentas) quanto da própria máquina, por isso os valores ficaram diferentes do coeficiente de expansão térmica do alumínio, normalmente próximo de $25 \times 10^{-6}/\text{K}$, e variaram significativamente entre eles próprios.
- Após a realização da compensação térmica da máquina através do algoritmo desenvolvido, os erros térmicos residuais em X foram reduzidos a valores mínimos. Após 60 min do início do ciclo 5 por exemplo, o erro térmico em X obtido experimentalmente foi de 26,98 μm . Após a compensação térmica realizada descontando-se o valor do erro calculado pelo algoritmo, o erro passou a valer 4,17 μm , representando uma redução de 84,6 %. De maneira geral, os erros térmicos residuais, após a compensação térmica, não ultrapassaram 5,5 μm , com reduções em média de 85%.

- Observa-se que após a realização da compensação térmica, os erros térmicos residuais em Y foram bastante reduzidos. Após 150 min do início do ciclo 5 por exemplo, o erro térmico em Y obtido experimentalmente foi de 9,6 μm . Após a compensação térmica realizada descontando-se o valor do erro calculado pelo algoritmo, o erro passou a valer 1,54 μm , representando uma redução de 83,9 %. De maneira geral, os erros térmicos residuais, após a compensação térmica, não ultrapassaram 3,6 μm , com reduções em média entre 50% e 95%.
- De maneira geral, os erros térmicos residuais em Z, após a realização da compensação térmica, não ultrapassaram 4,0 μm , com reduções em média entre 60% e até 100%.
- Assim, pode-se verificar que a metodologia apresentada poderia ser utilizada em casos reais de compensação de erros térmicos em tempo real, passando para uma etapa de implementação posterior do algoritmo desenvolvido neste trabalho no CNC do centro de usinagem.
- Após a validação das RNAs, foi possível concluir que o algoritmo desenvolvido é uma ferramenta precisa e robusta para prever os erros térmicos da máquina para várias condições de trabalho, podendo prever os erros mesmo com a máquina movendo-se a diferentes velocidades ou alternando o movimento dos eixos.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Implementar o algoritmo de compensação térmica desenvolvido, em um centro de usinagem similar, para validação através de ciclos de trabalho em vazio e de usinagem.
- Realizar o levantamento de dados de temperatura e de erros térmicos em um centro de usinagem de mesmo modelo, instalado em uma linha de produção contínua, para avaliar a influência da inércia térmica de outros centros de usinagem.
- Realizar o levantamento de dados de temperatura e de erros térmicos em um centro de usinagem, localizado num ambiente sem temperatura controlada, com elevados gradientes de temperatura.
- Usinar uma peça teste padrão específica para máquinas de 5 eixos, antes e após a implementação do algoritmo, para avaliar sua eficácia em condições de usinagem.

7 REFERÊNCIAS

- ALI M. ABDULSHAHED, A. M., et al. **Thermal error modelling of a gantry-type 5-axis machine tool using a Grey Neural Network Model**. Journal of Manufacturing Systems 41, pp 130–142, 2016.
- ALTINTAS, Y.; XIANG, S. **Modeling and compensation of volumetric errors for five-axis machine tools**. International Journal of Machine Tools and Manufacture 101, pp 65-78, 2016.
- ALVES FILHO, A. **Elementos Finitos – A Base da Tecnologia CAE**. 6ª Ed., São Paulo: Érica, 120 p., 2014.
- ARONSON, R.B. **War against thermal expansion**. Manufacturing Engineering, SME-USA, 116 (6), pp. 45-50, 1990.
- ATTIA, M.H.; FRASER S. **A generalized modeling methodology for optimized real- time compensation of thermal deformation of machine tools and CMM structures**. Int. Journal Machine Tools & Manuf., 39(6), pp. 1001-1016, 1999.
- BATHE, K. J. **Finite Element Procedures in Engineering Analysis**. New Jersey: Prentice-Hall, 1982.
- B. GROB do Brasil – **Indústria de Comércio de Máquinas-Operatrizes**. Informativo Institucional, 50 p, 2015.
- BLASER, P. et al. **Thermal errors of a large 5-axis machine tool due to cutting fluid influences - evaluation with thermal test piece**. ETH Zurich Research Collection, 2018.
- BLAZEJEWSKI A, et al. **Modelling Thermal Deformation of Tilting Rotary Table with Direct Drive System**. Journal of Machine Engineering 10(4):18–32, 2010.
- BRAGA, A. P. CARVALHO, A. C. P. L. F., LUDERMIR, T.B. **Redes Neurais Artificiais: Teoria e aplicações**. Editora: LTC – Rio de Janeiro, 2000.

BRÄUNIG, M.; et al. **Model-Based Representation of Thermo-energetic Effects in Cutting Tools and Part Clamping Devices**. Thermo-energetic Design of Machine Tools - A Systemic Approach to Solve the Conflict Between Power Efficiency, Accuracy and Productivity Demonstrated at the Example of Machining Production. Springer International Publishing, pp 13-26, 2015.

BROOKES, K. J. A. **World Directory and Handbook of Hardmetal and Hardmaterials**. Six Edition, International carbide data. United Kingdom, 1996.

BRYAN, J.B. **International status of thermal error research**. Annals of the CIRP, 39(2), pp. 645-656, 1990.

BRECHER C, et al. **Messtechnische Untersuchung des thermoelastischen Verlagerungsverhaltens von Werkzeugmaschinen**, 11. Dresdner WZM-Fachseminar, 2006.

BUI, M. H. **Identification and simulation of manufacturing uncertainties**. 250p. Thèse (Docteur) Université De Grenoble – France, 2012.

CAOA, H.; ZHANGA, X.; CHENB, X. **The concept and progress of intelligent spindles: A review**. International Journal of Machine Tools & Manufacture 112, pp 21–52, 2017.

CHANDRUPATLA, T.R.; BELEGUNDU, A.D. **Elementos Finitos**. 4^a Ed. Pearson. 2015.

CHANG C.W., et al. **Dynamic Model Based ion Genetic Algorithms of Prediction for the Thermal Deformation of Machine Tools**. Materials Science Forum 505–507:163–168, 2005.

CHENG, D. J. et al. **Friction experiment of linear motion roller guide THK SRG25**. International Journal Precision Engineering & Manufacturing, 15(3), pp. 545-551, 2014.

CHENG, D.J. et al. **Effect of frictional heat generation on the temperature distribution in roller linear motion rail surface**. Journal of Mechanical Science and Technology, 31(3), pp. 1477-1487, 2017.

CHEN, J.S., YUAN, NI, J., WU, S.M. **Real-time compensation for time-variant volumetric errors on a machining centre.** ASME Trans. Journal of Engineering for Industry, n.115 pp. 472-479, 1993.

CHEN J.S. **Computer-aided accuracy enhancement for multi-axis CNC machine tool.** International Journal of Machine Tools and Manufacture 35 (4). 593–605, 1995.

CHEN J.S., et al. **Quick Testing and Modelling of Thermally-induced Errors on CNC Machine Tools.** Int. Journal of Machine Tools and Manuf. 35(7):1063–1074, 1995.

CHEN J.S., et al. **Neural Network-based Modelling and Error Compensation of Thermally-induced Spindle Errors.** Int. J. of Adv. Manuf. Tech. 12:303–308, 1996.

CHEN, T.C. et al. **Real-Time Compensation for Thermal Errors of the Milling Machine.** MDPI Applied Sciences. 6(4), 101-111, 2016.

CREIGHTON, E. et al. **Analysis of thermal errors in a high-speed micro-milling spindle.** International Journal Machine Tools & Manufacture, 50(4), 386-393, 2010.

DELBRESSINE F.M.L., et al. **Modelling Thermo-mechanical Behaviour of Multi Axis Machine Tools.** Precision Engineering 30(1):47–53, 2006.

DENKENA, B., SCHARSCHMIDT, K.-H. **Werkzeugmaschinen, Simulation, Messtechnik – Kompensation thermischer Verlagerungen.** Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen (IFW) Leibniz Universität Hannover, pp 913 – 917, 2007.

DENKENA, B. et al. **Process parallel simulation of workpiece temperatures using sensory workpieces.** CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 2018.

DINIZ, A.; MARCONDES, F.; COPPINI, N. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais.** 8ª Ed., Artliber, 2013.

DONMEZ, M.A.; HAHN, M.H.; SOONS, J.A. **A novel cooling system to reduce thermally-induced errors of machine tools.** CIRP Annals - Manufacturing Technology, 56(1), pp. 521-524, 2007.

DORNFELD D, et al. **Precision Manufacturing**, Springer, New York, ISBN: 978-1441940841, 2009.

DORNFELD, D.; HELU, M.M. **Precision Manufacturing**. Springer Science + Business Media, New York, USA, ISBN 978-0-387-32467-8 / e-ISBN 978-0-387-68208-2, 2008.

DROSSEL, W.G.; IHLENFELDT, ST.; ZWINGENBERGER, C. **Modellierung des Wärmeaustauschs Maschine-Umgebung**. 16. Dresdner Werkzeugmaschinen-Fachseminar – Fraunhofer IWU Chemnitz, pp. 95 – 113, 2013.

FAN, K.C. **An Intelligent Thermal Error Compensation System for CNC Machining Centers**. J. of Chinese Society of Mechanical Engineers, Vol. 28, No. 1, pp. 81-90, 2007.

FAN, K.; YANG, J.; YANG, L. **Unified error model based spatial error compensation for four types of CNC machining center: Part II — unified model based spatial error compensation**. Mechanical Systems and Signal Processing 49, pp 63–76, 2014.

FISH, J.; BELYTSCHKO, T. **Um primeiro curso em Elementos Finitos**. 1ª Ed. LTC. 2009.

FLEISCHER, J.; PABST, R.; KELEMEN, S. **Heat Flow Simulation for Dry Machining of Power Train Castings**. CIRP Annals — Manufacturing Technology, 56/ 1: 117–122, 2007.

GALANT, A.; GROßMANN, K.; MÜHL, A. **Thermo-Elastic Simulation of Entire Machine Tool**. Thermo-energetic Design of Machine Tools - A Systemic Approach to Solve the Conflict Between Power Efficiency, Accuracy and Productivity Demonstrated at the Example of Machining Production. Springer International Publishing, pp 69-84, 2015.

GEBHARDT, M. **Thermal Behaviour and Compensation of Rotary Axes in 5-Axis Machine Tools**. Thesis Doctor of Sciences of ETH Zurich. Suíça, pp. 137, 2014.

GEBHARDT, M. et al. **High precision grey-box model for compensation of thermal errors on five-axis machines.** CIRP Annals - Manufacturing Technology 63, pp 509–512, 2014.

GEOFFREY B.; WINSTON AK. **Fundamentals of Machining and Machine Tools;** 1989.

GIERAS J.; WING M, **Permanent Magnet Motor Technology.** 2nd ed. New York: Marcel Dekker; 2002.

GIM, T. **Modelling and evaluation of time-varying thermal errors in machine tool elements.** 205p. Thesis (Doctor of Philosophy) – Cranfield University – School of Industrial and Manufacturing Science. Cranfield, Bedford – UK, 1997.

GLEICH, S. **Simulation des thermischen Verhaltens spanender Werkzeugmaschinen in der Entwurfsphase.** 107 p. Dr.-Ing. Von der Fakultät für Maschinenbau der Technischen Universität Chemnitz, 2008.

GORNIK, J. M. **Design and Metrology of a Precision XY Planar Stage.** 96p. Thesis (Master of Applied Science) – University of Waterloo. Waterloo, Ontario – Canada, 2010.

GROßMANN, K. et al. **Strukturveränderlichkeit in FEM und Blocksimulation bei der Berechnung von Temperaturfeldern.** 16. Dresdner Werkzeugmaschinen-Fachseminar – TU Dresden, IWM, pp 114 – 129, 2013.

GROßMANN, K. et al. **Simulative Erweiterung der Datenbasis zur korrelativen Korrektur thermo-elastischer Verformungen,** TU Dresden, IWM, pp 164 – 176, 2013.

HAITAO, Z.; JIANGUO, Y.; JINHUA, S. **Simulation of thermal behavior of a CNC machine tool spindle.** Int. J. of Machine Tools & Manuf., n.47, pp. 1003-1010, 2007.

HAITAO, Z.; YANG, J.; SHEN, J. **Simulation of thermal behavior of a CNC machine tool spindle.** Int. Journal of Machine Tools & Manuf., 47(6), pp. 1003-1010, 2007.

HAN, J. et al. **A new thermal error modeling method for CNC machine tools.** International Journal Adv. Manuf. Technol., n.62, pp. 205-212, 2012.

HARRIS, T.A.; BARNSBY, R.M. **Tribological performance prediction of aircraft gas turbine main shaft ball bearings**. Tribology Transactions, 41(1), pp. 60-8, 1998.

HARRIS, T.A. **Rolling bearing analysis**. 4th ed., New York - USA: John Wiley; ISBN 0-471-35457-0, 2001.

HAYKIN, S. **Neural Network: A Comprehensive Foundation**. 2nd: Ed. Pearson Prentice Hall, Singapore, 823 pp., ISBN 978-0132733502, 1998.

HEISEL, U.; KOSCSÁK, G.; STEHLE, T. **Thermography-Based Investigation into Thermally Induced Positioning Errors of Feed Drives by Example of a Ball Screw**. Institute for Machine Tools, University of Stuttgart, Germany. Annals of the CIRP Vol. 55/1, 2006.

HÖFER H.; WIEMER H. **Generation of motion sequences for thermal load of machine tools**. Production Engineering. Feb;11(1):75–83, 2017.

HOREJŠ, O.; MAREŠ, M.; NOVOTNÝ, L. **Advanced Modelling of Thermally Induced Displacements and Its Implementation into Standard CNC Controller of Horizontal Milling Center**. 3rd CIRP Conference on Process Machine Interactions (3rd PMI). Procedia CIRP 4, 67 – 72, 2012.

HUANG S.C. **Analysis of a model to forecast thermal deformation of ball screw feed drive systems**. International Journal of Machine Tools and Manufacture, v.35, n.8, pp. 1099-1104, 1995.

IBARAKI S.; OTA Y. **A Machining Test to Evaluate Geometric Errors of Five-axis Machine Tools with its Application to Thermal Deformation Test**. Procedia CIRP. 14: 323 – 328, 2014.

INCROPERA, F. P. et al. **Fundamentals of Heat and Mass Transfer**. 7a Ed. John Wiley and Sons, pp. 1080, 2011.

ISO 13041-8 – INTERNATIONAL STANDARD. **Test Conditions for Numerically Controlled Turning Machines and Turning Centers – Part 8: Evaluation of Thermal Distortions**. 09p, 2004.

ISO 230-7 – INTERNATIONAL STANDARD. **Test Code for Machine Tools – Part 7: Geometric accuracy of axes of rotation.** 08p. 2006.

ISO 10791-10 – INTERNATIONAL STANDARD. **Test conditions for machining centres. Part 10: Evaluation of thermal distortions.** 08p. 2007.

ISO 230-3 – INTERNATIONAL STANDARD. **Test Code for Machine Tools – Part 3: Determination of Thermal Effects.** 10p. 2007.

ISO 10791-6 – INTERNATIONAL STANDARD. **Test conditions for machining centres. Part 6: Accuracy of speeds and interpolations.** 09p. 2012.

ISO 230-1 – INTERNATIONAL STANDARD. **Test Code for Machine Tools – Part 1: Geometric accuracy of machines operating under no-load or quasi-static conditions.** 10p. 2012.

ISO 10791-7 – INTERNATIONAL STANDARD. **Test conditions for machining centres. Part 7: Accuracy of a finished test piece.** 08p. 2014.

JANG, S.H.; KIM, G.H.; PARK, C.H. **Estimation of friction heat in a linear motion bearing using Box-Behnken design.** Int. Journal of Advanced Manufacturing Technology, 89(5–8), pp. 2021–2029, 2017.

JEDRZEJEWSKI J. et al. **Effect of the Thermal Contact Resistance on Thermal Behaviour of the Spindle Radial Bearings.** International Journal of Machine Tools and Manufacture 28(4):409–416, 1988.

JEDRZEJEWSKI J. et al. **Description of the Forced Convection along the Walls of Machine-tool Structures.** Annals of the CIRP 37(1):397–400, 1989.

JEDRZEJEWSKI J., et al. **A new Approach to Modelling Thermal Behaviour of a Machine Tool under Service Conditions.** Annals of the CIRP 41(1):455–458, 1992.

JEDRZEJEWSKI J., et al. **An Approach to Integrating Intelligent Diagnostics and Supervision of Machine Tools.** Journal of Intelligent Manufacturing 9:295–302, 1998.

JEDRZEJEWSKI J., et al. **Numerical Analyses and Compensation of HSC Machine Tools Thermal Displacements.** pp. 268–275 Proceedings Lamdamap, vol. 71861941188, 2005.

JEDRZEJEWSKI J., et al. **Precise Model of HSC Machining Centre for Aerospace Parts Milling.** Journal of Mechanical Engineering 8(3):29–41, 2008.

KAGERMANN H.; WAHLSTER W.; HELBIG J. **Securing the future of German manufacturing industry: recommendations for implementing the strategic initiative INDUSTRIE 4.0.** Final Rep Ind. 40:1–84, 2013.

KEIDANREN, J.B.F. **Reform of the economy and society by the deepening of “Society 5.0”.** Japan Business Federation - Toward realization of the new economy and society, 2015.

KIM S.K., et al. **Real-time Estimation of Temperature Distribution in a Ball-screw System.** International Journal of Machine Tools and Manufacture 37:451–464, 1997.

KIM S.M., et al. **Prediction of Thermo-elastic Behaviour in a Spindlebearing Surroundings.** Int. Journal of Machine Tools and Manufacture 41:809–831, 2001.

KIM J.J., et al. **Thermal Behaviour of a Machine Tool Equipped with Linear Motors.** International Journal of Machine Tools and Manufacture 44:749–758, 2004.

KIM, N.; SANKAR, B. V. **Introdução à análise e ao projeto em elementos finitos.** Rio de Janeiro: LTC, 353 p., 2011.

KISHAWY, H.A., et al. **Effect of coolant strategy on tool performance, chip morphology and surface quality during high-speed machining of A356 aluminum alloy.** Int. Journal Machine Tools & Manufacture. 45(2), pp. 219–227, 2005.

KODERA, T. et al. **Real-time estimation of ball-screw thermal elongation based upon temperature distribution of ball-screw.** JSME Int. Journal Series C Mech. Systems, Machine Elements and Manufacturing, 47(4), pp. 1175–1181, 2004.

KWASNY, W.; TUREK, P.; JEDRZEJEWSKI, J. **Survey of machine tool error measuring methods.** Journal of Machine Engineering, Vol. 11, No. 4, pp 7–38, 2011.

LACALLE, L.N.L; LAMIKIZ, A. **Machine Tools for High Performance Machining**. Ed. London: Springer, 442 pp, 2009.

LECLERC M. E. **Characterization of a vertical two axis lathe**. Thesis (Master of Science in Mechanical Engineering) – Georgia Institute of Technology. Atlanta, Georgia – USA, 2005.

LEE, S.K.; YOO, J.H.; YANG, M.S. **Effect of thermal deformation on machine tool slide guide motion**. Tribology International, 36 (1) 41-47, 2003.

LIA S.; YAO, X. H.; FU, J. Z. **Thermal Deformation Errors Compensation System of Machine Tools**. Advanced Materials Research Vols. 201-203, pp 1657-1661, 2011.

LIANG SY; HECKER RL; LANDERS RG. **Machining process monitoring and control: the state-of-the-art**. J Manuf. Sci. Eng. 126:297, 2004.

LI, F. et al. **A Temperature Sensor Clustering Method for Thermal Error Modeling of Heavy Milling Machine Tools**. MDPI Applied Sciences. 7(1), pp. 82, 2017.

LI H., et al. **Analysis of Bearing Configuration Effects on High Speed Spindles Using an Integrated Dynamic Thermo-mechanical Spindle Model**. International Journal of Machine Tools and Manufacture 44:347–364, 2004.

LI, H.; SHIN, Y. **Integrated dynamic thermo-mechanical modeling of high speed spindles, part I: model development**. Trans. of ASME - Journal of Manufacturing Science and Engineering, 126(1), pp. 148-58, 2004.

LI, X. et al. **Study on the influence of thermal characteristics of rolling bearings and spindle resulted in condition of improper assembly**. Applied Thermal Engineering 114, pp 221–233, 2017.

LI, X.; XU, J. **Analysis of Fluid-Solid-Thermal Coupling for Ball Screw in Boring-Milling Machining Center**. Procedia Engineering, 174, pp. 530-536, 2017.

LI, Y. et al. **A review on spindle thermal error compensation in machine tools**. International Journal of Machine Tools & Manufacture 95, pp 20–38, 2015.

LIU, C.; XU X. **Cyber-physical machine tool – the era of machine tool 4.0**. Procedia CIRP. 63:70–5, 2017.

LIU, C. et al. **A systematic development method for cyber-physical machine tools**. Journal of Manufacturing Systems. JMSY-638, 2018.

LIU, H. et al. **Robust modeling method for thermal error of CNC machine tools based on ridge regression algorithm**. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 113, pp. 35-48, 2017.

LIU, K., et al. **Physically based modeling method for comprehensive thermally induced errors of CNC machining centers**. International Journal Advanced Manufacturing Technology, 2017.

LIU, K., et al. **Modeling and compensation for spindle's radial thermal drift error on a vertical machining center**. Int. J. of M. Tools and Manuf., 105 (6) 58-67, 2016.

LIU, K. et al. **Physically based modeling method for comprehensive thermally induced errors of CNC machining centers**. Int J Adv Manuf Technol. 12 pg, 2017.

LIU, T. et al. **Power matching based dissipation strategy onto spindle heat generations**. Applied Thermal Engineering 113, pp 499–507, 2017.

LIU, T. et al. **Analytical modeling for thermal errors of motorized spindle unit**. International Journal of Machine Tools & Manufacture 112, 53–70, 2017.

LOEWEN, E.G.; SHAW, M.C. **On the analysis of cutting tool temperatures**. Trans. ASME, 76, pp 217-221, 1954.

LOMBARDI JR., A. B., ÁVILA, P. U. **Termometria – Conceitos e Aplicações**. 1ª Ed., São Paulo: Érica, 120 p., 2013.

LU, M.W.; WEI, S.X.; YIN, X. **CNC Lathe Cutter Saddle Body's Thermal Characteristics Analysis Based on ANSYS**. International Conference on Applied Science and Engineering Innovation (ASEI 2015). Atlantis Press, pp 431-435, 2015.

LUDWIG, O.; MONTGOMERY, E. **Redes Neurais – Fundamentos e Aplicações com Programas em C**. 1ª Ed., Rio de Janeiro, RJ: Ed. Ciência Moderna, 122 p., 2007.

MACHADO et al. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 3ª Ed., Blucher, 2015.

MAYR J, et al. **Comparing the Thermo-mechanical Behaviour of machine Tool Frame Designs Using a FDM – FEM Simulation Approach**. Proceedings ASPE Annual Meeting pp 17–20, 2007.

MAYR J, et al. **Compensation of Thermal Effects on Machine Tools using a FDEM Simulation Approach**. Proceedings Lamdamap, vol. 9. ISBN 1861941188, 2009.

MAYR, J. **Beurteilung und Kompensation des Temperaturgangs von Werkzeugmaschinen**, Diss. ETH Zurich, 2010.

MAYR J, et al. **Thermal behaviour improvement of linear axis**. Proceedings of 11th Eus. International Conference, V1, 291–294, 2011.

MAYR, J.; et al. **Thermal issues in machine tools**. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 61(2), pp. 771-791, 2012.

MAYR, J.; MÜLLER, M.; WEIKERT, S. **Automated thermal main spindle & B-axis error compensation of 5-axis machine tools**. CIRP Annals - Manufacturing Technology 65, pp 479–482, 2016.

MIAO, E.M. et al. **Robustness of thermal error compensation modeling models of CNC machine tools**. Int. Journal Adv. Manuf. Technol, n.69, pp. 2593-2603, 2013.

MIAO, E.M. et al. **Robustness of thermal error compensation modeling models of CNC machine tools**. International Journal Advanced Manufacturing Technology, 69(9), pp. 2593-2603, 2013.

MIAO, E.M. et al. **Study on the effects of changes in temperature-sensitive points on thermal error compensation model for CNC machine tool**. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 97, pp. 50-59, 2015.

MIZE, C.D.; ZIEGERT, J.C. **Neural network thermal error compensation of a machining center**. Precision Engineering, 24(4), pp. 338-346, 2000.

MOU J, et al. **A method of using neural networks and inverse kinematics for machine tool error estimation and correction.** ASME Trans. Journal of Manufacturing Science and Engineering, n. 119, pp. 247-254, 1997.

NARENDRA, R.T. et al. **Real-time thermal error compensation module for intelligent Ultra Precision Turning Machine (iUPTM).** Procedia Materials Science 6, pp 1981-1988, 2014.

NASCIMENTO C.H. **Estudo do erro de posicionamento do eixo X em função da temperatura de um centro de usinagem.** Tese de doutorado apresentada a Escola de Engenharia de São Carlos USP. 104pp, 2015.

NAUMANN, A. et al. **High-Accuracy Thermo-Elastic Simulation on Massively Parallel Computer.** Thermo-energetic Design of Machine Tools - A Systemic Approach to Solve the Conflict Between Power Efficiency, Accuracy and Productivity Demonstrated at the Example of Machining Production. Springer International Publishing, pp 95-110, 2015.

NEUGEBAUER R, et al. **A modelling approach to optimize the thermal behavior of machine tool components.** Production Annals of the German Academy of Society for Production Engineering 9(1):131–134, 2002.

NEUGEBAUER R. et al. **Mechatronic Systems for Machine Tools.** Annals of the CIRP 56(2):656–686, 2007.

NEUGEBAUER R. et al. **Simulation des Wärmegangs von Werkzeugmaschinen.** Fraunhofer Institut für Werkzeugmaschinen und Umformtechnik, Chemnitz, Germany, IWU Forschungsvorhaben, Nr. 2609, pp. 79, 2008.

NEUGEBAUER R, et al. **An extended Procedure for Convective Boundary Conditions on Transient Thermal Simulations of Machine Tools.** Production Engineering Research and Development 6:641–646, 2010.

NEUGEBAUER, R. et al. **Modelling of Thermal Interactions between Environment and Machine Tool.** Thermo-energetic Design of Machine Tools - A Systemic Approach to Solve the Conflict Between Power Efficiency, Accuracy and Productivity Demonstrated at the Example of Machining Production. Springer International Publishing, pp 111-124, 2015.

PABST, R. **Mathematische Modellierung der Wärmestromdichte zur Simulation des thermischen Bauteilverhaltens bei der Trockenbearbeitung.** (Dr. Ing dissertation). Dissertation. Universität Karlsruhe, 2008.

PALMGREN, A.; RULEY, B. **Ball and roller bearing engineering.** Philadelphia: SKF Industries Inc.; SKF Industries Inc. USA, 1945.

PARTZSCH, M.; BEITELSCHMIDT, M. **Simulation of Pose- and Process-Dependent Machine Tool Models.** Thermo-energetic Design of Machine Tools - A Systemic Approach to Solve the Conflict Between Power Efficiency, Accuracy and Productivity Demonstrated at the Example of Machining Production. Springer International Publishing, pp 61-68, 2015.

PIERSE M. **A Simple Method for Thermal Error Correction of a Grinding Machine.** Proceedings Lamdamap, vol. 81861941188, 2007.

PRITSCHOW, G.; EPPLER, C.; GARBER, T. **Influence of the dynamic stiffness on the accuracy of PKM.** Parallel kinematic machines in research and practice TIB - pp. 313 – 334, 2002.

RAMESH R, et al. **Error Compensation in Machine Tools – A Review Part II: Thermal Errors.** Int. Journal of Machine Tools and Manufacture 40:1257–1284, 2000.

RAMESH R, et al. **Support Vector Machine Model for Classification of thermal Error in Machine Tools.** Int. Jou. of Advanced Manuf. Technology 20:114–120, 2002.

RAMESH R, et al. **Thermal Error Measurement and Modelling in Machine Tools Part I: Influence of Varying Operating Condition.** International Journal of Machine Tools and Manufacture 43:405–419, 2003.

ROSENBERG N. **Technological change in the machine tool industry.** 1840–1910. J. Econ. Hist. 23:414–43, 1963.

SANTOS M.O., et al. **Numerical and Experimental Modeling of Thermal Errors in a Five-Axis CNC Machining Center .** Int. J. Adv. Manuf. Technol. Springer London. Print ISSN 0268-3768. pp 1-24, 2018.

SCHINDLER, S., et al. **Thermo elastic Deformations of the Workpiece When Dry Turning Aluminum Alloys — A Finite Element Model to Predict Thermal Effects in the Workpiece.** CIRP J. of Manuf. Science and Technology, 7/3: 233–245, 2014.

SCHOSSIG; HANS-PETER. **Thermik-Forschung und die Umsetzung der Erkenntnisse in Maschinenkonzepten bei DMG.** 16. Dresdner Werkzeugmaschinen-Fachseminar – Tech. Universität Dresden, pp 02 – 15, 2013.

SCHWEINICH, M., et al. **Heat Input Modeling and Calibration in Dry NC-milling Processes.** Production Engineering — Research and Develop., 9/4: 495–504, 2015.

SCHWENKE H, et al. **Geometric Error Measurement and Compensation of machines – An Update.** Annals of the CIRP 57(2):660–675, 2008.

SHAW, M.C. Metal cutting principles. Oxford Scientific Publications, 1986.

SHI, H., et al. **Investigation into effect of thermal expansion on thermally induced error of ball screw feed drive system of precision machine tools.** International Journal of Machine Tools and Manufacture, 97(10) 60-71, 2015.

SLOCUM, A. H. **Precision machine design.** Prentice-Hall, Inc. 1992.

SMITH, G.T. **Machine Tool Metrology – An Industrial Handbook.** Switzerland: Springer, 685 pp., 2016.

SOORI, M.; AREZOO B.; HABIBI, M. **Virtual machining considering dimensional, geometrical and tool deflection errors in three-axis CNC milling machines.** Journal of Manufacturing Systems 286 pp 1–10, 2014.

SORTINO, M. et al. **Compensation of geometrical errors of CAM/CNC machined parts by means of 3D workpiece model adaptation.** Computer-Aided Design 48, 28–38, 2014.

SOUZA, R. F. **Desenvolvimento de uma metodologia para determinação e análise dos deslocamentos térmicos de máquinas-ferramenta usando o método dos elementos finitos e redes neurais artificiais.** 150p. Tese (Doutorado) – Universidade Federal da Paraíba. João Pessoa – PB, 2013.

SOUZA, A. R. **Padrões corporificados e a tecnologia de medição por coordenadas inovando a qualificação geométrica de centros de usinagem.** 180p. Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis – SC, 2000.

SPUR G, et al. **Thermal Behaviour Optimization of Machine Tools.** Annals of the CIRP 37(1):400–405, 1988.

TA, N. R., et al. **Real-time thermal error compensation module for intelligent Ultra Precision Turning Machine (iUPTM).** 3rd International Conference on Materials Processing and Characterisation (ICMPC 2014). Procedia Materials Science 6. pp 1981 – 1988, 2014.

TANIGUCHI, N. **Current status in, and future trends of ultraprecision machining and ultrafine materials processing.** Key Note Papers – Annals of the CIRP Vol. 32/2, 1983.

TAKABI J.; KHONSARI M.M. **Experimental testing and thermal analysis of ball bearings.** Tribology International, 60, pp. 93-103, 2013.

TETI R. et al. **Advanced monitoring of machining operations.** CIRP Ann – Manuf. Technol. 59:717–39, 2010.

TRIGGER, K.J.; CHAO, B.T. **An analytical evaluation of metal-cutting temperatures.** Trans. ASME, 53, pp 57-68, 1951.

TSUTSUMI, M. et al. **Enhancement of geometric accuracy of five-axis machining centers based on identification and compensation of geometric deviations.** International Journal of Machine Tools & Manufacture 68, pp 11–20, 2013.

TU, J.F.; STEIN, J.L. **Model error compensation for observer design.** Int. Journal of Control, 69, pp. 329-45, 1998.

TUREK P, et al. **Methods of Machine Tool Error Compensation.** Journal of Machine Engineering 10(4): pp 5–26, 2010.

UDDIN, M. S. et al. **Prediction and compensation of machining geometric errors of five-axis machining centers with kinematic errors.** Precision Engineering 33, pp 194–201, 2009.

UHLMANN, E.; HU, J. **Thermal modelling of a high speed motor spindle**. Proc. 5th CIRP – Conf. on High Performance Cutting 2012. Procedia CIRP (1), p. 313-318, 2012.

VDI/DQG 3441. INTERNATIONAL STANDARD. **Statistical testing of the operational and positional accuracy of machine tools**. 10p, 2006.

VDI/NGQ 5211 Part 2:2013-09. **Testing guidelines and testing workpieces for high speed cutting (HSC) –Part 2: Milling machines and machining centres for the 5-axis simultaneous milling**. Dusseldorf, Alemanha; 2013.

VELDHUIS, S.C.; ELBESTAWI, M.A. **A strategy for the compensation of errors in five-axis machining**. Annals of the CIRP 44 (1) pp. 373–378, 1995.

VENUGOPAL R.; BARASH, M. **Thermal effects on the accuracy of numerically controlled machine tools**. Annals of the CIRP, v. 35, n.1, pp. 255-258, 1986.

VERL, A.; FREY, S. **Correlation between feed velocity and preloading in ball screw drives**. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 59(1), pp. 429-432, 2010.

VIPREY, F. **Modélisation et caractérisation des défauts de structure de machine-outil 5 axes pour la mesure in-process**. Génie mécanique [physics.class-ph]. Université Paris-Saclay, França, 2016.

VYROUBAL J. **Compensation of machine tool thermal deformation in spindle axis direction based on decomposition method**. Precision Engineering, vol. 36, no. 1, pp. 121–127, 2012.

WANG, Y., et al. **Compensation for the thermal error of a multi-axis machining centre**. ASME Trans. Journal of Materials Processing Technology 75. pp. 45–53, 1998.

WANG, W. et al. **A Fourier Series-Neural Network Based Real-Time Compensation Approach for Geometric and Thermal Errors of CNC Milling Machines**. Hindawi Publishing Corporation. Advances in Mechanical Engineering. Volume 2013, 11 pages, 2013.

WECK M, et al. **Compensation of Thermal Errors in Machine Tools with a Minimum Number of Temperature Probes Based on Neural Networks.** Proceedings of the ASME DSC 64:423–430, 1998.

WEIDERMANN F. **Praxisnahe thermische Simulation von Lagern und Führungen in Werkzeugmaschinen.** In: 19th CAD-FEM User's Meeting 2001, Potsdam; 2001.

XIN-HUA, Y. et al. **Bayesian networks modeling for thermal error of numerical control machine tools.** Journal of Zhejiang University: Science A, v.9, n.11, pp. 1524-1530, 2008.

XU, M.; JIANG, S.; CAI, Y. **An improved thermal model for machine tool bearings.** International Journal Machine Tools & Manufacture, 47(1), pp. 53-62, 2007.

XU, N. et al. **Modeling analysis and experimental study for the friction of a ball screw.** Mechanism and Machine Theory 87, pp 57–69, 2015.

XU, Z.Z. et al. **Thermal error forecast and performance evaluation for an air-cooling ball screw system.** International Journal of Machine Tools & Manufacture, 51(7-8), pp. 605-611, 2011.

XU X. **Machine Tool 4.0 for the new era of manufacturing.** Int J Adv Manuf Technol. 92:1893–900, 2017.

YANG, H.; NI, J. **Dynamic neural network modelling for nonlinear, nonstationary machine tool thermally induced error.** International Journal Machine Tools & Manufacture, 45(4-5), 455–465, 2005.

YANG, J.G. (1998). **Error Synthetic Compensation Technique and Application for NC Machine Tools.** Doctor Thesis, Shanghai Jiaotong University, Shanghai, China.

YAN, JY; YANG JG. **Application of synthetic gray correlation theory on thermal point optimization for machine tool thermal error compensation.** Intern. Journal Adv Manuf. Technol, n.43, pp. 1124 – 1132, 2009.

YANG H. **Dynamic Neural Network Modelling for Nonlinear, Nonstationary Machine Tool Thermally Induced Error**. International Journal of Machine Tools and Manufacture n. 45:pp. 455–465, 2005.

YANG, Q.D. et al. **Linear regression and neural net models applied to thermal error compensation in machine tools**. European Journal of Mechanical and Environmental Engineering. Brussels: Belgian Society of Mechanical Environmental Engineering, 44(3), pp. 146-152, 1999.

YANG, S.; YUAN, J.; NI J. **Accuracy enhancement of a horizontal machining center by real-time error compensation**. Journal of Manufacturing Systems, 15(2), pp. 113-124, 1996.

YUAN, J., NI, J. **The real-time error compensation technique for CNC machining systems**. Mechatronics (8). 359–380, 1998.

YUN, W.S.; KIM, S.K.; CHO, D.W. **Thermal error analysis for a CNC lathe feed drive system**. Int. J. of Machine Tools and Manufac. 39, pp 1087-1101, 1999.

ZHANG, J.F. et al. **Thermal structure design and analysis of a machine tool headstock**. Mechanics, 19(4), pp. 478-485, 2013.

ZHANG, Y; YANG, J.; JIANG, H. **Machine tool thermal error modeling and prediction by gray neural network**. International Journal Advanced Manufacturing Technology, 59 (9-12), pp. 1065-1072, 2012.

ZHU, J. **Robust thermal error modeling and compensation for CNC machine tools**. 160p. Thesis (Doctor of Philosophy) – The University of Michigan. Ann Arbor, MI – USA, 2008.

ZOPPELLARI, A. B. **Modelamento e compensação de erros térmicos para um centro de torneamento**. 2014. 85p. Dissertação (Mestrado) – Universidade de São Paulo. São Carlos – SP, 2014.

ZOU, H.T.; WANG, B.L. **Investigation of the contact stiffness variation of linear rolling guides due to the effects of friction and wear during operation**. Tribology International 92, pp 472–484, 2015.

ANEXOS

Código do algoritmo de compensação térmica do centro de usinagem:

```
//Funções de ativação utilizadas no programa
double tansig(double R){
    return (exp(R)-exp(-R))/(exp(R) + exp(-R));
}
double purelin(double R){
    return R;
}

//Parâmetros de entrada
const double entradas [1][7] = {{t, T1, T4, T7, T10, T12, T15}};

//Pesos da primeira camada
const double pesos_15 [15][7] = {
    {-0.46427, 1.25100, 2.6970, -4.22660, 1.04200, -0.71527, 0.00798},
    {0.20378, 1.12850, 0.33692, -0.23910, -0.64899, 0.07029, -0.00271},
    {3.77230, 0.47577, -1.38510, -1.18880, -0.34861, -0.17856, -0.00952},
    {-1.57770, 1.87990, -5.12870, -0.44026, 3.26340, -0.95649, -0.04950},
    {-0.88269, -0.31287, 0.12106, 0.65889, 1.27310, 0.15692, 0.01004},
    {0.50239, 0.10997, 0.06995, -0.23228, -1.14850, -0.11650, -0.00607},
    {-7.10670, -2.47250, 9.56800, -6.41160, 4.70340, 5.92080, -0.19422},
    {-5.46630, -1.76110, 8.00930, -2.81070, 0.32898, -0.31424, -0.09376},
    {-0.99737, -5.05000, 2.23230, 3.37630, -0.09793, 0.11508, 0.00920},
    {-1.65410, 0.97726, -1.72310, 2.51940, 1.80570, 0.64143, -0.01262},
    {-2.62820, 4.01390, 0.39852, 4.16550, -5.85070, -1.35760, -0.02101},
    {-0.39317, -0.64255, -0.49467, 1.41350, -1.25280, -0.45138, 0.00064},
    {-2.77850, 4.41310, -5.04960, 1.10200, 1.31100, -0.03355, -0.01126},
    {4.48400, 25.37310, -10.91670, -13.21150, 24.36870, -28.80250,
28.02450},
    {1.13930, -0.28857, 0.85110, 1.07510, 0.55994, 0.67702, -0.02109}
};

//Bias da primeira camada
const double bias_15 [15]= { 1.18000, -0.32848, -1.94370, 2.30230,
0.03900, -0.07184, 2.33520, -3.02300, -1.44950,
1.28960, -2.50820, -0.86294, 0.69772, -0.98306,
2.25380 };

//Pesos da segunda camada
const double pesos_3 [3][15] ={
    {-0.064031, 1.167500, 0.007970, 0.105030, 0.016228, -1.223300, -
0.036803, -0.029925, -0.050577, -0.337340, -0.023572, 0.056768,
0.074478, -0.005264, -0.130160},
    {-0.176570, 2.375200, -0.273680, 0.384130, -4.223600, -6.525100,
0.162480, -0.190060, 0.324550, -0.413340, 0.001404, 2.000400, -
0.406570, 0.005417, 0.592860},
    {-0.434300, -1.607900, 0.057409, -0.044185, 3.513300, 5.388500, -
0.035532, 0.029681, -0.907320, 0.204880, -0.147530, -1.065200, -
0.032141, -0.002771, -0.275670}
};
```

```

//Bias da segunda camada
const double bias_3 [3] = {0.77295, 0.76873, -0.69768 };

int main(){
    int i,j, conta_entradas;
    double hidden[15];
    double saida [3];
    for(conta_entradas = 0; conta_entradas < 1; conta_entradas++){

//Inicialização dos neurônios
        for(i = 0; i < 15; i++)
            hidden[i] = 0;
        for (i = 0; i < 3; i++)
            saida[i] = 0;

//Cálculo da saída da camada hidden
        for(i = 0; i < 15; i++){
            for (j = 0; j < 7; j++)
                hidden[i]=hidden[i]+pesos_15[i][j]*entradas[conta_entradas][j];
            hidden[i] = tansig(hidden[i] + bias_15[i]);
        }

//Cálculo da camada de saída
        for(i = 0; i < 3; i++){
            for (j = 0; j < 15; j++)
                saida[i] = saida[i] + pesos_3[i][j] * hidden[j];
            saida[i] = purelin(saida[i] + bias_3[i]);
        }

//Apresentação das saídas -> Erros térmicos X, Y, Z
        for(i = 0; i < 3; i++)
            printf("Saida[%i]:%.4lf ", i, saida[i]);
        printf("\n\n");
    }

    return 0;}

```