Cláudia Hespanholo Nascimento

**Estudo da distribuição de temperatura na região de formação
de cavacos usando Método dos Elementos Finitos**

São Carlos

2011

Cláudia Hespanholo Nascimento

**Estudo da distribuição de temperatura na região de formação
de cavacos usando Método dos Elementos Finitos**

Dissertação apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo para obtenção do título de Mestre em Engenharia de Produção.

Área de concentração: Processos de Manufatura Avançada

Orientador: Prof. Tit. Reginaldo Teixeira
Coelho

São Carlos

2011

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.

Ficha catalográfica preparada pela Seção de Tratamento
da Informação do Serviço de Biblioteca – EESC/USP

N244e	<p>Nascimento, Cláudia Hespanholo</p> <p>Estudo da distribuição de temperatura na região de formação de cavacos usando método dos elementos finitos / Cláudia Hespanholo Nascimento ; orientador Reginaldo Teixeira Coelho. -- São Carlos, 2011.</p> <p>Dissertação (Mestrado-Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção e Área de Concentração em Processos de Manufatura Avançada) -- Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2011.</p> <p>1. Transferência de calor. 2. Formação de cavaco. 3. Método dos elementos finitos. I. Título.</p>
-------	--

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato(a): Bacharel **CLAUDIA HESPANHOLO NASCIMENTO**.

Dissertação defendida e julgada em 20.04.2011 perante a Comissão Julgadora:

Prof. Associado **REGINALDO TEIXEIRA COELHO** – (Orientador)
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP) APROVADO

Prof. Dr. **LUIZ EDUARDO DE ANGELO SANCHEZ**
(Universidade Estadual Paulista “Julio de Mesquita Filho”/UNESP/campus de Bauru) APROVADO

Prof. Dr. **RODRIGO BRESCIANI CANTO**
(Universidade Federal de São Carlos/UFSCar) APROVADO

Prof. Associado **AQUILES ELIE GUIMARÃES KALATZIS**
Coordenador do Programa de Pós-Graduação em
Engenharia de Produção

Prof. Associado **PAULO CÉSAR LIMA SEGANTINE**
Presidente da Comissão da Pós-Graduação da EESC

Dedicatória

Aos meus pais Antônio Carlos e Natália,
À minha irmã Paula,
À minha avó Maria,
Ao meu avô Moacir que deixou muita saudade...

Agradecimentos

Ao Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho pela confiança, orientação e por acreditar na realização deste trabalho.

Ao Adolpho, técnico do Laboratório OPF pela ajuda na realização dos trabalhos experimentais.

Ao Jorge Nicolau dos Santos do Laboratório NETeF.

Ao Prof. Dr. Renato Goulart Jasinevicius do Laboratório de Usinagem de Precisão.

Aos colegas do OPF pela ajuda e companheirismo.

Aos funcionários e docentes do Departamento de Engenharia de Produção EESC/USP.

À CAPES pelo suporte financeiro.

À Todos que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho.

Epígrafe

”Mestre não é quem sempre ensina, mas quem de repente aprende”.

(Guimarães Rosa)

Sumário

Lista de Figuras.....	x
Lista de Tabelas	xvi
Lista de Siglas	xviii
Lista de Símbolos	xix
Resumo.....	xxii
Abstract	xxiii
1 Introdução.....	1
1.1 Objetivos.....	2
2 Revisão Bibliográfica.....	3
2.1 Processo de Fresamento	3
2.2 Usinagem em Alta Velocidade	6
2.3 Metal Duro	8
2.4 Corte Ortogonal	9
2.5 Mecanismos de Formação de Cavacos.....	10
2.6 Temperatura de Corte.....	13
2.7 Teoria básica para o fluxo de calor em sólidos	17
2.8 Modelos Analíticos para a condução de calor nos processos de usinagem.....	21
2.8.1 Modelo de Trigger e Chao	21
2.8.2 Modelo de Loewen e Shaw	24

2.9	Métodos Experimentais para medição de temperatura em usinagem	37
2.9.1	Método Termopar Ferramenta-Peça	37
2.9.2	Método Infravermelho	39
2.10	Método dos Elementos Finitos (MEF) - Conceitos básicos	40
3	Proposta de um modelo numérico utilizando o Método dos Elementos Finitos para análise de temperatura na região de formação de cavacos	43
3.1	Método Explícito de simulação desenvolvido no presente trabalho	44
3.1.1	Modelo para o material metálico	46
3.1.2	Modelo de ruptura do material	47
3.1.3	Modelo de atrito na superfície de saída e de flanco	48
3.1.4	Modelo de transformação da deformação plástica em calor	49
3.1.5	Modelo de distribuição de calor entre as interfaces do processo	50
3.2	Método Implícito de simulação desenvolvido neste trabalho	51
4	Análise de Variância (ANOVA)	53
4.1	Modelo ANOVA	53
5	Trabalho Experimental	56
5.1	Máquina-Ferramenta	56
5.2	Ferramenta	56
5.3	Equipamentos de Medição	58
5.4	Corpos de Prova	58
5.5	Banco de Ensaios	59
5.6	Planejamento Experimental	61
5.7	Tratamento dos dados obtidos	62
6	Resultados e Discussão	64
6.1	Resultados dos Ensaios Experimentais	64

6.2	Resultados Numéricos	66
6.3	Comparação entre os métodos	72
7	Conclusões.....	76
	Referências	77
	Anexo A – Aplicação do Método dos Elementos Finitos	81
	Anexo B – Calibração dos Termopares	85
B.1	Termopar1.....	86
B.2	Termopar2.....	87
B.3	Termopar4.....	88
B.4	Termopar5.....	89
B.5	Termopar6.....	90
B.6	Termopar7.....	91
B.7	Termopar8.....	92
B.8	Termopar9.....	93
B.9	Termopar10.....	94
B.10	Termopar12.....	95
	Anexo C – Resultados experimentais.....	96
	Anexo D – Resultados numéricos da segunda etapa de simulação	98

Lista de Figuras

Figura 2.1	Métodos de fresamento: (a) Tangencial (b) Faceamento	3
Figura 2.2	(a) Fresamento concordante (b) Fresamento discordante	4
Figura 2.3	Velocidades de corte HSM para vários materiais	7
Figura 2.4	Exemplos de corte ortogonal	10
Figura 2.5	Mecanismo de formação de cavaco	11
Figura 2.6	Regiões de calor durante a formação de cavaco	12
Figura 2.7	Fontes de geração de calor no processo de corte ortogonal	15
Figura 2.8	Campo de temperatura	18
Figura 2.9	Volume de controle infinitesimal do campo de temperatura	18
Figura 2.10	Modelo de Trigger e Chao (1951)	22
Figura 2.11	Modelo de Hahn (1951)	24
Figura 2.12	Modelo de Trigger e Chao (1953)	24
Figura 2.13	Modelo de Loewen e Chao (1954)	25

Figura 2.14 Modelo Shaw para fontes de calor	27
Figura 2.15 Modelo de uma fonte de calor retangular sobre um corpo semi-infinito	27
Figura 2.16 Modelo de uma fonte de calor sobre um corpo semi-infinito	29
Figura 2.17 Comportamento na direção x da temperatura nos limites da área retangular da fonte de calor	30
Figura 2.18 Comportamento da temperatura abaixo da superfície do cavaco	31
Figura 2.19 Idealização de uma fonte de calor se movendo no plano de cisalhamento	33
Figura 2.20 Modelo usado para equacionar o calor que flui para a ferramenta devido ao atrito na interface cavaco-ferramenta	35
Figura 2.21 Modelo de Weiner (1955)	36
Figura 2.22 Esquema para medição da temperatura de corte pelo método do termopar ferramenta-peça	38
Figura 2.23 Método de calibração do termopar-peça	38
Figura 3.1 Modelo simplificado do processo de fresamento concordante	44
Figura 3.2 (a) Secção transversal da ferramenta medida por perfilometria ótica(b) Modelo FEM da ferramenta	45
Figura 3.3 Modelo MEF para a simulação explícita com deformação	46

Figura 3.4	Curvas representando a tensão normal $\sigma_n(x)$ e tensão de cisalhamento τ_f na superfície de saída	49
Figura 3.5	Curva linear de k em função da pressão	50
Figura 3.6	Modelo MEF para a simulação implícito sem deformação	51
Figura 5.1	Centro de Usinagem Romi modelo Discovery 560	56
Figura 5.2	Geometria da (a) fresa de topo e (b) pastilha	57
Figura 5.3	Geometria do corpo de prova com medidas em mm	59
Figura 5.4	Esquema da montagem dos transmissores, onde Carga simboliza o aparelho medidor de corrente	59
Figura 5.5	Banco de ensaio	60
Figura 5.6	Sistema de aquisição de dados	61
Figura 6.1	C1 Condição 1: $v_c = 80$ m/min, $f_z = 0,17$ mm/dente, tempo de usinagem 17,74 s	64
Figura 6.2	Gráfico do aumento de temperatura média para cada condição de usinagem	65
Figura 6.3	Efeito isolado da velocidade de corte sobre a variação de temperatura na peça	66
Figura 6.4	Velocidade de corte 80 mm/min (a) Fluxo de Calor por unidade de área	

	[W/m ²] (b) Temperatura [K] para o tempo de 0,5 ms, após o início do contado ferramenta-peça	67
Figura 6.5	Velocidade de corte 100 mm/min (a) Fluxo de Calor por unidade de área [W/m ²] (b) Temperatura [K] para o tempo de 0,5 ms, após o início do contado ferramenta-peça	68
Figura 6.6	Velocidade de corte 150 mm/min (a) Fluxo de Calor por unidade de área [W/m ²] (b) Temperatura [K] para o tempo de 0,5 ms, após o início do contado ferramenta-peça	68
Figura 6.7	Simulação com método implícito: C1 $v_f = 270,57$ mm/min	69
Figura 6.8	Simulação com método implícito: C2 $v_f = 338,21$ mm/min	70
Figura 6.9	Simulação com método implícito: C3 $v_f = 508,16$ mm/min	70
Figura 6.10	Curvas numéricas de temperatura para a Condição 1: $v_c = 80$ m/min, f_z $= 0,17$ mm/dente, tempo de usinagem 18 s	71
Figura 6.11	Gráfico da variação de temperatura média medida por método numérico para cada condição de usinagem	71
Figura 6.12	Média das temperaturas experimentais e numéricas em D _{0,8} , D _{1,35} , D _{1,8} e D _{2,45}	72
Figura 6.13	Comparação entre a média do aumento de temperatura do método expe- rimental e numérico na condição C1	73
Figura 6.14	Comparação entre a média do aumento de temperatura do método expe- rimental e numérico na condição C2	73

Figura 6.15 Comparação entre a média do aumento de temperatura do método experimental e numérico na condição C3	74
Figura 6.16 Comparação entre a incerteza das médias das temperaturas obtidas pelos métodos experimental e numérico	74
Figura B.1 Curva de Calibração do Termopar 1	86
Figura B.2 Curva de Calibração do Termopar 2	87
Figura B.3 Curva de Calibração do Termopar 4	88
Figura B.4 Curva de Calibração do Termopar 5	89
Figura B.5 Curva de Calibração do Termopar 6	90
Figura B.6 Curva de Calibração do Termopar 7	91
Figura B.7 Curva de Calibração do Termopar 8	92
Figura B.8 Curva de Calibração do Termopar 9	93
Figura B.9 Curva de Calibração do Termopar 10	94
Figura B.10 Curva de Calibração do Termopar 12	95
Figura C.1 C1 Condição 1: $v_c = 80$ m/mim, $f_z = 0,17$ mm/dente, tempo de usinagem 17,74 s	96

Figura C.2 C1 Condição 1: $v_c = 100$ m/mim, $f_z = 0,17$ mm/dente, tempo de usinagem 14,19 s	97
Figura C.3 C1 Condição 1: $v_c = 150$ m/mim, $f_z = 0,17$ mm/dente, tempo de usinagem 9,44 s	97
Figura D.1 Curvas numéricas de temperatura para a Condição 1: $v_c = 80$ m/mim, f_z $= 0,17$ mm/dente, tempo de usinagem 18 s	98
Figura D.2 Curvas numéricas de temperatura para a Condição 1: $v_c = 100$ m/mim, $f_z = 0,17$ mm/dente, tempo de usinagem 15 s	99
Figura D.3 Curvas numéricas de temperatura para a Condição 1: $v_c = 150$ m/mim, $f_z = 0,17$ mm/dente, tempo de usinagem 10 s	99

Lista de Tabelas

Tabela 2.1	Equações para determinação de B	23
Tabela 3.1	Propriedades dos Materiais	45
Tabela 3.2	Propriedades Johnson-Cook	48
Tabela 4.1	Modelo de uma tabela ANOVA	55
Tabela 5.1	Dimensões da Fresa e da Pastilha	57
Tabela 5.2	Composição Química do aço AISI 4340	59
Tabela 5.3	Sequência de ensaios	62
Tabela 6.1	Quadro ANOVA para variação de temperatura	65
Tabela 6.2	Resultado da primeira etapa da simulação	69
Tabela B.1	Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza absoluta e incerteza relativa do Termopar 1	86
Tabela B.2	Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza absoluta e incerteza relativa do Termopar 2	87
Tabela B.3	Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza	

absoluta e incerteza relativa do Termopar 4	88
Tabela B.4 Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza absoluta e incerteza relativa do Termopar 5	89
Tabela B.5 Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza absoluta e incerteza relativa do Termopar 6	90
Tabela B.6 Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza absoluta e incerteza relativa do Termopar 7	91
Tabela B.7 Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza absoluta e incerteza relativa do Termopar 8	92
Tabela B.8 Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza absoluta e incerteza relativa do Termopar 9	93
Tabela B.9 Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza absoluta e incerteza relativa do Termopar 10	94
Tabela B.10Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza absoluta e incerteza relativa do Termopar 12	95

Lista de Siglas

LOPF	Laboratório de Otimização dos Processos de Fabricação
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
MEF	Método dos Elementos Finitos
ANOVA	Análise de Variância
CNC	Comando Numérico Computadorizado

Lista de Símbolos

n	rotação [rpm]
f	avanco por revolução [mm]
f_z	avanco por dente [mm/dente]
d	diâmetro da fresa [mm]
z	número de dentes
v_c	velocidade de corte [m/min]
v_f	velocidade de avanço [m/min]
a_p	profundidade de usinagem [mm]
a_e	penetração de trabalho [mm]
t_c	tempo de corte [min]
Q	taxa de remoção [mm ³ /min]
h	espessura de corte [mm]
b	largura de corte [mm]
l	comprimento do cavaco [mm]
W	peso de uma parte do cavaco [Kg]
ρ	densidade do material [Kg/m ³]
R_c	grau de recalque
α	ângulo de inclinação [°]
ϕ	ângulo do plano de cisalhamento primário[°]
Q_z	quantidade de calor produzida pela deformação e pelo cisalhamento do cavaco [J]
Q_{a1}	quantidade de calor produzida pelo atrito do cavaco com a ferramenta [J]
Q_{a2}	quantidade de calor produzida pelo atrito entre a peça e a ferramenta [J]
Q_c	quantidade de calor dissipada pelo cavaco [J]

Q_p	quantidade de calor dissipada pela peça [J]
Q_f	quantidade de calor dissipada pela ferramenta [J]
Q_{ma}	quantidade de calor dissipada pela ferramenta [J]
W_c	energia consumida durante o corte [W]
F_c	força de corte [N]
A	área da seção de corte [mm^2]
ΔT	diferença de temperatura
Δx	variação de comprimento [m]
$\dot{q}$	taxa de geração de energia por unidade de volume do meio [W/m^3]
$\dot{E}_g$	taxa de energia gerada [W]
$\dot{E}_{ac}$	taxa energia acumulada [W]
$\dot{E}_{af}$	taxa de entrada de energia [W]
$\dot{E}_{ef}$	taxa de saída de energia [W]
q	fluxo de calor total [W/m^2]
q_z	fluxo de calor devido ao cisalhamento [W/m^2]
q_f	fluxo de calor devido ao atrito [W/m^2]
T_z	temperatura do cavaco assim que deixa a zona primária de cisalhamento [K]
T_0	temperatura ambiente [K]
c	calor específico do material do cavaco [$J\ Kg^{-1}\ K^{-1}$]
ρ	densidade do material do cavaco [Kg/m^3]
T_f	aumento da temperatura devido ao atrito cavaco-ferramenta [K]
m	largura de contato cavaco-ferramenta [mm]
l_c	comprimento de contato cavaco-ferramenta [mm]
dQ	diferencial de quantidade de calor adicionado à massa [W]
dW	diferencial de quantidade de trabalho [W]
dE	diferencial de quantidade de energia interna [W]
dA	diferencial da seção transversal ao fluxo de calor

$d\theta$	diferencial da variação de temperatura
dx	diferencial da direção do fluxo de calor
ρ	peso específico da massa
c	calor específico do material
dV	volume da massa
α	difusividade térmica
t_c	tempo de contato ferramenta-peça [s]
t_{Rev}	tempo de uma revolução da ferramenta [s]
$\bar{\tau}_{max}$	tensão limite de cisalhamento [MPa]

Resumo

NASCIMENTO, C.H. **Estudo da distribuição de temperatura na região de formação de cavacos usando Método dos Elementos Finitos**. 2011. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2011.

O presente trabalho tem como objetivo comparar um modelo de formação de cavacos obtido pelo Método dos Elementos Finitos (MEF) com resultados experimentais obtidos em processos de fresamento ortogonal. A comparação se concentra na distribuição de temperatura na peça. O trabalho desenvolve um modelo para a formação de cavacos com a distribuição de temperatura na região de corte usando o software ABAQUS. Inicialmente, o modelo desenvolvido utiliza o Método Explícito de solução para a formação de cavacos durante uma interação da aresta da fresa de topo com a peça. Para a simulação da operação completa de fresamento ortogonal de uma peça com a extensão de 80 mm e espessura de 5 mm em aço AISI 4340 endurecido, o método implícito é utilizado. O material da peça é modelado como isotrópico-elasto-plástico segundo a proposta de Johnson-Cook. A comparação é realizada com velocidades de corte de 80, 100 e 150 m/mim e avanço por dente de 0,17 mm/rev para que as influências da velocidade na temperatura possam ser avaliadas. A partir da comparação desses resultados, é possível analisar a eficiência do modelo desenvolvido pelo MEF para simulação de processos de Usinagem em Altas Velocidades de Corte (HSC - *High Speed Cutting*).

Palavras-chave: Formação de cavaco; transferência de calor; método dos elementos finitos.

Abstract

NASCIMENTO, C.H. **Study of temperature distribution in the formation of chips using Finite Element Method**. 2011. Master of Science Thesis - São Carlos School of Engineering, University of São Paulo, São Paulo, 2011.

The goal of this study is to compare a model of chip formation obtained by the Finite Element Method (FEM) with experimental results in orthogonal milling process. The comparison focuses on the temperature distribution in the workpiece. The present work develops a model for chip formation with the temperature distribution in the cutting zone using the software ABAQUS. The model starts using the explicit method of solution for the chip formation during one interaction between the insert and the workpiece. To simulate a complete operation of orthogonal milling on a workpiece 80mm long and 5 mm thick made of AISI 4340 hardened steel, it was used the implicit method. The workpiece material is modeled as an isotropic-elastic-plastic according to the Johnson-Cook proposal. The comparison is made using cutting speeds of 80, 100 and 150 m/min and feed rate of 0.17 mm/rev to check the influences of cutting speed on the temperature. From the comparison of these results, it is possible to assess the efficiency of the model developed by FEM simulation when machining using High Speed Cutting (HSC) conditions.

Key-words: Chip formation; heat transfer; finite element method.

1 Introdução

Na indústria, tempo é um dos fatores mais importantes dentre aqueles que influenciam o custo de produção, portanto existe uma grande necessidade de diminuição do tempo de produção de peças, diminuindo principalmente o tempo de corte e o número de operações de usinagem (FERRARESI, 1982).

Atualmente, existem pesquisas destinadas ao desenvolvimento de métodos analíticos e numéricos para descrever o processo de usinagem. Dentre eles, a simulação em elementos finitos baseada em métodos numéricos para prever a formação de cavacos, força de corte, taxa de deformação e distribuição de temperatura. Estas previsões são muito úteis para otimizar a geometria da ferramenta e o processo de corte, contribuindo com o aumento da produtividade (OZEL, 2006).

O Método dos Elementos Finitos (MEF) tem sido considerado uma das melhores soluções para a abordagem de problemas de projeto de engenharia, tais como análise estrutural, transferência de calor e mecânica dos sólidos. É um método para obtenção da resposta estática ou dinâmica de estruturas razoavelmente complexas às quais quando modeladas diretamente com as teorias de resistência dos materiais usando equações analíticas conduzem a equações ainda não solúveis.

As vantagens em utilizar o MEF para estudar o processo de usinagem são: as propriedades dos materiais podem ser tratadas como funções de deformação, taxa de deformação e temperatura, o atrito entre o cavaco e a ferramenta pode ser melhor modelado e características não lineares pertinentes ao processo podem ser representadas (DIRIKOLU M.H.; CHILDS; MAEKAWA, 2001).

A remoção de material gera altas taxas de deformação plástica as quais induzem a um aumento da geração de calor na região de corte. Na interface cavaco-ferramenta, o atrito produz um elevado aumento de temperatura influenciando o desgaste da ferramenta e a integridade superficial da peça. A termomecânica de corte e as características do material tais como taxa de deformação e o encruamento devem ser considerados a fim

de desenvolver um modelo adequado para previsão dos parâmetros desejados (MOUFKIII A.; DEVILLEZ; MOLINARI, 2004).

O conhecimento dos fatores que influenciam a geração de calor é necessário para reduzir custos no processo de usinagem e controlar alterações da peça de origem térmica. De acordo com Majumdar (MAJUMDAR; JAYARAMACHANDRAN; GANESAN, 2005), a produtividade na usinagem é dependente da taxa de remoção de material, influenciada pelo aumento da velocidade de corte e/ou avanço. Muitas vezes as limitações estão na potência da máquina-ferramenta ou nas ferramentas de corte.

Porém, com a evolução dos materiais de corte e das máquinas foi possível a aplicação de corte a altas velocidades (HSC - *High Speed Cutting*) em produção, a partir da década de 80. Desde então o uso do fresamento HSC se difundiu principalmente em três áreas de manufatura: na fabricação de autopeças, na indústria aeroespacial e na produção de moldes e matrizes (SCHÜTZER K.; SOUZA, 1999). Em todos eles o principal fator que impulsionou sua aplicação foi a redução do tempo de fabricação, seja do próprio processo de fresamento ou de processos de acabamento posteriores.

1.1 Objetivos

O objetivo geral deste trabalho é desenvolver um modelo numérico para simular o processo de fresamento lateral em corte ortogonal e assim obter a distribuição de temperatura durante todo o tempo de contato entre a ferramenta e a peça. Esta simulação é feita usando o programa ABAQUS que utiliza o Método de Elementos Finitos para a solução das equações que governam o modelo. A primeira parte da simulação é realizada usando o ABAQUS/Explicit, que soluciona o modelo para formação do cavaco pelo método explícito. Na segunda parte, é utilizado o método implícito de solução no ABAQUS/Standard para obter a distribuição de temperatura por um período mais extenso, no qual toda a peça é fresada. Posteriormente, estes resultados são comparados com aqueles obtidos por técnicas experimentais realizadas no Laboratório de Otimização dos Processos de Fabricação (LOPF). Com esta comparação é possível validar o modelo simulado e com isso otimizar o custo e tempo do processo. O tempo de simulação também será um fator importante para verificação da eficiência do método computacional aqui proposto.

2 Revisão Bibliográfica

2.1 Processo de Fresamento

O processo de fresamento é um dos processos mais importantes para fabricação de componentes mecânicos devido às altas taxas de remoção de material e à flexibilidade do mesmo. O fresamento é definido como uma operação na qual a peça a ser usinada é alimentada contra uma ferramenta cilíndrica com arestas multicortantes (GROOVER, 2002).

No fresamento o processo de corte é interrompido. Ou seja, a aresta da ferramenta entra e sai da peça a cada revolução da mesma, o que sujeita os dentes a um ciclo de forças, impactos e cargas térmicas a cada rotação, necessitando de ferramentas com características adequadas, máquinas e sistemas de fixação de elevada rigidez.

A classificação mais utilizada para os diferentes tipos de fresamento é baseada na orientação do eixo da ferramenta em relação ao movimento de avanço conforme a Figura 2.1.

Figura 2.1: Métodos de fresamento: (a) Tangencial (b) Faceamento

Os tipos de fresamento adotados por esta classificação são:

- Fresamento Periférico ou Tangencial: Processo de fresamento destinado à obtenção de superfície plana paralela ao eixo de rotação da ferramenta.
- Fresamento Frontal ou Faceamento: Processo de fresamento destinado à obtenção de superfície plana perpendicular ao eixo de rotação da ferramenta.

O fresamento de topo é um processo de fresamento contínuo frontal e periférico que emprega uma fresa de topo. Ele é utilizado com vantagem na usinagem de superfícies de formas complexas, bem como matrizes, rasgos e cortes de todos os tipos e tamanhos. As fresas de topo possuem arestas (gumes) tanto em sua periferia quanto em sua face. Construtivamente as fresas podem ser inteiriças, com insertos soldados ou com insertos intercambiáveis.

Existem duas técnicas de fresamento, classificados de acordo com o movimento relativo entre a peça e a ferramenta: concordante e discordante. No fresamento discordante o sentido de rotação é oposto ao movimento de avanço, conforme a Figura 2.2.

Figura 2.2: (a) Fresamento concordante (b) Fresamento discordante

No fresamento concordante os movimentos de corte e de avanço têm o mesmo sentido, iniciando-se o corte com a espessura máxima do cavaco. No fresamento discordante os movimentos de corte e avanço têm sentidos opostos, iniciando-se o corte com espessura mínima de cavaco.

A literatura aponta como as vantagens do fresamento concordante, quando comparado com o discordante, o menor desgaste e, como consequência, maior vida da ferramenta, melhor qualidade superficial. Mas recomenda-se o fresamento discordante quando existir folga no fuso da mesa da máquina-ferramenta ou quando a superfície da peça possuir resíduo de areia de fundição ou for muito irregular (FERRARESI, 1982).

No processo de fresamento consideram-se dois movimentos, o de rotação da ferramenta e o de avanço da peça. Os parâmetros de corte a considerar no processo de fresamento descrevem quantitativamente os movimentos, as dimensões e outras características da operação de corte. Os parâmetros que descrevem o movimento da ferramenta e/ou da peça são: rotação, velocidade de corte e velocidade de avanço.

As dimensões de corte são: profundidade de usinagem e penetração de trabalho. Outros parâmetros são: diâmetro da ferramenta e seu número de dentes, taxa de remoção de material e o tempo de corte. A seguir as definições e unidades desses parâmetros:

- Rotação (n) [rpm]: é o número de voltas por unidade de tempo que a fresa realiza em torno do seu eixo.
- Avanço por revolução (f) [mm]: no fresamento, o avanço é uma distância linear percorrida por um conjunto de dentes que compõe uma ferramenta durante uma rotação completa dessa ferramenta. É medido no plano de trabalho. Plano de trabalho é aquele formado pela velocidade de corte e a de avanço.
- Avanço por dente (f_z) [mm/dente]: é a distância linear percorrida por um dente da ferramenta no intervalo em que dois dentes consecutivos entram em corte. Também é medido no plano de trabalho.
- Diâmetro (d) [mm]: é o diâmetro da fresa.
- Número de dentes (z): é o número total de dentes que a fresa contém.
- Velocidade de Corte (v_c) [m/min]: é a velocidade do ponto selecionado sobre o gume, no movimento de corte, em relação à peça. O movimento de corte é proporcionado pela rotação da ferramenta.

$$v_c = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1000} \quad (2.1)$$

- Velocidade de avanço (v_f) [m/min]: é a velocidade instantânea do ponto selecionado sobre o gume, no movimento de avanço, em relação à peça. No fresamento, o movimento é provocado pela translação da ferramenta sobre a peça ou vice-versa. A direção da velocidade de avanço é, então, radial ao eixo da ferramenta.

$$v_f = f_z \cdot z \cdot n \quad (2.2)$$

- Profundidade de usinagem (a_p) [mm]: é a quantidade que a ferramenta penetra na peça, medida na direção do eixo da fresa, ou seja, perpendicularmente ao plano de trabalho. No fresamento frontal, a_p corresponde à profundidade de usinagem e no fresamento, à penetração de trabalho.
- Penetração de trabalho (a_e) [mm]: é a quantidade que a ferramenta penetra na peça, medida no plano de trabalho e perpendicular à direção de avanço.
- Tempo de corte (t_c) [min]: é o tempo em que a ferramenta está efetivamente em corte.

$$t_c = \frac{L}{v_f} = \frac{L}{f \cdot n} \quad (2.3)$$

em que L é a distância percorrida pela ferramenta.

- Taxa de remoção (Q) [mm³/min]: é o volume de material usinado por unidade de tempo:

$$Q = a_p \cdot a_e \cdot v_f \quad (2.4)$$

2.2 Usinagem em Alta Velocidade

Os primeiros experimentos com corte em alta velocidade, conhecida hoje como HSC, também chamada High Speed Machining (HSM - usinagem em alta velocidade) foram desenvolvidos pelo Dr. Carl J. SALOMON entre 1924 e 1931. Nestes experimentos, Salomon constatou uma redução das forças de corte e avanço, e principalmente da temperatura com o aumento da velocidade de corte. Este comportamento ocorre porque com o aumento da velocidade há menos tempo para que o calor gerado no corte flua para a peça. Conseqüentemente, a maior parte do calor é transportada pelo cavaco para fora da região de corte possibilitando a usinagem praticamente sem o aquecimento da peça.

Ekinovic, Begovic e Silajdzija (EKINOVIC; BEGOVIC; SILAJDZIJA, 2007) confirmaram experimentalmente as hipóteses das vantagens das operações em altas velocidades sobre as velocidades convencionais.

No trabalho desenvolvido por Schulz e Finzer (1999) foi concluído que a partir de certa velocidade de corte, a temperatura de usinagem decresce e este fato se tornou uma das principais características da usinagem em alta velocidade (KING; VAUGHN, 1984).

Porém, Ashburn (ASHBURN, 1979) e Black (BLACK, 1989) criticam o trabalho devido às ferramentas utilizadas (fresas helicoidais de grande diâmetro). A HSM é favorável quando aplicada em fresamento, pois o corte intermitente permite o resfriamento da aresta de corte (LOPES; LOY; SILVA, 2001).

Uma definição completa e aceita sobre usinagem com altas velocidades de corte tem sido estudada desde que HSM se difundiu nos meios científicos e industriais. A determinação das faixas entre baixas e altas velocidades ainda gera discussões entre pesquisadores (CHRISTIFFEL, 2001). De acordo com Silva (2002), entende-se por usinagem com alta velocidade a usinagem de metais com velocidades de corte e taxas de avanço aumentadas por um fator de 5 até 8 em relação às velocidades de corte e avanço tradicionais.

Outros pesquisadores afirmam que recorrer à velocidade de corte tradicional para definir alta velocidade de corte é insuficiente. Na realidade, o termo alta velocidade de corte depende do tipo de material usinado e do tipo de operação executada (RODRIGUES, 2005).

A Figura 2.3 representa as fronteiras de entre velocidade de corte convencional e alta velocidade de corte.

Figura 2.3: Velocidades de corte HSM para vários materiais

Fonte: (SCHULZ H.; ABELE; SAHM, 2001)

As máquinas para HSM distinguem-se das convencionais por algumas características, tais como velocidade de avanço e rotação do eixo-árvore. Para fresamento, podem-se distinguir três grupos de máquinas:

- Máquinas para usinagem convencional - não atingem nem velocidade de corte HSM nem as taxas de avanço HSM.
- Máquinas para usinagem rápida - as máquinas atingem as velocidades de corte na faixa inferior da zona HSM em combinação com altas velocidades de avanço.
- A área de aplicação HSM - os valores máximos de avanço e de velocidades de corte são utilizados visando a remoção de médio a pequeno volume de material. Estas máquinas podem ser encontradas na fabricação de pequenos moldes (nas operações de acabamento), ou em laboratórios de pesquisas.

2.3 Metal Duro

Dentre os diversos materiais de ferramenta empregados para o fresamento o mais frequentemente usado é o metal duro, ou carbeto. É empregado na forma de insertos intercambiáveis, ou em ferramentas maciças, principalmente fresas de topo. O metal duro é um produto fabricado a partir de pós metálicos, os quais, depois de convenientemente misturados são compactados em matrizes adequadas e submetidas à operação de sinterização, de modo a adquirir a estrutura e as propriedades necessárias ao seu emprego (CHIAVERINI, 1986).

Essencialmente, o metal duro é formado por dois componentes:

- Carboneto extremamente duro e de alta resistência ao desgaste - pode estar associado somente ao tungstênio ou com outros carbonetos, tais como titânio, tântalo e nióbio. São estes produtos que garantem a dureza à temperatura ambiente, retenção a altas temperaturas e a resistência ao desgaste.
- Elemento aglomerante - usualmente o cobalto, que tem como função aglomerar as partículas duras dos carbonetos, sendo, em conseqüência, o responsável pela tenacidade do material.

Além da dureza, tanto à temperatura ambiente como a elevadas temperaturas, outra característica do metal duro que deve ser levada em consideração é seu coeficiente de dilatação térmica que é praticamente a metade do aço, em temperaturas desde a ambiente até 675° C. A importância dessa diferença reside no fato de que a aplicação de metal duro em ferramentas de corte é feita na forma de pequenas peças, denominadas pastilhas, as

quais podem ser soldadas em suportes de aço ou em suportes indexados (FERRARESI, 1982).

De acordo com a composição e aplicações, o metal duro é classificado em seis classes:

- Classe P - constituído de metais duros de elevado teor de carboneto de titânio e de tântalo, conferindo assim, resistência ao desgaste e elevada dureza a quente. Esta classe é indicada para usinagem de metais que produzem cavacos contínuos: aços, ferro fundido maleável e metais dúcteis em geral.
- Classe M - possui propriedades intermediárias sendo destinado a ferramentas com várias aplicações. Esta classe é indicada para usinagem de metais e ligas ferrosas que apresentam cavacos tanto longos como curtos, como exemplo o aço inoxidável.
- Classe K - composto de carbonetos de tungstênio aglomerados pelo cobalto. Essa classe é indicada para usinagem de metais e ligas ferrosas que apresentam cavacos curtos, de ruptura e materiais não metálicos: ferro fundido, aços temperados, metais não ferrosos, plásticos e madeira.
- Classe N - classe do metal duro que combina excelente resistência ao desgaste por abrasão. Recomendada para metais não ferrosos e não metálicos.
- Classe S - classe do metal duro que combina boa resistência à deformação plástica, boa resistência ao desgaste por abrasão, tenacidade e boa resistência a altas temperaturas. Pode trabalhar tanto em altas como em baixas velocidades de corte.
- Classe H - classe do metal duro que combina boa resistência ao desgaste por abrasão e tenacidade para torneamento de metais endurecidos em baixas velocidades.

As ferramentas de metal duro podem ainda ser recobertas com materiais que melhoram seu desempenho em serviço. Coberturas podem, normalmente, ser obtidas por processos de deposição química (Chemical Vapour Depositions - CVD) ou por deposição física (Physical Vapour Deposition - PVD).

2.4 Corte Ortogonal

Para o estudo da formação de cavacos é comum adotar simplificações sem o comprometimento das características de operação. No corte ortogonal a aresta cortante

é reta, normal à direção de corte e normal também à direção de avanço, de maneira que a formação do cavaco pode ser considerada como um fenômeno bidimensional, o qual se realiza num plano normal à aresta cortante, ou seja, no plano de trabalho. [Norma ABNT NBR 6162/1989]. A Figura 2.4 representa algumas situações práticas que se aproximam do corte ortogonal.

Figura 2.4: Exemplos de corte ortogonal

Fonte: (MACHADO et al., 2009)

As simplificações apresentadas abaixo permitem um tratamento matemático facilitado do corte ortogonal e que pode ser estendido para outras operações de usinagem (FERRARESI, 1982).

- O tipo de cavaco formado é contínuo, sem formação de aresta postiça de corte.
- Não existe contato entre a superfície de folga da ferramenta e a peça usinada.
- A espessura de corte h é pequena em relação à largura de corte b .
- A aresta de corte é maior que a largura de corte b .
- A largura de corte b e a largura do cavaco são idênticas.

Este modelo é utilizado para estudar o mecanismo de formação de cavaco, os fenômenos envolvidos e as forças atuantes no processo.

2.5 Mecanismos de Formação de Cavacos

A forma, o tamanho e a maneira como os cavacos se formam têm uma importância predominante principalmente em processos que apresentem um volume reduzido para armazenamento do cavaco (por exemplo, furação, brochamento e fresamento) dispositivos

automáticos, devido ao pequeno espaço disponível para o trabalho e ao grande volume de cavaco gerado. As principais influências sobre a formação de cavaco são as condições de corte e a geometria da ferramenta. O cavaco pode ser um elemento muito importante apesar de os profissionais que lidam com fabricação não observarem sua devida importância. Em geral, o cavaco na indústria só é levado em consideração quando interfere negativamente no produto final, por causar dificuldade no armazenamento ou descarte. Obviamente que o principal resultado a ser alcançado é o produto usinado e não o material removido do mesmo. Entretanto, o estudo do cavaco pode trazer informações importantes ao processo e, conseqüentemente, a sua otimização.

O mecanismo de formação de cavaco compreende quatro etapas: recalque ou deformação elástica, deformação plástica, ruptura e movimento de saída do cavaco, conforme mostra a Figura 2.5.

Figura 2.5: Mecanismo de formação de cavaco

Fonte: (TRENT, 1984)

De uma forma simplificada, o mecanismo de formação de cavacos pode ser descrito da seguinte forma: a ação da ferramenta recalca o volume "klmn". Neste ponto o metal começa a sofrer deformações elásticas. Com o prosseguimento do processo o limite de escoamento é vencido e o metal passa a se deformar plasticamente. Deformações plásticas continuam acontecendo até que as tensões não são mais suficientes para manter este regime (TRENT, 1984). Assim fica definida uma zona de cisalhamento primária.

Após o material entrar em regime plástico, o avanço da ferramenta faz com que as tensões ultrapassem o limite de resistência do material, ainda dentro da zona de cisalhamento primária promovendo a ruptura, que se inicia com a abertura de uma trinca do ponto "O" até o ponto "D". Após passar pela região de cisalhamento primária, ao

volume de material “klmn” só resta movimentar-se por sobre a superfície de saída da ferramenta e sair como um componente do cavaco. Entretanto, ao atravessar a zona de cisalhamento primária ele se deforma plasticamente para um novo formato “pqrs”. O cavaco, na maioria dos casos, ao atravessar a superfície de saída da ferramenta sofre ainda altíssimas deformações plásticas cisalhantes, numa pequena região junto à interface com a ferramenta, gerando ali altíssimas temperaturas, o que compromete a resistência das ferramentas. Esta região é definida como zona de cisalhamento secundária. A área em que a superfície de folga da ferramenta toca a superfície recém usinada é chamada de zona de cisalhamento terciária (ALTINTAS, 2000). Estas regiões podem ser visualizadas na Figura 2.6.

Figura 2.6: Regiões de calor durante a formação de cavaco

Fonte: (ALTINTAS, 2000)

Em testes práticos, foi analisada a espessura do cavaco a partir da medição do comprimento l e do peso de uma parte do cavaco W , sendo possível o cálculo por:

$$h' = \frac{W}{\rho a_p l} \quad (2.5)$$

em que ρ é a densidade do material e a_p a profundidade de corte. O grau de recalque R_c , pode ser medida pela razão:

$$R_c = \frac{h'}{h} \quad (2.6)$$

com $R_c \gg 1$. A espessura do cavaco estará relacionada com o ângulo de inclinação α e o ângulo do plano de cisalhamento primário ϕ (Figura 2.5). Este último é o ângulo da

velocidade de corte na direção AO e o plano de cisalhamento representado pela linha OD, onde o cavaco deixa a peça e se torna efetivamente "cavaco". Pela geometria da Figura 2.5, obtém-se:

$$OD = \frac{h}{\sin\phi} = \frac{h'}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (2.7)$$

ou

$$\frac{h}{\sin\phi} = \frac{h'}{\cos\phi\cos\alpha + \sin\phi\sin\alpha} \quad (2.8)$$

Portanto,

$$\tan\phi = \frac{r\cos\alpha}{1 - r\sin\alpha} \quad (2.9)$$

A expressão acima pode indicar a quantidade de deformação sofrida pelo material usinado na zona de cisalhamento primária, ou seja, para grandes valores do grau de recalque, o ângulo de cisalhamento ϕ é pequeno e grande quantidade de deformação aconteceu no processo. Pequenos valores do grau de recalque conduzem a altos ângulos de cisalhamento e pouca deformação do material.

2.6 Temperatura de Corte

A história das pesquisas da temperatura de corte tem origem nos trabalhos experimentais de Taylor em 1870. Os experimentos de Taylor levam à compreensão de que aumentando a velocidade de corte diminui o tempo de vida da ferramenta (LAZOGLU; ALTINTAS, 2002).

Praticamente toda energia mecânica associada à formação de cavacos se transforma em energia térmica (calor). Este calor acelera o processo de desgaste da ferramenta e causa problemas técnicos e econômicos nas indústrias, pois o calor excessivo causa alta temperatura indesejada na ferramenta, diminuindo sua dureza, acelerando o desgaste e levando à inutilização da mesma (SACLAM; YALDIZ; UNSACAR, 2006).

O custo da usinagem é dependente da quantidade de remoção de material e pode ser reduzido aumentando-se a velocidade de corte e/ou avanço, porém há limites para essas velocidades, acima das quais a vida da ferramenta é drasticamente diminuída, levando

consigo o aumento do custo (MAJUMDAR; JAYARAMACHANDRAN; GANESAN, 2005). Logo, o conhecimento dos fatores que influenciam a geração de calor é necessário para que se possa reduzir o custo do processo de usinagem.

Nestes últimos 80 anos o progresso tem sido muito lento para se identificar precisamente a distribuição da temperatura junto à aresta cortante. Assim, hoje são conhecidos os princípios gerais dos fenômenos que ocorrem nessa região e alguns casos particulares foram pesquisados. A quantidade de calor Q produzida por estas fontes energéticas é dissipada através do cavaco, da peça, da ferramenta e do meio ambiente, sendo que o balanço energético do processo de corte pode ser expresso pela Equação 2.10.

$$Q = Q_z + Q_{a1} + Q_{a2} = Q_c + Q_p + Q_f + Q_{ma}, \quad (2.10)$$

em que Q_z é a quantidade de calor produzida pela deformação e pelo cisalhamento do cavaco, Q_{a1} a quantidade de calor produzida pelo atrito do cavaco com a ferramenta, Q_{a2} a quantidade de calor produzida pelo atrito entre a peça e a ferramenta, Q_c a quantidade de calor dissipada pelo cavaco, Q_p a quantidade de calor dissipada pela peça, Q_f a quantidade de calor dissipada pela ferramenta e Q_{ma} a quantidade de calor dissipada pelo meio ambiente.

A quantidade de calor em Joules por segundo é aproximadamente o trabalho de usinagem em um segundo. Podem-se obter resultados aproximados para a quantidade de calor Q produzida na usinagem por meio da Equação 2.11.

$$Q = W_c = F_c \cdot V_c, \quad (2.11)$$

em que W_c é a energia consumida durante o corte, F_c é a força de corte e v_c velocidade de corte.

Experimentalmente, mais de 90% de todo o trabalho mecânico na usinagem se converte em calor (FERRARESI, 1982). Assim:

$$Q = F_c \cdot V_c \cdot 0,9 \quad (2.12)$$

Portanto, a quantidade de calor gerada na usinagem aumenta diretamente com a velocidade de corte e com a componente principal da força de corte. Esta, porém, também é proporcional ao avanço e à profundidade de corte. Para aumento da produtividade

então, deve-se aumentar a velocidade, o avanço e a profundidade de corte. Mas estes aumentos devem ser cuidadosamente verificados para que não causem o aumento excessivo da temperatura da ferramenta.

As principais fontes de calor no processo da formação de cavaco no corte ortogonal são devidas à deformação plástica do cavaco na região de cisalhamento (zona de cisalhamento primária), ao atrito do cavaco com a superfície de saída da ferramenta (zona de cisalhamento secundária) e ao atrito da peça com a superfície de saída da ferramenta (zona de cisalhamento terciária), conforme a Figura 2.7.

Figura 2.7: Fontes de geração de calor no processo de corte ortogonal

Fonte: (ABUKHSHIM; MANTIVEGA; SHEIKH, 2006)

O calor gerado na zona de cisalhamento primária é dissipado pelo cavaco e a outra parte é conduzida à peça, a qual produz elevação na temperatura da peça. Quase todo calor gerado na zona de cisalhamento primária é dissipada pelo cavaco e a outra parte é conduzida à peça. Esta parte do calor gera elevação na temperatura superficial da peça. O calor gerado nesta zona praticamente pode ser desprezado, pois o calor gerado aqui se deve a formação do cavaco, e o tempo que uma porção do cavaco passa sobre a superfície de saída da ferramenta é muito pequeno para poder conduzir calor (TRENT, 1984).

Na zona de deformação secundária é onde se desenvolve a maior fonte de calor para o aumento da temperatura de ferramenta e é também a zona mais próxima da ferramenta. O aumento da temperatura causa efeito direto na taxa de remoção de material (TRENT, 1988). As altas temperaturas atingidas nesta região são determinantes na evolução dos mecanismos de desgaste que se dá por efeito térmico e levam à redução do limite de resistência mecânica da ferramenta, diminuindo, assim, sua vida útil. O aumento da temperatura nas regiões de contato é influenciado por alguns fatores, como:

1. Velocidade de corte - o aumento da velocidade de corte gera um aumento na tem-

peratura de corte, pois aumenta a geração de calor. Esse aumento de temperatura acelera com o aumento do desgaste da ferramenta.

2. Avanço - o efeito do avanço é analisado juntamente com a velocidade de corte. Para baixos valores de avanço e baixas velocidades de corte, em geral, há a presença de aresta postiça de corte, e quando esta se faz presente, a principal fonte de calor está afastada da superfície da ferramenta. Porém, com o aumento da velocidade de corte, a aresta postiça de corte perde estabilidade e a temperatura da ferramenta volta a aumentar com o aumento da velocidade.
3. Profundidade de usinagem - o aumento da profundidade de corte, assim como o avanço, altera as áreas dos planos de cisalhamento primário e secundário, e isso resulta num aumento da força de corte. A quantidade de calor gerado é resultado da força de corte. Logo, um aumento da profundidade de corte implica num aumento da temperatura.
4. Ângulo de folga - as evidências indicam que as interações entre o efeito do ângulo de folga, a velocidade de corte e o avanço podem ser muito significantes, trazendo resultados ótimos para a redução da temperatura de corte.

O calor gerado na zona terciária de deformação, a interface peça-ferramenta, é devido ao trabalho feito pelo atrito, o qual ocorre no contato de atrito entre o flanco da ferramenta e a superfície recém usinada. A geração de calor e as temperaturas nas zonas primárias e secundárias são altamente dependentes das condições de corte, enquanto a geração de calor na zona terciária é fortemente influenciada pelo desgaste do flanco da ferramenta.

De acordo com Trent e Wright (TRENT; WRIGHT, 2000), todo calor gerado devido à deformação plástica e ao atrito na zona de deformação secundária, para cavacos contínuos de metal formados durante a usinagem em velocidade de corte média, assume-se que entre 20 e 30% do calor ocorre na zona primária. Isto implica que, ao considerar as temperaturas na ferramenta de corte, a fonte de calor na zona primária devem também ser levadas em consideração, além do efeito direto da geração de calor na superfície de saída. Vernaza-Pena e Mason (VERNAZA-PENA K.M.; MASON, 2002 apud ABUKHSHIM; MANTIVEGA; SHEIKH, 2006)¹ relatam que 17% do calor gerado na zona primária do corte ortogonal de uma liga de alumínio flui para a peça. No entanto, para baixa remoção

¹VERNAZA-PENA, K.M.; MASON, J.J.; LI, M. Experimental study of the temperature field generated during orthogonal machining of an aluminium alloy. *Exp. Mech.*, 42(2), p. 222-229, 2002.

de metal esta quantidade geralmente é por volta de 50%. Moriwaki, Sugimura e Luan (MORIWAKI; SUGIMURA; LUAN, 1993 apud ABUKHSHIM; MANTIVEGA; SHEIKH, 2006)² assumem que, no corte ortogonal de peças de cobre, metade do calor gerado devido ao atrito ferramenta-peça é transmitido para a peça e a outra metade para a ferramenta como um fluxo de calor. Assim, de 10 a 30% de calor gerado entra na ferramenta.

Os primeiros testes para medição da temperatura de corte durante o processo de usinagem foram realizados com o método do calorímetro que consiste em medir a temperatura da água que envolve a peça, a ferramenta e o cavaco. Este método porém, não permite muita informação acerca da máxima temperatura atingida nas diversas partes envolvidas (MACHADO; SILVA, 2004).

Em seguida métodos experimentais tais como a utilização de termopares também foi realizada. Mas com o avanço da tecnologia e a necessidade de se obter respostas rápidas e com precisão, o estudo de temperatura de corte utilizando métodos numéricos e conseqüentemente simulações computacionais para implementação destes métodos, aumentaram consideravelmente.

2.7 Teoria básica para o fluxo de calor em sólidos

O trabalho de Tseng (1999) representa a equação da taxa de condução (Lei de Fourier) (INCROPERA; WITT, 1992) da seguinte forma:

$$q_x \propto A \frac{\Delta T}{\Delta x} \quad (2.13)$$

em que A é a área da seção de corte, ΔT a diferença de temperatura e Δx a variação de comprimento. Esta equação não foi deduzida a partir de princípios fundamentais, esta foi desenvolvida a partir de fenômenos observados.

No caso de se modificar o material haverá mudanças nos valores de q_x , mesmo que as constantes A , ΔT , Δx sejam as mesmas. Para tanto, foi introduzido k , um coeficiente que mede a condutividade térmica do material.

$$q_x = -kA \frac{\Delta T}{\Delta x} \quad (2.14)$$

²MORIWAKI, T.; SUGIMURA, N.; LUAN, S. Combined stress, material flow and heat analysis of orthogonal machining of cooper. *Ann. CIRP* 42, 1993.

O sinal negativo é necessário, pois o calor se transfere sempre na direção das temperaturas decrescentes e k é um parâmetro positivo.

Levando em consideração que o fluxo de calor é uma grandeza vetorial, pode-se escrever a Equação 2.14 de uma forma mais geral:

$$q'' = -k\nabla T = -k \left(i \frac{\partial T}{\partial x} + j \frac{\partial T}{\partial y} + k \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (2.15)$$

em que o símbolo ∇ indica a função gradiente $T(x, y, z)$.

Definindo um volume de controle infinitesimal no campo de temperatura, assim como na Figura 2.8, podem-se identificar os processos e as equações de transferência de energia. Como resultado, tem-se uma equação diferencial com condições de contorno definidas cuja solução dá a distribuição de temperatura.

Figura 2.8: Campo de temperatura

Fonte: Adaptado de (INCROPERA; WITT, 1992)

A Figura 2.9 mostra uma análise de condição de calor em coordenadas cartesianas:

Figura 2.9: Volume de controle infinitesimal do campo de temperatura

Fonte: Adaptado de (INCROPERA; WITT, 1992)

As taxas de condução de calor perpendicular a cada uma das superfícies de controle, nos pontos de coordenadas x , y e z , são simbolizadas pelos termos q_x , q_y e q_z , respectivamente, e são expressas por uma expansão em séries de Taylor. Desprezando-se os termos a partir da segunda ordem:

$$q_{x+dx} = q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} dx \quad (2.16)$$

$$q_{y+dy} = q_y + \frac{\partial q_y}{\partial y} dy \quad (2.17)$$

$$q_{z+dz} = q_z + \frac{\partial q_z}{\partial z} dz \quad (2.18)$$

No caso de usinagem, o processo de formação de cavaco gera uma fonte de energia que pode ser representada analiticamente pelo termo:

$$\dot{E}_g = \dot{q} dx dy dz \quad (2.19)$$

em que $\dot{q}$ é a taxa de geração de energia por unidade de volume do meio [W/m³]. No caso de haver energia térmica acumulada no volume de controle, o termo de acumulação de energia pode ser expresso como:

$$\dot{E}_{ac} = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} dx dy dz \quad (2.20)$$

em que $c_p \frac{\partial T}{\partial t}$ é a taxa de variação, com o tempo, da energia interna do meio, por unidade de volume.

Além das taxas de energia $\dot{E}_g$ e $\dot{E}_{ac}$, existem as taxas $\dot{E}_{af}$ e $\dot{E}_{ef}$ que são a taxa de entrada de energia e saída de energia, respectivamente. Portanto, a forma geral de conservação de energia pode ser escrita como:

$$\dot{E}_{af} + \dot{E}_g + \dot{E}_{ef} = \dot{E}_{ac} \quad (2.21)$$

Substituindo nas equações 2.20 e 2.19 na equação 2.21, temos:

$$q_x + q_y + q_z + \dot{q} dx dy dz - q_{x+dx} - q_{y+dy} - q_{z+dz} = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} dx dy dz \quad (2.22)$$

Substituindo agora as equações 2.16, 2.17 e 2.18, obtemos:

$$-\frac{\partial q_x}{\partial x}dx - \frac{\partial q_y}{\partial y}dy - \frac{\partial q_z}{\partial z}dz + \dot{q}dxdydz = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t}dxdydz \quad (2.23)$$

Segundo a Lei de Fourier, dada pela Equação 2.14, tem-se:

$$q_x = -kdydz \frac{\partial T}{\partial x} \quad (2.24)$$

$$q_y = -kdx dz \frac{\partial T}{\partial y} \quad (2.25)$$

$$q_z = -kdx dy \frac{\partial T}{\partial z} \quad (2.26)$$

Fazendo a substituição das equações 2.24, 2.25 e 2.26 na equação e dividindo a equação obtida pelas dimensões do volume de controle dx , dy e dz , obtemos:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(h \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(h \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.27)$$

que é a forma geral, em coordenadas cartesianas, da equação da difusão do calor ou equação da condução do calor. Para simplificação desta equação, algumas considerações podem ser feitas. Uma delas é considerar a condutividade térmica constante. Logo, a equação simplificada fica:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{\dot{q}}{k} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.28)$$

em que $\alpha = k/\rho c_p$.

Nos trabalhos em que o modelo estudado é considerado bi-dimensional, pode-se desprezar o termo $\frac{\partial^2 T}{\partial z^2}$.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\dot{q}}{k} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.29)$$

2.8 Modelos Analíticos para a condução de calor nos processos de usinagem

O problema abordado de temperatura no processo de usinagem pode ser modelado analiticamente. Para tanto, é necessário definir um domínio no qual o problema será representado por meio de uma equação da difusão de calor. Além disso, condições de contorno do domínio devem ser estabelecidas. Como a usinagem é um problema complexo, pesquisadores simplificam este modelo como, por exemplo, desprezando as trocas convectivas com o meio ambiente, a geometria da ferramenta e as propriedades dos materiais. Logo, os resultados obtidos por estes modelos também são considerados aproximações e para validação do método são necessárias técnicas experimentais.

2.8.1 Modelo de Trigger e Chao

Em 1951 Trigger e Chao (CHAO; TRIGGER, 1951 apud MACHADO et al., 2009)³ desenvolveram um modelo bidimensional analítico para medir temperatura média na zona de cisalhamento durante o processo de usinagem. Neste modelo considera-se que o fluxo de calor se dá em regime permanente e que a temperatura gerada na interface ferramenta-cavaco está associada com aquela produzida devido à formação de cavacos na zona primária ou com o aumento de temperatura causado pelo atrito entre cavaco e a superfície de saída. O calor devido ao atrito entre a superfície usinada e a superfície de folga da ferramenta é desprezado. A zona de cisalhamento, a fonte de calor com a superfície da peça e a superfície usinada possuem fronteiras adiabática, assim como pode ser visto na Figura 2.10.

³CHAO, B.T; TRIGGER, K.J. An analytical evaluation of metal cutting temperature. *Transactions ASME*, n. 73, p. 57-68, 1951

Figura 2.10: Modelo de Trigger e Chao (1951)

Fonte: Adaptado de (KOMANDURI; HOU, 2000a)

Trigger e Chao calcularam a média do aumento da temperatura do cavaco quando este deixa a zona de cisalhamento pela seguinte equação:

$$q = q_z + q_f \quad (2.30)$$

em que q é o fluxo de calor total gerado, q_z é o fluxo de calor devido ao cisalhamento e q_f é o fluxo de calor devido ao atrito.

O modelo de Trigger e Chao assume, arbitrariamente, que entre 10 e 15% da energia de deformação é armazenada no cavaco como energia latente e que 10% do total de calor é deixado na peça. O aumento médio da temperatura à formação do cavaco quando este deixa o plano de cisalhamento pode ser calculado usando a equação:

$$T_z - T_0 = \frac{A_1 [F_c v_c (1 - B_1) - F_f v_c a v]}{c \rho v_c f a} 10^6 \quad (2.31)$$

em que T_z é a temperatura do cavaco assim que deixa a zona primária de cisalhamento, T_0 a temperatura ambiente, c calor específico do material do cavaco, ρ a densidade do material do cavaco, F_c e as constantes A_1 a fração de energia de deformação transformada em calor ($A_1 = 0,875$ para aços recozidos) e B_1 proporção de calor que flui para peça ($B_1 = 0,1$). Porém este valor de B_1 só é válido para usinagem com aço convencional. Para outros materiais os resultados podem não ser próximos ao esperado. Logo, outros pesquisadores tais como (LOEWEN; SHAW, 1954; LEONE, 1954; BOOTHROYD, 1963) desenvolveram equações para calcular o valor de B , descritas na Tabela 2.1, e então obter bons resultados para outros materiais.

Tabela 2.1: Equações para determinação de B

Fonte: Adaptado de (KOMANDURI; HOU, 2000a)

Fonte	Equação para determinar B
Trigger e Chao	$B = 0, 1$
Loewen e Shaw	$(1 - B) = 1/(1 + 1,328\sqrt{\frac{a\gamma}{v_c t_c}})$
Leone	$B = 1/(1 + 1,13r\sqrt{\frac{Lv_c}{a}})$
Boothroyd	$B = f(N_{th}\tan\phi)^a$

Trigger e Chao consideram uniforme a intensidade do calor liberado e conseqüentemente, a distribuição de temperatura deverá ser uniforme no cavaco e não haverá perda de energia (KOMANDURI; HOU, 2000b).

O aumento da temperatura devido ao atrito cavaco-ferramenta na superfície de saída, assumindo uma fonte móvel de calor sobre a superfície estacionária do cavaco, sob condições de regime permanente é dado por:

$$T_f - T_0 = \frac{B_2}{9(5\pi)^{\frac{1}{2}}} \frac{F_t}{km} \left[\frac{kv_c av}{60l_c} \right] 10^6 \quad (2.32)$$

em que T_f é o aumento da temperatura devido ao atrito cavaco-ferramenta, k é a difusividade térmica do material do cavaco, m , l_c e a constante B_2 é a fração de calor carregada pelo cavaco.

Logo, a temperatura final será a soma de T_z com T_f . Maiores refinamentos foram introduzidos pelos pesquisadores para melhor aproximar o modelo de resultados experimentais, considerando a partição de energia entre o cavaco e a peça e o fluxo de calor na interface cavaco-ferramenta como sendo não uniforme. O calor gerado pelo atrito da superfície de folga da ferramenta não foi considerado (MACHADO et al., 2009).

Ainda em 1951, Hahn (HANH, 1951 apud KOMANDURI; HOU, 2000a)⁴ publicou um trabalho semelhante ao Trigger e Chao pois também assume que o plano de cisalhamento e o plano de deslizamento são um só corpo, ou seja, o material em frente e atrás da fonte de calor é o mesmo. Estes modelos se diferem nas considerações feitas, na natureza da fonte de calor, na direção de movimento do fluxo de calor e nas condições de contorno. Hahn assume que o fluxo de calor se move na mesma direção do cavaco em um plano infinito enquanto que Trigger e Chao assumem fronteiras adiabáticas na superfície de corte e a zona de cisalhamento como fonte de calor. A Figura 2.11 mostra esta diferença. Hahn

⁴HANH, R.S. On the temperature developed at the shear plane in the metal cutting process. *Proceedings of First U.S. National Congress of Applied Mechanics*, p. 661-666, 1951.

também considera a fonte de calor na zona de cisalhamento uma fonte móvel oblíqua.

Figura 2.11: Modelo de Hahn (1951)

Fonte: Adaptado de (KOMANDURI; HOU, 2000a)

Em 1953, Chao e Trigger (CHAO; TRIGGER, 1953 apud KOMANDURI; HOU, 2000a)⁵ apresentam um modelo baseado em Hahn por considerar um plano semi-infinito. Neste novo modelo, Chao e Trigger concluem que a distribuição e o fluxo de calor devem ser não uniformes, como mostra a Figura 2.12.

Figura 2.12: Modelo de Trigger e Chao (1953)

Fonte: Adaptado de (KOMANDURI; HOU, 2000a)

Além disso, com o avanço computacional, a variação de temperatura foi considerada um problema a ser resolvido por métodos numéricos.

2.8.2 Modelo de Loewen e Shaw

O modelo analítico para medição da temperatura na região de corte proposto por Loewen e Shaw em 1954 é um dos artigos mais utilizados neste tipo de estudo (LOEWEN;

⁵CHAO, B.T; TRIGGER, K.J. The significance of thermal number in metal cutting process. *Transactions of ASME*, n. 75, p. 109-120, 1953.

SHAW, 1954). Loewen e Shaw supõe que a fonte de calor no plano de cisalhamento está se movendo com a velocidade de cisalhamento ao invés da velocidade de corte, com mostra a Figura 2.13.

Figura 2.13: Modelo de Loewen e Chao (1954)

Fonte: Adaptado de (KOMANDURI; HOU, 2000a)

Neste modelo são feitas as seguintes considerações:

- toda energia na zona de cisalhamento e na interface ferramenta-cavaco é convertida em energia térmica.
- a energia na interface ferramenta-cavaco e na zona de cisalhamento é concentrado sobre uma superfície plana.
- a energia na interface ferramenta-cavaco e na zona de cisalhamento é uniformemente distribuída.

Mesmo considerando essas aproximações, ressalta-se que a determinação da temperatura média no plano de cisalhamento (T_z) e na superfície de saída da ferramenta (T_f) é bastante complexa e mais aproximações deverão ser feitas para que o problema tenha solução analítica (MACHADO et al., 2009).

Pela Lei da Termodinâmica,

$$dQ - dW = dE \quad (2.33)$$

em que dQ é a diferencial da quantidade de calor adicionado à massa, dW diferencial da quantidade de trabalho, dE diferencial da quantidade de energia interna.

Pela Lei de Fourier, análogo à equação 2.13:

$$dQ = K \cdot dA \cdot \frac{d\theta}{dx} \quad (2.34)$$

em que K é a condutividade térmica do material, dA diferencial da seção transversal ao fluxo de calor, $d\theta$ diferencial da variação de temperatura, dx diferencial da direção do fluxo de calor.

A variação da energia interna em um sólido pode ser expressa por:

$$dE = c \cdot d\theta \cdot \rho \cdot dV \quad (2.35)$$

em que ρ é o peso específico da massa, c o calor específico do material e dV volume da massa.

Quando estas equações são aplicadas a um diferencial de volume já enunciada na Equação 2.28, no qual não há trabalho executado por forças externas, tem-se que:

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{q}{\rho c} + \frac{k}{\rho c} \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right) \quad (2.36)$$

em que q é a taxa de calor adicionado ao sistema por unidade de volume no tempo, por exemplo por atrito, deformação plástica, $\frac{k}{\rho c}$ difusividade térmica, normalmente representada por α .

No modelo de Loewen e Shaw considera-se duas fontes de energia envolvidas no processo de formação de cavacos: a zona primária de cisalhamento ao longo do plano de cisalhamento e a zona secundária de cisalhamento na superfície de saída do cavaco, conforme a Figura 2.14.

Figura 2.14: Modelo Shaw para fontes de calor

Fonte: Adaptado de (SHAW, 1984)

Da energia produzida na região (1) parte flui para o cavaco o qual se move com uma velocidade de cisalhamento no mesmo plano em relação à peça. A outra parte flui para a peça, a qual se move com velocidade v_c . Da mesma forma, na região (2) a energia produzida é dividida entre o cavaco e a ferramenta na interface cavaco-ferramenta, sendo que a ferramenta está estacionária e o cavaco se move com velocidade v_{cav} .

Para modelar a partição de energia entre superfícies em movimento e, conseqüentemente calcular a temperatura média em cada uma delas, Loewen e Shaw imaginaram, inicialmente, uma fonte de calor estacionária de forma retangular sobre a superfície de um corpo (ferramenta). A fonte tem as dimensões $2l \times 2m$, é uniforme, tem valor q e a superfície é de um corpo semi-infinito assumindo estar perdendo calor apenas onde a fonte está atuando, assim como mostra a Figura 2.15.

Figura 2.15: Modelo de uma fonte de calor retangular sobre um corpo semi-infinito

Fonte: (CARSLAW; JAEGER, 2004)

Para saber a distribuição de temperatura dentro do corpo semi-infinito, o primeiro passo é integrar a Equação 2.36 para o caso onde se tem uma fonte instantânea de calor de quantidade Q sendo liberada em um ponto (x', y', z') . Calcula-se a temperatura no

corpo após um tempo t em um ponto (x, y, z) devido a fonte de calor. Este problema foi resolvido em 1957 por Carslaw e Jaeger (CARSLAW; JAEGER, 2004):

$$\theta(x, y, z, t) = \left[\frac{QK}{8k(\pi Kt)^{3/2}} \right] e^{\frac{-r^2}{4Kt}} \quad (2.37)$$

em que $r^2 = (x - x')^2 + (y + y')^2 + (z + z')^2$.

A equação para a temperatura no estado permanente em qualquer lugar no corpo semi-infinito com uma fonte de calor uniforme, atuando sobre a área delimitada por $-l < x' < l$ e $-m < y' < m$ é dada por:

$$\theta(x, y, z, t) = \frac{q}{2\pi k} \int_{-l}^l dx' \int_{-m}^m \frac{dy'}{[(x - x')^2 + (y + y')^2 + z^2]^{1/2}} \quad (2.38)$$

Integrando 2.38 com $z = 0$, obtem-se a temperatura sobre a superfície do corpo contendo a fonte:

$$\begin{aligned} \theta(x, y) = & \frac{q_{ff}}{2\pi K} \left[|x + l| \left\{ \sinh^{-1} \left(\frac{y + m}{x + l} \right) - \sinh^{-1} \left(\frac{y - m}{x + l} \right) \right\} \right. \\ & + |x - l| \left\{ \sinh^{-1} \left(\frac{y - m}{x - l} \right) - \sinh^{-1} \left(\frac{y + m}{x - l} \right) \right\} \\ & + |y + m| \left\{ \sinh^{-1} \left(\frac{x + l}{y + m} \right) - \sinh^{-1} \left(\frac{x - l}{y + m} \right) \right\} \\ & \left. + |y - m| \left\{ \sinh^{-1} \left(\frac{x - l}{y - m} \right) - \sinh^{-1} \left(\frac{x + l}{y - m} \right) \right\} \right] \quad (2.39) \end{aligned}$$

Devido à complexidade do resultado expresso pela Equação 2.39 prefere-se trabalhar com o aumento da temperatura média sobre a área da fonte. Portanto, a temperatura média na fonte de calor pode ser dada por:

$$\bar{\theta} = \frac{\int_{-l}^l \int_{-m}^m \theta dx dy}{4lm} \quad (2.40)$$

Resolvendo tem-se

$$\bar{\theta} = \frac{2q_e m}{\pi l} \left[\frac{1}{m} \sinh^{-1} \left(\frac{m}{l} \right) + \sinh^{-1} \left(\frac{m}{l} \right) + \frac{1}{3} \left(\frac{m}{l} \right) \right]$$

$$+ \frac{1}{3} \left(\frac{m}{l} \right)^2 - \frac{1}{3} \left\{ \left(\frac{1}{m} \right)^2 + 1 \right\} \left\{ 1 + \left(\frac{1}{m} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \right] \quad (2.41)$$

Baseado no modelo estacionário de Jaeger (KOMANDURI; HOU, 2000b), obtem-se:

$$\bar{\theta} = \frac{qm}{k} \bar{A} \quad (2.42)$$

em que $\bar{A}$ é o fator de forma da fonte, uma função de $\frac{m}{l}$ que pode ser aproximada por:

$$\bar{A} = \frac{2l}{\pi m} \left[\ln \left(\frac{2m}{l} \right) + \frac{1}{3} \left(\frac{1}{m} \right) + \frac{1}{2} \right] \quad (2.43)$$

quando a razão $\frac{m}{l}$ for maior que 20.

Para obter o valor máximo da temperatura na fonte de calor, temos:

$$\theta_{máx} = \frac{q_m}{k} A_m \quad (2.44)$$

Onde o fator de forma da fonte neste caso passa a ser aproximadamente:

$$A_{máx} = \frac{2l}{\pi m} \left[\ln \left(\frac{2m}{i} \right) + 1 \right] \quad (2.45)$$

também para razão $\frac{m}{l}$ maior que 20.

Para modelar o fluxo de calor para o cavaco, Loewen e Shaw consideram o modelo de uma fonte de calor de área finita se movendo sobre uma superfície de um corpo semi-infinito. A Figura 2.16 ilustra essa nova situação, bastante parecida com a primeira:

Figura 2.16: Modelo de uma fonte de calor sobre um corpo semi-infinito

Fonte: (CARSLAW; JAEGER, 2004)

Considerando-se a mesma solução proposta por Carslaw e Jaeger (CARSLAW; JAEGER, 2004), porém agora considerando a velocidade com que a fonte se move sobre o cavaco, como sendo V' . Neste caso, para simplificação da relação encontrada, admite-se que:

$$\frac{m}{l} > 2 \quad (2.46)$$

e usa-se um parâmetro adimensional L em função da velocidade V' , definido como:

$$L = \frac{V' \times l}{2 \times K} \quad (2.47)$$

Usando esse novo parâmetro e buscando novas simplificações, Loewen e Shaw analisam como a temperatura varia dentro dos limites da fonte retangular de calor e abaixo da superfície do cavaco. Para isso usam-se os gráficos mostrados na Figura 2.17.

Figura 2.17: Comportamento na direção x da temperatura nos limites da área retangular da fonte de calor

Fonte: (SHAW, 1986)

Nota-se, pela figura 2.17, que com o aumento da velocidade V' , ou de L , a forma da curva de temperatura se modifica e o ponto de máximo se move para perto da borda da fonte do lado negativo de x .

Na Figura 2.18 mostra-se como a temperatura diminui com a profundidade abaixo da superfície por onde a fonte se move (cavaco).

Figura 2.18: Comportamento da temperatura abaixo da superfície do cavaco

Fonte: (SHAW, 1986)

Tomando valores de $L > 0,2$ as equações que calculam os valores médio e máximo de temperatura na superfície abaixo onde a fonte de calor desliza são:

$$\bar{\theta} = 0,754 \frac{ql}{k\sqrt{L}} \quad (2.48)$$

$$\theta_{max} = 1,130 \frac{ql}{k\sqrt{L}} \quad (2.49)$$

em que q é o calor fluindo para o cavaco oriundo do atrito a superfície do corpo semi-infinito.

Para calcular a temperatura média em cada uma das superfícies em contato estabelece-se uma proporção para a divisão do fluxo de calor entre ambas. Com essa estratégia calcula-se a temperatura média em cada superfície usando-se as Equações 2.42 e 2.47 assumindo-se essa proporção:

$$\bar{\theta} = 0,754 \frac{(Rq_{fc})l}{k_1\sqrt{L}} \quad (2.50)$$

$$\theta_{max} = [(1 - R)q_{ff}] \frac{m}{k_2} \bar{A} \quad (2.51)$$

em que R é a fração do calor que flui para a ferramenta e k_1 e k_2 é a condutividade térmica do material móvel e do estacionário, respectivamente. Para calcular o valor de R assume-se que a temperatura média, $\bar{\theta}$, na interface seja igual. Portanto, igualando as equações 2.50 e 2.51, tem-se:

$$R = \frac{1}{1 + \frac{0,754(k_2/k_1)}{\sqrt{L}\bar{A}(m/l)}} \quad (2.52)$$

Pode-se observar que R é uma função da razão $\bar{A} \left(\frac{m}{l} \right)$, da razão entre as condutividades térmicas dos materiais da ferramenta e do cavaco e da velocidade relativa entre ambos, ou do fator L .

Os resultados obtidos pelas equações 2.50 e 2.51 são valores acima da temperatura ambiente. Salienta-se que ao se igualar as temperaturas médias nas duas superfícies, faz-se uma aproximação, porém razoável em face da complexidade que assumiria uma solução mais elaborada.

Quando toda a energia de cisalhamento é transformada em calor o valor de energia resultante será:

$$q_1 = \frac{F_z v_z}{hb \csc \phi} \quad (2.53)$$

A energia específica para o cisalhamento pode ser calculada combinando-se as equações 2.34 e 2.35:

$$u_z = \frac{F_z v_z}{hb v_c} \quad (2.54)$$

Combinando-se as equações 2.53 e 2.54 tem-se:

$$q_1 = \frac{F_z v_z}{\csc \phi} \quad (2.55)$$

Dessa energia total convenientemente equacionada, uma fração R_1 irá fluir para o cavaco enquanto a outra parte $(1 - R_1)$ irá para a peça. Considere-se primeiro a fração fluindo para o cavaco. Partindo-se da equação 2.34 a temperatura no cavaco pode ser

calculada como:

$$T_z - T_0 = \frac{u_z}{c_1 \rho_1} \quad (2.56)$$

Substituindo a equação 2.55 na equação 2.56 e assumindo a fração do calor total que vai para o cavaco, tem-se:

$$T_z - T_0 = (R_1 q_1) \frac{\csc \phi}{v_c c_1 \rho_1} \quad (2.57)$$

Pela Figura 2.19, pode-se calcular o valor de R_1 .

Figura 2.19: Idealização de uma fonte de calor se movendo no plano de cisalhamento

Fonte: (SHAW, 1986)

Na idealização feita por Loewen e Shaw o material B é suposto estar em A e não em B, o que criaria a ilusão de que a superfície do cavaco em contato com o plano de cisalhamento desliza sobre a cunha de material em A com velocidade v_z . Assim o plano de cisalhamento pode ser considerado como uma fonte de calor se movendo sobre a peça, o que caracteriza a situação da fonte móvel finita sobre um corpo semi-infinito. A temperatura média pode então ser calculada com base na equação 2.50 com a adoção da fração de calor que flui para a peça $(1 - R_1)$ e $l = \frac{h}{2} \csc \phi$:

$$T_z - T_0 = [(1 - R_1) q_1] 0,754 \frac{h \csc \phi}{2k_1 \sqrt{L_1}} \quad (2.58)$$

Os termos T_z e L_1 são definidos de acordo com a equação 2.47:

$$L_1 = \frac{v_z h \csc \phi}{4K_1} \quad (2.59)$$

Portanto, assumindo temperatura média na interface do plano de cisalhamento:

$$R_1 = \frac{0,754h}{\left(\frac{2K_1\sqrt{L_1}}{v_c c_1 \rho_1}\right) + 0,754h} \quad (2.60)$$

Com essas equações pode-se determinar as temperaturas médias no cavaco, próximo ao plano de cisalhamento e na peça na mesma região.

A interface cavaco-ferramenta foi modelada por Loewen e Shaw como sendo uma fonte de calor retangular sobre dois corpos semi-infinitos em contato. Para a ferramenta a fonte é estacionária e para o cavaco esta mesma fonte 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 a peça é R_2 e para a ferramenta é $(1 - R_2)$.

A energia total produzida pelo atrito entre a superfície do cavaco e da ferramenta é dada por:

$$q_2 = \frac{F_t v_{cav}}{l_c b} = \frac{u_f v_c h}{b} \quad (2.61)$$

Tomando a fração de calor que vai para o cavaco, o qual tem sobre si uma fonte móvel de calor, usa-se então a equação 2.50 para calcular o aumento médio de temperatura neste:

$$\Delta \bar{T}_f = \frac{0,754(R_2 q_2) l_c}{2k_2 \sqrt{L_2}} \quad (2.62)$$

O termo L_2 é expressado por:

$$L_2 = \frac{v_{cav} l_c}{4K_2} \quad (2.63)$$

A temperatura média na superfície do cavaco será obtida por duas parcelas: aquela devida ao cisalhamento no plano de cisalhamento e aquela devida ao atrito com a superfície de saída da ferramenta:

$$\bar{T}_{cav} - T_0 = \bar{T}_f + \bar{T}_s = \frac{0,377(R_2 q_2) l_c}{k_2 \sqrt{L_2}} \quad (2.64)$$

Pelo lado da ferramenta, esta é admitida como sendo um corpo semi-infinito com uma fonte estacionária sobre sua superfície recebendo $(1 - R_2)$ do fluxo de calor produzido pelo atrito. Assim a razão de forma (m/l) pode ser assim definida:

$$\frac{m}{l} \Rightarrow \frac{b}{2l_c} \quad (2.65)$$

A Figura 2.20 ilustra esta definição:

Figura 2.20: Modelo usado para equacionar o calor que flui para a ferramenta devido ao atrito na interface cavaco-ferramenta

Fonte: (MACHADO et al., 2009)

A simetria do problema permite cortar o corpo semi-infinito no plano Y-Z representando a aresta de corte da ferramenta. Isto pode ser considerado uma boa aproximação para uma operação de corte ortogonal. A superfície de saída fica desta forma, sendo o plano X-Y e a superfície de folga no plano X-Z. Consideração similar permite considerar a ferramenta de torneamento, por exemplo, como um quarto do corpo semi-infinito. Neste caso, a razão de forma deveria ser dada por:

$$\frac{m}{l} \Rightarrow \frac{b_2}{l_c} \quad (2.66)$$

Com essas definições da razão de forma a Equação 2.36 pode ser escrita da seguinte forma:

$$T_{fer} - T_0 = [(1 - R_2)q_2] \frac{b_2/2}{k_3} \bar{A} \quad (2.67)$$

Igualando-se as equações 2.64 e 2.67 pode-se determinar o valor de R_2 :

$$R_2 = \frac{q_2 2 \frac{b\bar{A}}{2k_3} - (\bar{T}_s - T_0)}{q_2 \frac{b\bar{A}}{2k_3} + q_2 \frac{0,377l_c}{k_2\sqrt{L_2}}} \quad (2.68)$$

Desta forma, ficam determinadas as proporções de calor entre a ferramenta e o cavaco, conseqüentemente, as temperaturas médias.

Loewen e Shaw compararam resultados obtidos com este modelo analítico e compararam com resultados experimentais. Nesta comparação observou-se que a temperatura na região de formação de cavacos sofre a influência de diversos fatores, tais como a velocidade de corte, o avanço, a profundidade de usinagem e as propriedades físicas dos materiais envolvidos (condutividade térmica e a sua capacidade térmica). A presença de fluidos de corte na região de formação de cavacos também afeta a temperatura na região de formação de cavacos, embora não exatamente nas interfaces ferramenta-peça e ferramenta-cavaco. De maneira qualitativa, para baixas velocidades de corte o fluido consegue ser eficiente em baixar a temperatura nas interfaces e este efeito é menor à medida que a velocidade de corte é aumentada (MACHADO et al., 2009).

Em 1955, Weiner (WEINER, 1955) propôs um modelo similar ao modelo de Loewen e Shaw, mas não foi utilizada a solução de Jaeger. Weiner adotou a equação diferencial parcial de condução de calor, mas teve que impor uma série de hipóteses para resolvê-la, como por exemplo, tomar a velocidade do cavaco perpendicular ao plano de cisalhamento, como pode ser observada na Figura 2.21.

Figura 2.21: Modelo de Weiner (1955)

Fonte: Adaptado de (KOMANDURI; HOU, 2000a)

Além disso, ele assume que a intersecção entre o plano de cisalhamento e a superfície livre da peça permanece a temperatura ambiente. Como conseqüência, embora os resultados do cálculo da fração de calor indo para o cavaco devem ser inferior ao valor real (semelhante ao Loewen e Shaw), Weiner concluiu que fosse maior. Isto é atribuído a muitas suposições feitas no modelo, incluindo fronteiras adiabáticas para resolver a equação

diferencial parcial.

2.9 Métodos Experimentais para medição de temperatura em usinagem

Podem-se citar cinco técnicas de medição de temperatura para o processo de usinagem na região de corte. São elas: termopares inseridos na peça e na ferramenta, termopar ferramenta-peça, infravermelho, metalografia e tintas termosensíveis (AY; YANG, 1988). No processo de usinagem há diferentes problemas com o uso de sensores de contato para medição de temperatura. A técnica de utilização de termopares ferramenta-peça é simples de aplicar, mas somente mostra as temperaturas médias da zona de corte, além disso, é difícil aplicar para altas velocidades de corte já que necessita de um coletor de mercúrio para transmissão da força eletromotriz.

Uma das maneiras para o monitoramento da temperatura da peça e da ferramenta pode ser com ajuda de termopares introduzidos na peça e/ou na ferramenta. Esta técnica está muito difundida, mas as dificuldades devido à quantidade de furos pequenos que são necessários para colocação dos termopares poderiam modificar os campos térmicos (TAY, 1993).

A radiação fornece somente as temperaturas nas superfícies expostas e o infravermelho mede a temperatura em uma câmara infravermelha, mas está limitado devido ao acesso à área requerida para o sensor "ver" a superfície de perto onde é necessário conhecer as temperaturas. Contudo, serão discutidas somente as duas técnicas devido à simplicidade de aplicação e boa precisão para medição da temperatura.

2.9.1 Método Termopar Ferramenta-Peça

O método termopar ferramenta-peça mede a temperatura média da interface cavaco-ferramenta por meio de um fenômeno físico conhecido como efeito *Seebeck*. Segundo este efeito a presença de dois materiais diferentes conectados em um circuito, conforme representado na Figura 2.22, com suas extremidades submetidas à mesma temperatura, gera-se no circuito uma força eletromotriz, cuja grandeza dependerá dos materiais e da temperatura na junta (BORCHARDT; GOMES, 1979).

Na Figura 2.22, o ponto Q de contato na interface peça-ferramenta representa a junção quente. Os pontos F1, F2, F3 e F4 representam as junções frias. A cuba é preen-

Figura 2.22: Esquema para medição da temperatura de corte pelo método do termopar ferramenta-peça

Fonte: (MELO, 1998)

chida com mercúrio até que seja estabelecido o contato elétrico do disco com o elemento E, garantindo desta forma o fechamento do circuito. Os fios A1 e A2 fazem a conexão do sistema com o milivoltímetro V que indica o valor f.e.m (força eletromotriz) gerada. O sistema deve ser calibrado para fornecer valores de temperatura em graus Celsius (MACHADO et al., 2009). A calibração consiste em colocar em contato, sob pressão, a aresta da ferramenta e o material a ser usinado e submeter a peça ao aquecimento. No arranjo mostrado na Figura 2.23 o aquecimento é obtido por meio de uma resistência elétrica envolvendo a peça. Um termopar calibrado previamente é inserido na peça, próximo ao ponto de contato ferramenta-peça, o qual servirá de padrão de temperatura. Todo sistema é isolado termicamente para evitar diferença de temperatura entre o ponto de medição e a região de contato do termopar.

Figura 2.23: Método de calibração do termopar-peça

Fonte: Adaptado de (MACHADO et al., 2009)

As primeiras pesquisas e teses com a utilização deste método foram realizadas por

Shore e Hebert (HEBERT, 1926; SHORE, 1925). Em seguida, estes testes foram repetidos e relacionados com o desgaste da ferramenta (AVELID, 1970).

Nesta técnica considera-se o efeito termopar na interface peça-ferramenta, isto é, se na junção de dois materiais condutores diferentes existe uma variação de temperatura, então, é gerada uma diferença de potencial elétrico proporcional a esta temperatura. O método termopar peça-ferramenta é simples, porém, o par peça-ferramenta deve ser sempre formado por materiais condutores de eletricidade e o contato da ferramenta com o cavaco não é estável pois existem picos e vales nesta região de corte. Com isso, a junção quente pode ser considerada como um termopar finito com um número infinitamente grande de fontes interligadas num circuito em paralelo (QURESHI; KOENIGSBERGER, 1966).

Este método apresenta vantagens, como: o termopar é o próprio par ferramenta-peça, obtém-se a temperatura média na interface com boa exatidão e é uma técnica pouco intrusiva. Por outro lado, apresenta algumas desvantagens. Entre elas: um gradiente térmico existe ao longo do contato da ferramenta com a peça e, se o termopar estiver medindo correntes a mais baixa temperatura na interface, estará fornecendo um valor errado, presença de correntes parasitas, necessidade de calibração, adição de um terceiro elemento que pode ser o mercúrio ou a escova de grafite para fazer o contato e, além disso, podem ocorrer problemas na utilização de fluido de corte (curto-circuito) (ALVES; CARVALHO; ABRÃO, 2007).

2.9.2 Método Infravermelho

Neste método a temperatura de corte é determinada na radiação térmica que é emitida na zona de corte, ou seja, sabendo-se que todo corpo aquecido emite certa quantidade de radiação pode-se medi-la e relacioná-la em uma escala de temperatura. O infravermelho foi descoberto em 1800 por Willian Herschel. Ele colocou um termômetro de mercúrio no espectro obtido por um prisma de cristal com a finalidade de medir o calor emitido por cada cor. Descobriu que o calor era mais forte ao lado do vermelho do espectro, observando que ali não havia luz. Esta foi a primeira experiência que demonstrou que o calor pode ser captado em forma de imagem, como acontece com a luz visível. O processo consiste na exposição do corpo aquecido a um sensor óptico, conhecido como pirômetro ou termômetro infravermelho. Este sensor recebe a radiação térmica e gera uma força eletromotriz (f.e.m.) que pode ser detectada por um milivoltímetro e operam essencialmente segundo a lei de Stefan-Boltzmann:

$$q = \varepsilon \sigma T^4 \quad (2.69)$$

em que ε é emissividade por radiação do objeto e $\sigma = 5,675 \times 10^{-8} [Wm^{-2}K^{-4}]$.

No método infravermelho, os sinais elétricos são relacionados a uma escala de temperatura fornecendo assim, a temperatura na região observada. Uma desvantagem deste método é que os resultados obtidos na medição representam o valor médio da temperatura na área de focalização ou área de sensibilidade do instrumento. Além disso, nestes instrumentos só consegue-se detectar o valor da temperatura a partir do conhecimento prévio da emissividade da superfície analisada. A sua principal vantagem está no fato de não necessitar contato com a superfície sendo medida. Isto implica em uma medição sem interferência ou perturbação no campo original de temperaturas sendo medidas.

2.10 Método dos Elementos Finitos (MEF) - Conceitos básicos

Vários problemas físicos podem ser matematicamente modelados por meio de equações diferenciais parciais. Existem técnicas analíticas que buscam eficientemente as soluções destas equações. Tais técnicas são baseadas na decomposição do operador diferencial envolvido e da análise do sistema resultante.

Entretanto, quando o problema torna-se complexo devido à sua geometria e/ou condições intrínsecas, uma boa alternativa é a utilização de métodos numéricos que visam aproximar a solução analítica destas equações diferenciais parciais. Problemas matemáticos de condução de calor podem ser resolvidos através de métodos numéricos.

O Método dos elementos finitos (MEF) é um método numérico que consiste na discretização de um meio contínuo em pequenos elementos. A formulação do método dos elementos finitos requer a existência de uma equação integral, de modo que seja possível substituir o integral sobre um domínio complexo (de volume V) por um somatório de integrais estendidos a subdomínios de geometria simples (de volume V_i). Esta técnica é ilustrada com o seguinte exemplo, que corresponde ao integral de volume de uma função f :

$$\int_V f dv = \sum_{i=1}^n \int_{V_i} f dv \quad (2.70)$$

Em 2.70 pressupõe-se que:

$$V = \sum_{i=1}^n V_i \quad (2.71)$$

Cada subdomínio V_i corresponde a um elemento finito de geometria simples (podem ser quadriláteros, triângulos, tetraedro ou paralelepípedo) (AZEVEDO, 2003). Ou seja, em elementos finitos, o domínio no qual a função é definida é subdividido em domínios mais simples para que os cálculos possam ser realizados.

Em 1909, Walter Ritz desenvolveu o método dos elementos finitos para determinar a solução aproximada de problemas em mecânica dos sólidos deformáveis, onde o funcional de energia era aproximado por funções conhecidas. Em 1943 Richard Courant aumentou as possibilidades do método de Ritz introduzindo funções lineares definidas sobre regiões triangulares e aplicou o método para solução de problemas de torção.

Porém o método começou a ser utilizado apenas nos últimos 50-60 anos, graças aos avanços tecnológicos ocorridos nos equipamentos computacionais. Um grande impulso para seu desenvolvimento e aperfeiçoamento foi dado pela indústria aeroespacial, na qual o método vem tendo larga aplicação desde os anos 50, mas no final dos anos 60 passou a ser utilizado para a simulação de problemas não estruturais fluidos, termomecânica e eletromagnetismo.

Embora este método tenha sido extensivamente usado previamente no campo das estruturas mecânicas, hoje tem sido aplicada satisfatoriamente como uma técnica conveniente e bem estabilizada para a solução computacional de problemas complexos em diferentes campos da engenharia: civil, mecânica, nuclear, biomédica, hidrodinâmica, condução de calor, geomecânica, entre outros.

Devido às suas características de flexibilidade e estabilidade numérica, ele pode ser implementado na forma de um sistema computacional de forma consistente e sistemática, fato que explica a sua grande popularidade nos dias atuais. Atualmente existem vários programas de computador comerciais que utilizam este tipo de resolução numérica, entre eles o ABAQUSTM, DEFORMTM e ANSYSTM.

Modelando o processo de usinagem baseado no MEF, também conhecido como FEM (*Finite Element Method*), pode-se prever não somente forças de corte, mas também as tensões próximas à ferramenta e as temperaturas. Tais previsões são muito úteis para otimizar a geometria da ferramenta e o processo de corte para uma maior produtividade no

processo de usinagem. Além disso, há ainda trabalho considerável a ser feito para prever a integridade da superfície incluindo microestrutura, tensão residual, profundidade de deformação e o gradiente próximo à superfície (AL-ZKERI, 2007).

A equação de calor bidimensional que governa a transferência de calor durante o processo de usinagem com corte ortogonal é a seguinte:

$$\rho C_p \left(u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} \right) - k \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) - Q = 0 \quad (2.72)$$

Para a resolução desta equação algumas considerações são feitas no caso particular do presente trabalho, tais como:

- A peça, a ferramenta e o cavaco podem ser tratados como compostos por materiais contínuos e homogêneos.
- O problema é bidimensional.

Em um de seus artigos, Yen (YEN; JAIN; ALTAN, 2007) conclui que usando elementos finitos na simulação de corte, é possível estimar os valores das variáveis do processo que não são mensuráveis ou são muito difíceis de medir por técnicas experimentais.

No MEF há três tipos básicos de formulação utilizados para representar o fluxo de material em relação à malha: Euleriano, Lagrangeano e Lagrangeano-Euleriano Arbitrário (ALE - *Arbitrary Lagrangian-Eulerian*). Na formulação Euleriana, os elementos são fixos no espaço e o material flui através deles, funcionando como um volume de controle (CHILDS, 2000). Segundo Ozel (2006), uma vantagem desta formulação é o tempo reduzido de simulação, porém a forma do cavaco atua como dado de entrada da simulação, sendo necessário defini-la antecipadamente.

A formulação Lagrangiana associa a malha ao material e se deforma junto com o mesmo. Como na usinagem há grandes deformações, isso pode requerer mais remalhamentos (*remeshing*) durante a simulação para que a malha seja regenerada e o elemento não se deforme demasiadamente e impeça a convergência da resposta das equações do MEF (PANTALE, 2004). Devido a este remalhamento, o tempo de processamento aumenta.

A aplicação do MEF no problema de condução de calor está descrita no Anexo A.

3 Proposta de um modelo numérico utilizando o Método dos Elementos Finitos para análise de temperatura na região de formação de cavacos

O MEF permite estimar variáveis do processo onde há dificuldade de se obter dados pelos métodos experimentais. Vários programas são capazes de resolver este tipo de problema, tal como o ABAQUS que será utilizado neste trabalho. O software resolve o problema proposto em três etapas: pré-processamento, simulação e pós-processamento.

Pré-processamento é a etapa em que o processo físico deve ser bem definido para que a modelagem possa ser feita, definindo geometrias, propriedades dos materiais da peça e da ferramenta, condições de corte, condições de contorno, tipo de elemento da malha e escolha da malha adaptativa. A preparação do modelo é realizada no ambiente ABAQUS/CAE, o que possibilita a fácil visualização do modelo a ser simulado.

Após a etapa de pré-processamento, a solução é executada automaticamente pela formulação do ABAQUS/Explicit ou ABAQUS/Standard. A solução é baseada em um algoritmo numérico que soluciona o conjunto de equações diferenciais proposta com todas as condições de contorno impostas na etapa de pré-processamento.

O método explícito é mais apropriado para simulações que têm deformações não-lineares em grande taxa de deformação e calor gerado no contato entre superfícies de ferramenta-cavaco e ferramenta-peça durante a formação de cavaco. Este método utiliza informações no tempo anterior (t) para determinar a variável no tempo futuro. O método explícito é computacionalmente simples e pode utilizar processamento paralelo, mas o intervalo de tempo tem que ser muito pequeno (da ordem do 10^{-10} segundos).

O método implícito utiliza informações do passado (t) e presente ($t+dt$) para estimar a variável no futuro. Este necessita resolver um sistema de equações para cada intervalo de tempo. Quando o sistema de equações aumenta no tempo e no espaço o problema pode ter dimensões computacionais importantes, apesar de o método implícito permitir intervalos de tempo maiores (da ordem de minutos ou horas) que o método

explícito.

A última etapa é a de pós-processamento, em que os resultados são apresentados. Os dados de saída podem ser visualizados também em ambiente ABAQUS/CAE ou podem-se gerar gráficos ou arquivos tipo texto.

As simulações deste trabalho foram realizadas no ABAQUS versão 6.5-1 plataforma Windows XP Professinoal 2002 e hardware XENON com dois processadores de 3,2 Hz, 2 Gb de memória RAM e 120 Gb de disco rígido e uma Workstation com 8 microprocessadores.

3.1 Método Explícito de simulação desenvolvido no presente trabalho

O modelo do MEF foi desenvolvido a partir do modelo físico real para fresamento concordante. Observou-se o modelo real do processo e, em seguida foram feitas algumas considerações/simplificações necessárias para a implementação do método numérico. Na primeira simulação, usando o algoritmo explícito, o processo ocorrerá durante o tempo de contato entre a aresta de corte e a peça de acordo com a operação real de fresamento. A Figura 3.1 mostra um modelo em 2D simplificado do processo de fresamento concordante.

Figura 3.1: Modelo simplificado do processo de fresamento concordante

Esta simplificação serve como base para o desenvolvimento do modelo a ser implementado e discretizado no ambiente ABAQUS/CAE.

Para melhor aproximação do modelo numérico, o perfil da ferramenta foi medido por um perfilômetro ótico Veeco, modelo Wyko NT1100 pertencente ao Laboratório de

Usinagem de Precisão da Escola de Engenharia de São Carlos e adaptado para o modelo MEF. A Figura 3.2 mostra esta aproximação.

Figura 3.2: (a) Secção transversal da ferramenta medida por perfilometria ótica (b) Modelo FEM da ferramenta

O material da ferramenta foi modelado de acordo com regime elástico e com propriedades físicas de metal duro, as quais estão na Tabela 3.1.

Tabela 3.1: Propriedades dos Materiais

Fonte: (JOHNSON; COOK, 1985)

Propriedades	AISI 4340	Metal Duro
Condutividade Térmica (W/mK)	38	20
Densidade (Kg/m^3)	7838	14950
Módulo de Young (GPa)	200	400
Raio de Poisson	0,29	0,21
Calor específico ($JKg^{-1}K^{-1}$)	477	210
Coefficiente de expansão térmica ($\mu m/mK$)	0,000032	—

Como condição de contorno, definiu-se a temperatura ambiente para todo o modelo como 305 K.

A Figura 3.3 mostra como foi modelado o processo na simulação explícita e ilustra o processo de deformação plástica que ocorre durante o processo.

Figura 3.3: Modelo MEF para a simulação explícita com deformação

Neste trabalho foram utilizadas três velocidades de corte diferentes, logo foram realizadas três simulações como, esta uma para cada velocidade de corte (80, 100 e 150 m/min) e avanço por dente de 0,17 mm/dente. O principal resultado nesta primeira simulação é o fluxo de calor que flui para a peça.

Esse fluxo é um pulso de energia no tempo e a soma de todos os pulsos para todos os elementos na superfície usinada resultará no fluxo total. Esse total é a energia que entra na peça a cada volta da ferramenta, durante o tempo de contato ferramenta-peça (t_c). Assim, o fluxo de calor entra na peça durante o tempo de contato e o fluxo é zero durante o restante do tempo de volta da ferramenta, já que somente uma aresta de corte foi usada. No presente trabalho foi calculado o fluxo médio de calor levando-se em conta o total de calor em cada elemento da superfície usinada e o tempo de contato ferramenta peça usando-se a equação:

$$\bar{Q}_{w,t} = \left(\frac{t_c}{t_{Rev}} \right) \frac{1}{\Delta t} \int_{\Delta t} q_{w,t} dt \quad (3.1)$$

na qual $\bar{Q}_{w,t}$ é o fluxo de calor a ser usado como dado de entrada na segunda simulação com o método implícito, t_c é o tempo de contato, t_{Rev} é o tempo de uma revolução da ferramenta, Δt é o tempo de simulação do método explícito e $q_{w,t}$ é o fluxo de calor em cada elemento.

3.1.1 Modelo para o material metálico

Segundo Shi e Lin (2004), a seleção do modelo do material como parâmetros de entrada no código MEF é muito importante. Para uma correta modelagem em MEF os materiais devem ser corretamente modelados. No caso da formação de cavacos os materiais da ferramenta e da peça devem ser modelados segundo as condições a que se sujeitam

durante o processo. Na formação de cavacos o material da peça se sujeita a altas temperaturas, altas taxas de deformação, combinadas. Assim as curvas de tensão-deformação devem ser capazes de representar o comportamento do material nessas condições. Segundo Ferraresi (FERRARESI, 1982) as velocidades de deformação em processos de formação de cavacos chegam a $6,7 \times 10^5 \text{ s}^{-1}$, assim como as temperaturas podem atingir 800 graus Celsius em pontos específicos do material (TRENT; WRIGHT, 2000).

O modelo Johnson-Cook é um dos mais convenientes e o que produz melhores resultados para descrever o comportamento do material na formação de cavacos (BELHADIS.; MABROUKI; RIGALL, 2005). O modelo fornece a curva tensão-deformação como função da taxa de deformação e da temperatura:

$$\bar{\sigma} = [A + B\bar{\epsilon}^n] \left[1 + C \ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right] [1 - T^{*m}] \quad (3.2)$$

em que $\bar{\epsilon}$ é a deformação plástica equivalente. A é a tensão de cisalhamento equivalente (MPa), B é o módulo de encruamento, n é o expoente do trabalho a frio, C é o coeficiente da dependência da taxa de deformação (MPa), m é o coeficiente térmico e T^* é tal que:

$$T^* = \frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \quad (3.3)$$

em que T_{room} é a temperatura ambiente e T_{melt} é a temperatura de fusão.

Na equação 3.2, a expressão do primeiro conjunto de colchetes fornece a tensão em função da deformação para $\dot{\bar{\epsilon}} = 1.0$ e $T^* = 0$. A expressão do segundo e do terceiro conjunto de colchetes representa os efeitos da taxa de deformação e temperatura, respectivamente.

O material da ferramenta será modelado como perfeitamente elástico, uma vez que a ferramenta deve ser preservada como intacta durante uma operação de usinagem. O desgaste não será modelado, assim como será mantido ao seu mínimo nos ensaios experimentais.

3.1.2 Modelo de ruptura do material

Em uma operação de usinagem o material sendo usinado é levado até sua ruptura, para remoção na forma de cavacos. O modelo de ruptura para implantação em uma simulação FEM é uma característica também muito importante para a correta repre-

sentação do fenômeno. Um excelente e também bastante conveniente modelo de ruptura foi apresentado por Johnson em 1980 (JOHNSON, 1980 apud JOHNSON; COOK, 1985)¹ o qual segue a equação:

$$\epsilon^f = [D_1 + D_2 \exp D_3 \sigma^*] [1 + D_4 \ln \dot{\epsilon}^*] [1 + D_5 T^*] \quad (3.4)$$

em que D_1 , D_2 , D_3 , D_4 e D_5 são constantes de ruptura e $\dot{\epsilon}^* = \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}$ é a taxa de deformação plástica para $\dot{\epsilon}_0 = 1.0 \text{ s}^{-1}$ e a temperatura T^* é a mesma da Equação 3.2.

A ruptura no presente trabalho foi simulada segundo o critério de dano de acordo com o qual, o material se rompe quando a deformação plástica equivalente alcança um valor crítico. A deformação de um elemento é definida como:

$$D = \sum \frac{\Delta \bar{\epsilon}}{\bar{\epsilon}^f} \quad (3.5)$$

em que $\Delta \bar{\epsilon}$ é o incremento da deformação plástica equivalente que ocorre durante um ciclo de integração e $\bar{\epsilon}^f$ é a deformação de ruptura equivalente, sobre as condições da taxa de deformação, temperatura, pressão e tensão equivalente. A ruptura, então ocorre, quando $D = 1.0$, e o elemento é eliminado dos cálculos.

Os valores das constantes Johnson-Cook são mostrados na Tabela 3.2.

Tabela 3.2: Propriedades Johnson-Cook

Fonte: (JOHNSON; COOK, 1985)

	A	B	C	m	n	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5	$T_m(K)$	$T(K)$
AISI 4340	792	510	0,014	0,26	1,03	0,05	3,44	-2,12	0,002	0,61	1793	305

3.1.3 Modelo de atrito na superfície de saída e de flanco

O atrito em usinagem acontece na interface entre a superfície de saída da ferramenta e o cavaco, assim como entre o flanco e a superfície recém-usinada. Muitos são os trabalhos que já estudaram esse fenômeno (ZOREV, 1963; TRENT; WRIGHT, 2000; OZEL T, 2000; ASTAKHOV, 2005). Neste trabalho, o modelo de atrito utilizado se baseia no trabalho mais aceito pelos pesquisadores desta área (Modelo de Zorev) o qual estabelece uma tensão limite de cisalhamento $\bar{\tau}_{max}$ especificada de modo que independentemente da

¹JOHNSON, G.R. Materials characterization for computations involving severe dynamic loading. *Proc. Army Symp. on Solid Mechanics*, 1980, Work in Progress, Cape Cod, Mass. (Sept. 1980), p. 62-67.

magnitude da tensão de pressão de contato, ocorrerá deslizamento se a magnitude da tensão de cisalhamento equivalente atingir este valor (OZEL, 2006). Este modelo pode ser observado pela Figura 3.4, que representa as curvas de tensão normal e de cisalhamento.

Figura 3.4: Curvas representando a tensão normal $\sigma_n(x)$ e tensão de cisalhamento τ_f na superfície de saída

Fonte: (OZEL T, 2000)

Este limite da tensão de cisalhamento $\bar{\tau}_{max}$ normalmente é introduzido nos casos em que a tensão de contato pode se tornar muito grande (como pode acontecer em processos de conformação). Uma estimativa considerada razoável, $\bar{\tau}_{max}$ é $\sigma/\sqrt{3}$ em que σ é a tensão de escoamento segundo o critério de vonMises do material da peça, o menos resistente, em relação à ferramenta.

3.1.4 Modelo de transformação da deformação plástica em calor

Calor é gerado por deformação plástica normalmente encontradas em processos de usinagem em altas velocidades as quais envolvem grandes quantidades de deformação. O calor gerado é tratado como um termo fonte volumétrico de fluxo de calor na equação de equilíbrio térmico. Tal fluxo de calor pode ser calculado a partir da equação:

$$r^{lp} = \frac{\eta \sigma}{\dot{\epsilon}^{lp}} \quad (3.6)$$

em que r^{lp} é o fluxo de calor gerado pela deformação plástica, η é a fração de calor (definido constante), σ é a tensão e $\dot{\epsilon}^{lp}$ é a taxa de deformação plástica.

Neste trabalho o valor da fração de calor será 0,9, ou seja, 90% da deformação

plástica gerada no processo é convertida em calor.

3.1.5 Modelo de distribuição de calor entre as interfaces do processo

A condutividade térmica, k , da interface entre dois materiais em contato é definida como:

$$k = k(\bar{\theta}, d, p, \bar{f}_\gamma) \quad (3.7)$$

ou seja, o valor de k é calculado como função das variáveis $\bar{\theta} = \frac{1}{2}(\theta_A + \theta_B)$ que é a média de temperatura entre as interfaces A e B , d é a distância entre A e B , p é a pressão de contato transmitida através das interfaces A e B e $\bar{f}_\gamma = \frac{1}{2}(f_\gamma^A + f_\gamma^B)$ é a média de todas as variáveis de campo definidas em A e B .

Baseado no estudo de Semiati (SEMIATIN S.L.; COLLINGS, 1987), os valores da condutividade térmica em função da pressão entre duas superfícies em contato foram adotados segundo a seguinte relação mostrada na Figura 3.5, medida experimentalmente:

Figura 3.5: Curva linear de k em função da pressão

Embora essa curva tenha sido medida entre materiais diferentes daqueles usados no presente trabalho, esses dados foram introduzidos no programa ABAQUS e servem para regular a transmissão de calor entre as superfícies em contato, por exemplo, superfície de saída e cavaco.

Conforme a Equação 2.34 o total do fluxo de calor gerado durante o processo é calculado. Deste total, será definido no software Abaqus que 50% do calor será dissipado para a peça.

3.2 Método Implícito de simulação desenvolvido neste trabalho

No desenvolvimento da segunda simulação não haverá formação de cavaco, porém a distribuição de temperatura na peça será observada durante um período de tempo equivalente ao tempo real de fresamento.

O pré-processamento desta segunda simulação tem como dado de entrada o fluxo de calor obtido na primeira simulação (Equação 3.1). Este fluxo de calor está representado por uma fonte de calor que atua sobre a peça e se desloca, sem atrito sobre seu inteiro comprimento com a velocidade de avanço (v_f).

Para verificar se toda energia da fonte de calor será dissipada para a peça, a energia dos elementos da superfície da peça serão comparados com o valor obtido pela Equação 3.1.

O modelo representado na Figura 3.6 é desenvolvido e discretizado no ambiente ABAQUS/CAE.

Figura 3.6: Modelo MEF para a simulação implícito sem deformação

Na simulação usando o ABAQUS/Standard não haverá formação de cavaco, portanto não haverá deformação de material. Então, mesmo que o método implícito necessite resolver um sistema de equações para cada período de tempo, instabilidades numéricas por rompimento da malha não ocorrem neste caso. Assim, o tempo de processamento nesta segunda simulação é menor que na primeira.

Segundo Luchesi (LUCESI, 2011), o valor do coeficiente de convecção, h , para as

condições utilizadas neste trabalho é $125 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$.

No pós-processamento desta simulação, os dados principais de distribuição de temperatura na peça serão coletados e apresentados na forma de gráfico. A comparação destes resultados se fará com os dados experimentais.

4 Análise de Variância (ANOVA)

ANOVA é uma ferramenta de decisão com base estatística para a detecção de eventuais diferenças no desempenho médio dos grupos de itens testados (BHATTACHARYA, 2009). A comparação entre as médias destes grupos é feita por meio do teste de hipótese. A idéia básica da Análise de Variância é expressar a variação total de um conjunto de dados como uma soma de termos, os quais possam ser atribuídos a fontes especificadas de variação. O objetivo do uso da ANOVA é calcular uma estimativa da variância *entre* tratamentos e uma estimativa da variância *dentro* de tratamentos e em seguida comparar a razão entre duas variâncias com um valor apropriado da estatística (CARPINETTI, 2006). Um tratamento é uma condição imposta ou objeto que se deseja medir ou avaliar em um experimento. Os tratamentos utilizados nos experimentos são considerados variáveis independentes.

Neste trabalho, serão consideradas variáveis independentes (ou tratamentos) os fatores: velocidade de corte enquanto que a variável dependente (ou variável resposta) será a média da temperatura medida experimentalmente.

4.1 Modelo ANOVA

Em um experimento, cada observação Y_{ij} pode ser decomposta conforme o modelo a seguir:

$$Y_{ij} = \mu + \tau_i + \epsilon_{ij} \quad i = 1, \dots, I, j = 1, \dots, J \quad (4.1)$$

em que

Y_{ij} é a observação do i -ésimo tratamento na j -ésima unidade experimental;
 μ é o efeito constante (média geral);

τ_i é o efeito do i -ésimo tratamento; ϵ_{ij} é o erro associado ao i -ésimo tratamento na j -ésima unidade experimental.

No experimento será testado se há diferenças entre as médias dos tratamentos, o que equivale ao teste de hipóteses:

$$\begin{cases} H_0 : \mu_1 = \mu_2 = \dots = \mu_I \\ H_1 : \mu_i \neq \mu_{i'} \end{cases} \quad \text{para pelo menos um par } (i, i'), \text{ com } i \neq i'$$

em que

$$\mu_i = \mu + \tau_i \quad i = 1, \dots, I \quad (4.2)$$

De forma equivalente podemos escrever tais hipóteses da seguinte forma:

$$\begin{cases} H_0 : \mu_1 = \mu_2 = \dots = \mu_I = 0 \\ H_1 : \tau_i \neq 0 \end{cases} \quad \text{para pelo menos } i$$

Portanto, se a hipótese nula for verdadeira, todos os tratamentos terão uma média comum μ .

A análise de variância baseia-se na decomposição da variação total da variável resposta em partes que podem ser atribuídas aos tratamentos (variância entre) e ao erro experimental (variância dentro). Essa variação pode ser medida por meio das somas de quadrados definidas para cada um dos seguintes componentes:

$$SQ_{Total} = \sum_{i=1}^I \sum_{j=1}^J Y_{ij}^2 - C \quad (4.3)$$

em que $C = \frac{(\sum_{i=1}^I \sum_{j=1}^J Y_{ij})^2}{IJ}$. E

$$SQ_{Trat} = \frac{\sum_{i=1}^I Y_i^2}{J} - C \quad (4.4)$$

A soma de quadrados dos resíduos pode ser obtida pela diferença:

$$SQ_{Res} = SQ_{Total} - SQ_{Trat} \quad (4.5)$$

A SQ_{Trat} é chamada de variação *entre*, que é a variação existente entre os diferentes tratamentos e a SQ_{Res} é chamada de variação *dentro* que é função das diferenças existentes entre as repetições de um mesmo tratamento.

Essas somas de quadrados são organizadas em uma tabela, conforme a Tabela 4.1, denominada tabela ANOVA.

Tabela 4.1: Modelo de uma tabela ANOVA

Fatores de Variação	Graus de Liberdade	Soma de Quadrados	Quadrados Médios	F Calculado
Tratamentos	I-1	SQ_{Trat}	QM_{Trat}	QM_{Trat}/QM_{Res}
Resíduo	I(J-1)	SQ_{Res}	QM_{Res}	
Total	IJ-1	SQ_{Total}		

em que $QM_{Trat} = SQ_{Trat}/(I - 1)$ e $QM_{Res} = SQ_{Res}/(I(J - 1))$.

Para avaliar a significância da estatística F é utilizado um p-valor. O p-valor é o valor da probabilidade de significância de um procedimento de teste equivalente. O p-valor representa a probabilidade de ser obtida uma observação da distribuição F com I - 1 e I(J - 1) graus de liberdade maior ou igual ao valor observado pela F calculado. Se o p-valor for menor que α , rejeitamos H_0 . O p-valor é a probabilidade, sob H_0 , de ocorrência do valor particular observado para a estatística de teste ou de valores mais extremos. A probabilidade de significância de um teste mede a força da evidência contra H_0 em uma escala numérica. Um p-valor pequeno indica uma forte justificativa (evidência) para a rejeição de H_0 (ANJOS, 2006).

Considerando um intervalo de confiança de 95%, por exemplo, o p-valor esperado para rejeição de H_0 é menor que $\alpha=0,05$.

5 Trabalho Experimental

5.1 Máquina-Ferramenta

Os ensaios experimentais foram realizados em um centro de usinagem CNC vertical Romi Discovey 560, conforme a Figura 5.1. Esta máquina-ferramenta possui três eixos, sendo que cada eixo possui um curso máximo distinto. O curso máximo da mesa superior (eixo X) é de 560 mm, curso máximo da mesa inferior (eixo Y) é de 406 mm e o curso máximo do cabeçote (eixo Z) é 508 mm. De acordo com as especificações técnicas da Romi o avanço rápido máximo em X e Y é de 30 m/mim e em Z 20 m/mim possuindo um avanço máximo de corte programável de 1 a 15 m/mim. O eixo-árvore cone ISSO 40 fornece 12,5 kW, com velocidade max. de 7.500 rpm. O CNC, comando numérico computadorizado é Siemens Sinumerik 810D.

Figura 5.1: Centro de Usinagem Romi modelo Discovery 560

5.2 Ferramenta

A ferramenta utilizada é uma fresa de topo com haste cilíndrica de 16 mm de diâmetro com duas arestas de corte com pastilhas intercambiáveis da marca Sandvik Coromant (código Sandvik da Fresa R390-016A16-11L e Pastilhas: R390-11 T308M-PL

1030) com cobertura PVD-TiAlN multicamadas , como mostra a Figura 5.2.

Figura 5.2: Geometria da (a) fresa de topo e (b) pastilha

A Tabela 5.1 mostra as dimensões da fresa e da pastilha.

Tabela 5.1: Dimensões da Fresa e da Pastilha

Parâmetros	Valores
z	1
D_c	16
dm_m	16
l_2	100
l_3	25
λ_s	13.43
a_p (máximo)	10
rpm (máximo)	41500
κ_r	90
tamanho da pastilha	11
s	3.59
b_s	1.2
iW	6.8
d_1	2.8
r_e	0.8
α_n	21
l_a	11

Neste trabalho, os experimentos foram realizados utilizando-se apenas uma aresta de corte.

5.3 Equipamentos de Medição

A medição de temperatura foi realizada por meio de termopares do tipo K (níquel-alumínio / níquel-cromo). A soldagem da ponta do termopar é feita em atmosfera inerte com arco elétrico, assim, enrolaram-se as pontas de dois fios (um de liga Cromel e outro de liga Alumel), que são ligados a um pólo de um gerador. O outro pólo é ligado a uma peça de tungstênio, por onde passava um fluxo de Argônio (gás inerte). A ponta dos fios aproximou-se da peça de tungstênio, efetuando a solda.

A composição química destas ligas é: Cromel 90% de níquel e 10% de cromo; Alumel 95,4% de níquel, 1,8% de manganês, 1,6% de silício e 1,2% de alumínio.

Para a calibração dos termopares foi utilizado um banho termostático com faixa de temperatura entre -60°C a 250°C . Nesta etapa foi inicialmente fixada a faixa de temperatura em que os termopares iriam atuar sendo escolhida uma faixa de valores entre 20 a 96°C .

Iniciou-se o procedimento com temperatura fixada a 20°C esperando-se a temperatura estabilizar e então era anotado o valor de tensão associado a esta temperatura. Isto foi repetido até a temperatura de 95°C , pois além de não ser necessária uma calibração para temperaturas maiores, a partir desta temperatura a água entrava em ebulição. Este procedimento foi repetido seis vezes visando à confiabilidade das medições, sendo três no sentido crescente de temperatura e três no sentido decrescente.

Assim construiu-se um gráfico de tensão média versus temperatura para cada termopar. Para cada curva foi construída uma regressão linear, obtendo uma equação que descreve a curva de calibração para cada termopar. A regressão linear mostrou-se satisfatória, pois o coeficiente de correlação linear ficou em torno de 0,999 para todos os termopares.

A leitura dos dados foi feita com o software *Labview 7.2* em que a aquisição dos sinais em volts foi convertida em graus Celsius ($^{\circ}\text{C}$) na leitura das temperaturas. Os equipamentos Hardware e Software são da empresa *National Instruments (2008)*.

5.4 Corpos de Prova

Foram usados CPs de aço AISI 4340 temperado para a dureza de 48 HRc.

A composição química do aço AISI 4340 está descrito na Tabela 5.2

Tabela 5.2: Composição Química do aço AISI 4340

C%	Si%	Mn%	P%	S%	Cr%	Mo%	Ni%
0,37-0,43	0,15-0,35	0,60-0,80	$\leq 0,025$	$\leq 0,025$	0,70-0,90	0,20-0,30	1,65-2,00

A peça utilizada nos ensaios é mostrada na Figura 5.3.

Figura 5.3: Geometria do corpo de prova com medidas em *mm*

5.5 Banco de Ensaio

Para aquisição das temperaturas, os termopares foram ligados a amplificadores modelo *Tx-Block* da *Novus*. Este equipamento faz aquisição de sinais de 0-50 mV de termopares, linearizando-os e transformando o sinal em 4-20 mA. Com termopares o erro de linearidade é de 0,3% da escala máxima. O dispositivo também tem compensação de junta fria, para termopares. A montagem do transmissor será feita conforme indicado na Figura 5.4.

Figura 5.4: Esquema da montagem dos transmissores, onde Carga simboliza o aparelho medidor de corrente

A carga, indicada na Figura 5.4, representa o resistor utilizado para medir corrente. Para aferir a corrente elétrica com o sistema de aquisição abaixo será necessário a

utilização de uma resistência, assim o equipamento de aquisição mede a queda de tensão na resistência, que é proporcional à corrente.

A aquisição da queda de tensão na resistência foi realizada ligando-se os terminais da mesma ao bloco conector SCB-68 é ligado à placa de aquisição *PCI-6220*, instalada em um microcomputador, por meio de um cabo *SHC68-68-EPM*.

A aquisição dos sinais de temperatura foi realizada por meio de uma rotina computacional em *Labview*, programa fabricado pela *National Instruments* em uma frequência de 50 pontos por segundo. Esta rotina armazenava os dados em um arquivo de texto. Posteriormente estes dados foram convertidos em gráficos de força e temperatura em função do tempo em outra rotina computacional utilizando o programa *Matlab*.

O banco de ensaios foi projetado para obter medidas de temperatura do corpo de prova durante o fresamento. Sobre a mesa da máquina-ferramenta está o dispositivo de fixação do corpo de prova, conforme a Figura 5.5.

Figura 5.5: Banco de ensaio

Os termopares geram sinais da ordem de micro volts, logo foi feito um circuito eletrônico que permite a passagem de baixas frequências e atenua a amplitude das frequências maiores. Este circuito, chamado filtro passa-baixa evita que eventuais ruídos pudessem interferir na leitura dos sinais.

O sistema de aquisição de dados foi montado conforme a Figura 5.6.

Figura 5.6: Sistema de aquisição de dados

5.6 Planejamento Experimental

Nos ensaios experimentais de fresamento foram utilizadas seis condições de corte, C1, C2, C3, conforme a Tabela 5.3. Os valores de profundidade de corte, avanço, velocidade de corte e penetração de trabalho estão dentro dos limites recomendados pelo fabricante da ferramenta. Sendo assim, a Tabela 5.3 apresenta as variáveis de entrada (fator de controle, v_c) e o número respectivo de variações (níveis, C1, C2 e C3). Os parâmetros de corte foram adotados segundo uma matriz fatorial, pois uma das metas deste trabalho foi estudar o efeito isolado dos parâmetros sobre a distribuição de temperatura.

Foram utilizados três corpos de prova semelhantes (CP1, CP2, CP3), sendo que para cada um foram realizados quatro ensaios. Dessa forma, têm-se quatro distâncias entre a região de corte e o conjunto de termopares ($D_{0,8}$, $D_{1,35}$, $D_{1,8}$ e $D_{2,45}$). Os ensaios foram realizados de forma que todas as condições pudessem ser repetidas pelo menos uma vez para cada distância. A sequência dos ensaios foi seguida conforme a Tabela 5.3.

Tabela 5.3: Sequência de ensaios

	CP	D [mm]	v_c [m/min]	f_z [mm/dente]	n	v_f [mm/min]	a_p [mm]	a_e [mm]
E1	1	0,8	80	0,17	1591,59	270,57	5	0,55
E2	1	1,35	100	0,17	1989,49	338,21	5	0,55
E3	1	1,8	150	0,17	2984,24	508,17	5	0,55
E4	1	2,9	80	0,17	1591,59	270,57	5	0,55
E5	2	0,8	100	0,17	1989,49	338,21	5	0,55
E6	2	1,35	150	0,17	2984,24	508,17	5	0,55
E7	2	1,8	80	0,17	1591,59	270,57	5	0,55
E8	2	2,9	100	0,17	1989,49	338,21	5	0,55
E9	3	0,8	150	0,17	2984,24	508,17	5	0,55
E10	3	1,35	80	0,17	1591,59	270,57	5	0,55
E11	3	1,8	100	0,17	1989,49	338,21	5	0,55
E12	3	2,9	150	0,17	2984,24	508,17	5	0,55

A profundidade de usinagem (a_p) escolhida foi de 5 mm em todas as condições ao que corresponde à espessura da peça.

A faixa de velocidade foi escolhida com o objetivo de avaliar a hipótese de HSM. A menor velocidade de avanço foi aplicada inicialmente para verificação e validação do sistema de aquisição.

5.7 Tratamento dos dados obtidos

Primeiramente, para cada condição de corte calculou-se uma média do aumento da temperatura para os 10 termopares de acordo com a Equação 5.1, a fim de se obter médias pontuais que permitam a comparação com as médias pontuais dos resultados numéricos.

$$\Delta\bar{\theta}^{C,D} = \sum_{i=1}^N \frac{\Delta\theta_i^{C,D}}{N} \quad (5.1)$$

em que C é a condição de usinagem, D a distância entre o termopar e a fonte de calor e N é o número de termopares.

Em seguida foi feita uma análise baseando-se nos resultados obtidos pela Equação 5.1. Os valores da variação média de temperatura, $\Delta\bar{\theta}^{C,D}$, foram utilizados na seguinte equação:.

$$\Delta\bar{\theta}^C = \sum_{j=1}^C \frac{\Delta\theta^{j,D}}{N} \quad (5.2)$$

em que C é o número de condições de usinagem utilizadas no trabalho.

Outra forma de comparação entre os métodos foi analisar as curvas da média do aumento de temperatura em função do tempo de usinagem para cada condição. As médias seguem a seguinte formulação:

$$\Delta\bar{\theta}^t = \sum_{i=1}^N \frac{\Delta\theta_i^t}{N} \quad (5.3)$$

Neste caso, $\Delta\bar{\theta}^t$ é o aumento de temperatura em função do tempo e N é o número de termopares.

6 Resultados e Discussão

6.1 Resultados dos Ensaio Experimentais

O gráfico da Figura 6.1, que mostra um exemplo de como ficaram as curvas experimentais de 10 termopares na condição de corte C1 após o tratamento pelo MatLab.

Figura 6.1: C1 Condição 1: $v_c = 80$ m/mim, $f_z = 0,17$ mm/dente, tempo de usinagem 17,74 s

Alguns termopares, como no caso particular dos termopares 3 e 11, apresentaram alto ruído em relação ao sinal e foram retirados das análises.

O gráfico da Figura 6.2 representa a variação de temperatura média para cada distância em função da velocidade de corte, conforme a Equação 5.1.

Figura 6.2: Gráfico do aumento de temperatura média para cada condição de usinagem

Algumas médias, tais como $\Delta\bar{\theta}^{2,3}$ e $\Delta\bar{\theta}^{3,4}$ não se comportaram de forma esperada, pois houve um aumento na variação de temperatura. Este fato pode ter ocorrido por possíveis erros de posicionamento do termopar. Apesar disso, foi possível verificar através do gráfico que a variação média de temperatura medida na peça diminui conforme o aumento da velocidade de corte.

Para ter maior clareza e validade estatística da influência isolada dos parâmetros de corte foi realizada uma verificação estatística utilizando o método de análise de variância ANOVA. A Tabela 6.1 mostra esta verificação.

Tabela 6.1: Quadro ANOVA para variação de temperatura

Parâmetro	GL	Variação de Temperatura			
		<i>SQ</i>	<i>QM</i>	<i>F</i>	<i>P</i>
v_c	2	33,81	16,91	4,63	0,022
Erro	20	3,65	124,78		
Total	22				

Pela aplicação do método de análise de variância é possível observar que, de fato, a velocidade de corte foi significativa na variação de temperatura, uma vez que a probabilidade $P = 0,022$ foi menor que o nível de significância adotado $\alpha=0,05$ (ou intervalo de confiança de 95%). Além disso, o valor F encontrado ($F = 4,63$) é maior que o valor $F_{0,05;2,20} = 3,49$ da tabela de distribuição F de Fisher para grau de liberdade $\alpha=0,05$. A Figura 6.3 também permite avaliar a influência da velocidade de corte na variação de temperatura.

Figura 6.3: Efeito isolado da velocidade de corte sobre a variação de temperatura na peça

O gráfico apresentado acima que representa a influência da velocidade de corte, v_c , na variação temperatura é feito com base na variação do fator de controle em torno da média. É possível observar que conforme o aumento da velocidade de corte, a variação de temperatura na peça diminui. Estes dados confirmam os resultados pesquisados na literatura (SCHULZ; FINZER, 1999; EKINOVIC; BEGOVIC; SILAJDZIJA, 2007).

6.2 Resultados Numéricos

As Figuras 6.4, 6.5 e 6.6 mostram um momento durante a formação de cavacos a distribuição da temperatura e o fluxo de calor na região de formação de cavacos obtidos pelo método explícito.

Figura 6.4: Velocidade de corte 80 mm/min (a) Fluxo de Calor por unidade de área [W/m^2] (b) Temperatura [K] para o tempo de 0,5 ms, após o início do contato ferramenta-peça

Figura 6.5: Velocidade de corte 100 mm/min (a) Fluxo de Calor por unidade de área [W/m^2] (b) Temperatura [K] para o tempo de 0,5 ms, após o início do contato ferramenta-peça

Figura 6.6: Velocidade de corte 150 mm/min (a) Fluxo de Calor por unidade de área [W/m^2] (b) Temperatura [K] para o tempo de 0,5 ms, após o início do contato ferramenta-peça

Nos resultados analisados nesta primeira etapa de simulação, foi observado que

conforme se aumenta a velocidade de corte, o fluxo de calor também aumenta, conforme a Tabela 6.2. Este resultado confirma a relação entre quantidade de calor gerado e velocidade de corte encontrado na literatura (Equação 2.11).

Outro fator importante a ser observado na simulação com método de solução explícita é que grande parte do calor gerado na região de corte é dissipado para o cavaco.

De acordo com o procedimento descrito na Seção 3.1 (Pós-processamento do Método Explícito), os resultados da energia total gerado nas simulações das condições C1, C2 e C3, estão descritos na Tabela 6.2.

Tabela 6.2: Resultado da primeira etapa da simulação

Condição de Usinagem	C1	C2	C3
$q_{w,t}$	$4,82 \times 10^6$	$6,84 \times 10^6$	$9,38 \times 10^6$
t_c	0,0023	0,0018	0,00123
t_{Rev}	0,0377	0,0301	0,0201
$Q_{w,t}$	$2,89 \times 10^5$	$4,10 \times 10^5$	$5,48 \times 10^5$

Os dados acima são parâmetros de entrada da segunda etapa.

Em cada simulação utilizando o método explícito foram necessárias entre 5 - 6 horas de processamento.

A segunda etapa da simulação que utiliza o método de solução implícito apresenta o resultado final das curvas numéricas de temperatura. As Figuras 6.7, 6.8 e 6.9 mostram a distribuição de temperatura em Kelvin na peça para as condições C1, C2 e C3.

Figura 6.7: Simulação com método implícito: C1 $v_f = 270,57$ mm/min

Figura 6.8: Simulação com método implícito: C2 $v_f = 338,21$ mm/min

Figura 6.9: Simulação com método implícito: C3 $v_f = 508,16$ mm/min

O tempo de processamento de cada simulação da segunda etapa foi entre 10 - 20 minutos.

A fim de poder comparar os resultados numéricos com os experimentais foram feitas curvas numéricas de temperaturas análogas às curvas experimentais. A Figura 6.10 mostra as curvas numéricas de temperatura das condições C1 para cada termopar.

Figura 6.10: Curvas numéricas de temperatura para a Condição 1: $v_c = 80$ m/min, $f_z = 0,17$ mm/dente, tempo de usinagem 18 s

Estes resultados numéricos foram tratados pela mesma rotina que os resultados experimentais em Matlab e assim, foi calculada uma média da variação de temperatura entre os doze termopares para cada condição de corte, conforme a Equação 5.1.

O resultado desta análise está representado pelo gráfico da Figura 6.11.

Figura 6.11: Gráfico da variação de temperatura média medida por método numérico para cada condição de usinagem

Comparando as curvas experimentais (Figura 6.1) com as curvas numéricas (Fi-

gura 6.10) e os gráficos das médias pontuais da variação de temperatura (Figura 6.2 e 6.11) observa-se que a distribuição de temperatura na simulação se comporta de maneira mais uniforme.

6.3 Comparação entre os métodos

Para finalizar a análise dos resultados foi feita uma comparação entre os resultados experimentais e numéricos.

A Figura 6.12 mostra o gráfico pontual das médias das temperaturas medidas experimentalmente nas distâncias $D_{0,8}$, $D_{1,35}$, $D_{1,8}$ e $D_{2,45}$ para todas as condições de usinagem (C1, C2 e C3), conforme a Equação 5.2.

Figura 6.12: Média das temperaturas experimentais e numéricas em $D_{0,8}$, $D_{1,35}$, $D_{1,8}$ e $D_{2,45}$

Assim como observado nas análises anteriores, as médias pontuais numéricas se comportam de maneira mais uniforme que as experimentais. Porém é possível verificar que o resultado de ambos se aproximam.

As Figuras 6.13, 6.14 e 6.15 mostram a comparação entre as curvas experimentais e numérica do aumento médio de temperatura, de acordo com a Equação 5.3.

Figura 6.13: Comparação entre a média do aumento de temperatura do método experimental e numérico na condição C1

Figura 6.14: Comparação entre a média do aumento de temperatura do método experimental e numérico na condição C2

Levando em consideração o erro médio de $\pm 2^{\circ}\text{C}$ nas medidas experimentais devido a erros de calibração pode-se afirmar pelo gráfico que os resultados experimentais e numéricos são semelhantes.

Figura 6.15: Comparação entre a média do aumento de temperatura do método experimental e numérico na condição C3

A última análise a ser feita, é validar estes resultados estatisticamente. Os resultados numéricos foram comparados com a incerteza dos resultados experimentais com intervalo de confiança de 95%. A Figura 6.16 ilustra esta comparação.

Figura 6.16: Comparação entre a incerteza das médias das temperaturas obtidas pelo métodos experimental e numérico

Pelo gráfico apresentado acima é possível observar que a variação de temperatura medida através do método numérico está dentro dos limites do desvio padrão da variação

de temperatura medida através do método experimental.

7 Conclusões

Com base nas análises dos resultados experimentais e numéricos pode-se concluir neste trabalho que:

- Em fresamento, mesmo quando há aumento de velocidade de corte e conseqüente aumento do fluxo de calor, a distribuição de calor na peça é menor devido ao tempo reduzido de contato entre peça e ferramenta. Com a simulação MEF foi possível observar que grande parte deste calor gerado na região de corte é dissipada para o cavaco.
- O método estatístico ANOVA contribui para ratificar os resultados estudados na literatura e assim validar os resultados experimentais obtidos neste trabalho.
- Através da aplicação de duas etapas de simulação numérica (método explícito e implícito) foi possível desenvolver um modelo numérico mais próximo ao processo real.
- Pelos resultados numéricos obtidos, pode-se verificar comportamento semelhante aos resultados experimentais quanto às mudanças de parâmetro de corte.
- Os resultados comprovam que o uso de técnicas de simulação do processo de corte utilizando elementos finitos são ferramentas eficazes na avaliação da distribuição de temperatura e de deformações na região de corte, favorecendo o uso de parâmetros de usinagem que aumentem a produtividade e assegurem a qualidade da peça usinada.
- Com as simulações MEF foi possível obter resultados semelhantes aos resultados experimentais com algumas vantagens: não houve custo de material e o tempo de simulação é menor se comparado ao tempo do processo de fresamento real.

Referências

- ABUKHSHIM, N.; MANTIVEGA, P.; SHEIKH, M. Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, n. 46, p. 782–800, 2006.
- AL-ZKERI, I. Finite element modeling of hard turning. *The Ohio State University*, 2007.
- ALTINTAS, Y. *Manufacturing Automation: metal cutting mechanics, machine tool vibration and CNC design*. New York: Cambridge University Press, 2000.
- ALVES, V.; CARVALHO, D.; ABRÃO, A. Medição da temperatura na interface cavaco-ferramenta. *Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Minas Gerais*, 2007.
- ANJOS, A. *Coneitos Básicos sobre Experimentação - Análise de Variância*. Paraná: [s.n.], 2006.
- ASHBURN, A. High-speed machining. *American Machinist*, v. 123, n. 3, p. 115–116, 1979.
- ASTAKHOV, V. On the inadequacy of the single-shear plane model of chip formation. *International Journal of Mechanical Sciences*, p. 1649–1672, 2005.
- AVELID, B. Cutting temperatures thermo-eletrical measurements. *CIRP Annals*, v. 18, p. 347–354, 1970.
- AY, H.; YANG, W. Heat transfer and life of metal cutting tools in turning. *Journal of Heat Transfer*, v. 41, n. 3, p. 613–623, 1988.
- AZEVEDO, A. *Método dos elementos finitos*. 1 edição. ed. Portugal: Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 2003.
- BELHADI S.; MABROUKI, T.; RIGALL, J. Experimental and numerical study of chip formation during straight turning of hardened aisi 4340 steel. *Journal of Engineering Manufacture*, v. 21, n. 1, p. 515–524, 2005.
- BHATTACHARYA, A. Estimation the effect of cutting parameters on surface finish and power consumption during high speed machining of aisi 1045 steel using tagushi design anova. *Prod. Eng. Res. Devel.*, p. 31–40, 2009.
- BLACK, J. Mechanics of chip formation. In: *DAVIS, J.R.(Ed.) Metals handbook: machining.9.ed. Ohio*. USA-ASM: [s.n.], 1989. p. 18.
- BOOTHROYD, G. Temperatures in orthogonal metal cutting. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, n. 177, p. 789–810, 1963.

- BORCHARDT, I.; GOMES, A. *Termometria Termoelétrica-Termopares*. Porto Alegre: Ed. Sagra, 1979.
- CARPINETTI, L. *Planejamento e análise de experimentos*. São Carlos: [s.n.], 2006.
- CARSLAW, H.; JAEGER, J. *Conduction of Heat in Solids*. 2 ed.. ed. London: Oxford, 2004.
- CHIAVERINI, V. *Tecnologia Mecânica*. São Paulo: Editora Makron Books, 1986.
- CHILDS, T. *Metal Machining: Theory and Applications*. London: Arnoldo, 2000.
- CHRISTIFFEL, K. High-speed machining - from a tool manufacture's perspective. *Seminário Internacional de Alta Tecnologia - Manufatura Avançada*, p. 121–116, 2001.
- DIRIKOLU M.H.; CHILDS, T.; MAEKAWA, K. Finite element simulation of chip flow in metal mac. *International Journal of Mechanical Sciences*, p. 2699–2713, 2001.
- EKINOVIC, S.; BEGOVIC, E.; SILAJDZIJA, A. Comparasion of machined surface quality obtained by high-speed machining and conventional turning. *Machining Science and Technology*, p. 531–551, 2007.
- FERRARESI, D. *Fundamentos da Usinagem dos Metais*. 9.nd. ed. São Paulo: Editora Edgard Blücher Ltda, 1982.
- GROOVER, M. *Fundamentals of mmodern manufacturing. Materials, process and systems*. New Jersey: Ed. John Wiley Sons, 2002.
- HEBERT, E. The measurement of cutting temperatures. *Proc. Inst. Mech. Eng.*, v. 1, p. 289–329, 1926.
- INCROPERA, F. P.; WITT, D. P. *Fundamentos de transferência de calor e massa*. 3nd.. ed. Rio de Janeiro: LTC - livros técnicos e científicos Editora S.A., 1992.
- JOHNSON, G.; COOK, W. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Machanics*, v. 21, n. 1, p. 31–48, 1985.
- KING, R.; VAUGHN, R. A synoptic review oh high speed machining from salomon to the present. *American Society of Mechanical Engineers*, p. 1–13, 1984.
- KOMANDURI, R.; HOU, Z. B. Thermal modeling of metal cutting process: Part i - temperature rise distribution due to shear plane heat source. *International Journal of Mechanical Sciences*, v. 42, p. 1715–1752, 2000.
- KOMANDURI, R.; HOU, Z. B. Thermal modeling of metal cutting process: Part ii - temperature rise distribution due to frictional heat source at the tool-chip interface. *International Journal of Mechanical Sciences*, v. 43, p. 57–88, 2000.
- LAZOGLU, I.; ALTINTAS, Y. Prediction of tool and chip temperature in continuous and interrupted machining. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 42, p. 1011–1022, 2002.

- LEONE, W. Distribution of shear-zone heat in metal cutting. *Transactions ASME*, n. 76, p. 121–5, 1954.
- LOEWEN, E.; SHAW, M. On the analysis of cutting tool temperatures. *Transactions ASME*, n. 71, p. 217–231, 1954.
- LOPES, D.; LOY, R.; SILVA, M. Estudo da formação de trincas térmicas em ferramentas de usinagem no processo de fresamento. In: *Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação - COBEF*. Curitiba: UFPR, 2001.
- LUCHESI, V. *Estudo Teórico e Desenvolvimento de um Sistema de Avaliação para Flúidos de Corte em Usinagem*. 2011.
- MACHADO, A.; SILVA, M. *Usinagem dos Metais*. Minas Gerais: Universidade Federal de Uberlândia, 2004.
- MACHADO, A. R. et al. *Teoria da Usinagem dos Materiais*. 1nd.. ed. São Paulo: Ed. Edgard Blücher, 2009.
- MAJUMDAR, P.; JAYARAMACHANDRAN, R.; GANESAN, S. Finite element analysis of temperature rise in metal cutting processes. *Applied Thermal Engineering*, v. 25, n. 14, p. 2152–2168, 2005.
- MELO, A. *Estimação da Temperatura de Corte Utilizando Problemas Inversos em Condução de Calor*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Uberlândia, 1998.
- MOUFKIII A.; DEVILLEZ, A. D. D.; MOLINARI, A. Thermomechanical modelling of oblique cutting experimental validation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, p. 971–989, 2004.
- OZEL, T. The influence of friction models on finite element simulations of machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 1, p. 518–530, 2006.
- OZEL T, . T. A. Determination of workpiece flow stress and friction at the chip-tool contact for high-speed cutting. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, p. 133–152, 2000.
- PANTALE, O. 3d and 2d numerical models of metal cutting with damage effects. *Comput. Mech. Engrg.*, p. 4383–4399, 2004.
- QURESHI, J.; KOENIGSBERGER, F. An investigation into the problem of measuring the temperature distribution on the rake face of a cutting tool. *Annals of the CIRP*, v. 14, p. 189–199, 1966.
- REDDY, J.; GARTLING, D. The finite element method in heat transfer and fluid dynamics. *Florida: CRP Press*, 2001.
- RODRIGUES, A. *Estudo da geometria de arestas de corte aplicadas em usinagem com altas velocidades de corte*. Tese (Doutorado) — Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2005.
- SACLAM, H.; YALDIZ, S.; UNSACAR, F. The effect of tool geometry and cutting speed on main cutting force and tool tip temperature. *Materials and Design*, 2006.

- SCHULZ, H.; FINZER, T. Optimization of the cutting process using hsc in die and mold manufacturing. In: *International Scientific Conference on Production Engineering*. Opatija: [s.n.], 1999.
- SCHULZ H.; ABELE, E.; SAHM, A. High speed machining-fundamentals and industrial application. *Seminário Internacional de Alta Tecnologia-Manufatura Avançada*. Piracicaba: UNIMEP, p. 25–44, 2001.
- SCHÜTZER K.; SOUZA, A. Introdução do processo hsc na indústria brasileira. In: *Laboratório de ciências computacionais para projeto e manufatura*. Santa Bárbara d'Oeste: [s.n.], 1999.
- SEMIATIN S.L.; COLLINGS, E. . W. V. A. T. Determination of the interface heat transfer coefficient for non-isothermal bulk-forming process. *Journal of Engineering for Industry*, p. 49–57, 1987.
- SHAW, M. Metal cutting principles. Oxford University Press, Oxford, 1984.
- SHAW, M. *Metal Cutting Principles*. Oxford: Oxford Scientific Publications, 1986.
- SHI, J.; LIN, C. The influence of material models on finite element simulation of machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, v. 21, n. 1, p. 849–857, 2004.
- SHORE, H. Thermoelectric measurement of cutting tool temperatures. *J. Washington Academy of Sciences*, v. 15, p. 85–88, 1925.
- SILVA, L. *Estudo da geometria da aresta de corte de ferramentas aplicadas ao torneamento de superligas à base de níquel com alta velocidade de corte*. Tese (Doutorado) — Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2002.
- TAY, A. A review of methods of calculating machining temperature. *Journal of Material Processing Technology*, n. 36, p. 225–227, 1993.
- TRENT, E. *Metal Cutting*. Boston: Butterworths, 1984.
- TRENT, E. Metal cutting and the tribology of seizure: Iii. temperature in metal cutting. *Wear*, v. 128, p. 65–81, 1988.
- TRENT, E.; WRIGHT, P. K. *Metal Cutting*. Boston: Butterworths, 2000.
- TSENG, A. A. Thermal modeling of roll and strip interface in rolling processes: Part 1 review. *Numerical Heat Transfer*, v. 35, p. 115–133, 1999.
- WEINER, J. Shear plane temperature distribution in orthogonal machining. *Transactions of ASME*, p. 1331–41, 1955.
- YEN, Y.; JAIN, A.; ALTAN, T. A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries. *Journal of Materials Technology*, v. 146, p. 72–81, 2007.
- ZOREV, N. *International Research in Production Engineering*. [S.l.]: Pittsburgh, 1963.

ANEXO A – Aplicação do Método dos Elementos Finitos

O FEM tem como objetivo aproximar uma função em uma equação diferencial e assim subdivide o domínio $\bar{\Omega} = \Omega \cup \Gamma$ dado em grupos de subdomínios, chamados elementos finitos. Para prosseguir com o processo, define-se o domínio de cada elemento por Ω^e e o contorno por Γ^e . O conjunto de elementos definido por Ω^h gera a malha de elementos finitos que, em geral não é igual ao domínio Ω devido à erros de aproximação. O modelo matemático utilizado para aplicação do FEM será a equação de distribuição de temperatura bi-dimensional, $T(x, y)$, sendo que $T^e(x, y)$ representará uma função de aproximação de $T(x, y)$ sobre os elementos Ω^e .

Seja $T(x, y)$ uma função bi-dimensional que representa a distribuição de temperatura em Ω , com contorno Γ .

$$\left[\frac{\partial}{\partial x} \left(k_{11} \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_{22} \frac{\partial T}{\partial y} \right) \right] = Q \quad (\text{A.1})$$

em Ω , onde $Q(x, y)$ é conhecido como geração interna de calor por unidade de volume.

Para resolver a equação acima, considera-se as seguintes condições de contorno:

$$\begin{cases} T = \hat{T}(s) & \text{em } \Gamma_T \\ \left(k_{11} \frac{\partial T}{\partial x} n_x + k_{22} \frac{\partial T}{\partial y} n_y \right) + q_c = q(s) & \text{em } \Gamma_q \end{cases}$$

tal que $q(s) - q_c = q_n$, $\Gamma = \Gamma_T \cup \Gamma_q$ e q_c é definido por:

$$q_c = h_c(s, T)(T - T_c) \quad (\text{A.2})$$

e (n_x, n_y) denota as direções do vetor normal no contorno.

A seguir, tem-se três passos para que a equação A.1 seja desenvolvida e assim, chegar na forma da equação desejável para aplicação do FEM (REDDY; GARTLING, 2001).

Passo 1: Multiplicar a equação A.1 por w e integrar no domínio Ω^e :

$$0 = \int_{\Omega^e} w \left[-\frac{\partial}{\partial x} \left(k_{11} \frac{\partial T^e}{\partial x} \right) - \frac{\partial}{\partial y} \left(k_{22} \frac{\partial T^e}{\partial y} \right) - Q(x, y) \right] dx dy \quad (\text{A.3})$$

Passo 2: Aplicar o Teorema de Green-Gauss nos primeiros dois termos da equação acima:

$$\frac{\partial}{\partial x}(wF_1) = \frac{\partial w}{\partial x}F_1 + w\frac{\partial F_1}{\partial x} \quad (\text{A.4})$$

$$\frac{\partial}{\partial y}(wF_2) = \frac{\partial w}{\partial y}F_2 + w\frac{\partial F_2}{\partial y} \quad (\text{A.5})$$

Usando o Teorema do Gradiente, obtemos

$$\int_{\Omega^e} \frac{\partial}{\partial x}(wF_1) dx dy = \oint_{\Gamma^e} (wF_1)n_x ds \quad (\text{A.6})$$

$$\int_{\Omega^e} \frac{\partial}{\partial y}(wF_2) dx dy = \oint_{\Gamma^e} (wF_2)n_y ds \quad (\text{A.7})$$

Considerando $F_1 = k_{11} \frac{\partial T}{\partial x}$, $F_2 = k_{22} \frac{\partial T}{\partial y}$,

$$0 = \int_{\Omega^e} \left(\frac{\partial w}{\partial x} k_{11} \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial w}{\partial y} k_{22} \frac{\partial T}{\partial y} - wQ \right) dx dy - \oint_{\Gamma^e} w \left(k_{11} \frac{\partial T}{\partial x} n_x + k_{22} \frac{\partial T}{\partial y} n_y \right) ds \quad (\text{A.8})$$

Passo 3: Aplicando as condições de contorno

$$q_n = k_{11} \frac{\partial T}{\partial x} n_x + k_{22} \frac{\partial T}{\partial y} n_y \quad (\text{A.9})$$

Portanto,

$$0 = \int_{\Omega^e} \left(k_{11} \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial T}{\partial x} + k_{22} \frac{\partial w}{\partial y} \frac{\partial T}{\partial y} - wQ \right) dx dy - \oint_{\Gamma^e} w q_n ds \quad (\text{A.10})$$

Nesta equação será aplicada, então o Método dos Elementos Finitos.

Temos a função $T(x, y)$ que representa a distribuição de calor. Seja $T^e(x, y)$ a função de aproximação para $T(x, y)$. Aplicando elementos finitos em $T(x, y)$, temos então

$$T(x, y) \approx T^e(x, y) = \sum_{j=1}^n T_j^e \Psi_j^e(x, y) \quad (\text{A.11})$$

em que $\Psi_j^e(x_j, y_j) = \delta_{ij}$.

Substituindo a aproximação por elementos finitos na equação A.10, obtemos

$$0 = \int_{\Omega^e} \left[\frac{\partial w}{\partial x} \left(k_{11} \sum_{j=1}^n T_j^e \frac{\partial \Psi_j^e}{\partial x} \right) + \frac{\partial w}{\partial y} \left(k_{22} \sum_{j=1}^n T_j^e \frac{\partial \Psi_j^e}{\partial y} \right) - wQ \right] dx dy - \oint_{\Gamma^e} w q_n ds \quad (\text{A.12})$$

Substituindo $w = \Psi_i^e$,

$$0 = \int_{\Omega^e} \left[k_{11} \sum_{j=1}^n T_j^e \frac{\partial \Psi_i^e}{\partial x} \frac{\partial \Psi_j^e}{\partial x} + k_{22} \sum_{j=1}^n T_j^e \frac{\partial \Psi_i^e}{\partial y} \frac{\partial \Psi_j^e}{\partial y} - \Psi_i^e Q \right] dx dy - \oint_{\Gamma^e} \Psi_i^e q_n ds \quad (\text{A.13})$$

Definindo:

$$k_{ij}^e = \oint_{\Gamma^e} \left(k_{11} \sum_{j=1}^n T_j^e \frac{\partial \Psi_i^e}{\partial x} \frac{\partial \Psi_j^e}{\partial x} + k_{22} \sum_{j=1}^n T_j^e \frac{\partial \Psi_i^e}{\partial y} \frac{\partial \Psi_j^e}{\partial y} \right) dx dy \quad (\text{A.14})$$

e

$$Q_i^e = \oint_{\Gamma^e} Q \Psi_i^e dx dy \quad (\text{A.15})$$

$$q_i^e = \oint_{\Gamma^e} q_n \Psi_i^e ds \quad (\text{A.16})$$

Temos que

$$\sum_{j=1}^n k_{ij}^e = Q_i^e + q_i^e \quad (\text{A.17})$$

que pode ser escrito na forma matricial

$$[k^e] \{T^e\} = \{Q^e\} + \{q^e\} \quad (\text{A.18})$$

A matriz $[k^e]$ é chamada matriz de coeficientes de condutividade. Como esta é

simétrica, podemos dizer que $k_{ij}^e = k_{ji}^e$ (REDDY; GARTLING, 2001).

ANEXO B – Calibração dos Termopares

Este apêndice trata da calibração dos termopares usados na experimentação deste trabalho. Para cada termopar foi construído um gráfico (tensão média versus temperatura) que mostra a curva de calibração do termopar em questão.

A regressão linear mostrou-se satisfatória, pois o coeficiente de correlação linear ficou em torno de 0,99 para todos os termopares.

Para cada curva foi construída uma regressão linear, obtendo uma equação que descreve a curva de calibração para cada termopar. Também foi elaborada uma tabela para cada termopar que mostra a tensão média, desvio padrão, sem (erro padrão da amostra), a incerteza absoluta e a incerteza relativa. A incerteza absoluta foi calculada com base na distribuição de probabilidades *t-Student*. Foi usada uma confiabilidade de 95% e número de repetições igual a 6.

Sabendo que $\bar{X}$ é a média das tensões, SD o desvio padrão e sem o erro padrão da amostra (*standard error of the mean*), a média da amostra e sua incerteza absoluta é obtida por:

$$\langle X \rangle = \bar{X} \pm \left(t_{n-1; 1-\frac{\alpha}{2}} \right) .sem \quad (B.1)$$

em que $sem = SD/n^{1/2}$

Como $n = 4$ (pois são 4 temperaturas, 20, 45, 70 e 95°C) e $\alpha = 0,05$ (intervalo de confiança de 95%, então:

$$\langle X \rangle = \bar{X} \pm (t_{3;0,975}) .sem \quad (B.2)$$

Usando a tabela de *t-Student*, o valor de $t_{3;0,975}$ é 2,353.

B.1 Termopar1

Figura B.1: Curva de Calibração do Termopar 1

Tabela B.1: Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza absoluta e incerteza relativa do Termopar 1

Temperatura (°C)	Tensão Média (V)	Desvio Padrão (V)	Sem (V)	Incerteza Absoluta	Incerteza Relativa (%)
20	1,1619	0,2873	0,1436	±0,0039	±0,3381
45	2,0423	0,1174	0,0587	±0,0028	±0,1381
70	2,7680	0,2150	0,1075	±0,0070	±0,2530
95	3,7776	0,0586	0,0293	±0,0026	±0,6894

B.2 Termopar2

Figura B.2: Curva de Calibração do Termopar 2

Tabela B.2: Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza absoluta e incerteza relativa do Termopar 2

Temperatura (°C)	Tensão Média (V)	Desvio Padrão (V)	Sem (V)	Incerteza Absoluta	Incerteza Relativa (%)
20	1,1760	0,3292	0,1646	±0,0045	±0,3873
45	2,0969	0,0432	0,0216	±0,0010	±0,0509
70	2,9549	0,1616	0,0808	±0,0056	±0,1901
95	3,8311	0,0358	0,0179	±0,0016	±0,0421

B.3 Termopar4

Figura B.3: Curva de Calibração do Termopar 4

Tabela B.3: Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza absoluta e incerteza relativa do Termopar 4

Temperatura (°C)	Tensão Média (V)	Desvio Padrão (V)	Sem (V)	Incerteza Absoluta	Incerteza Relativa (%)
20	1,1271	0,1528	0,0764	±0,0020	±0,1798
45	2,0463	0,0281	0,0140	±0,0006	±0,0331
70	2,9946	0,0877	0,0438	±0,0030	±0,1031
95	3,6573	0,0334	0,0167	±0,0014	±0,0394

B.4 Termopar5

Figura B.4: Curva de Calibração do Termopar 5

Tabela B.4: Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza absoluta e incerteza relativa do Termopar 5

Temperatura (°C)	Tensão Média (V)	Desvio Padrão (V)	Sem (V)	Incerteza Absoluta	Incerteza Relativa (%)
20	1,1670	0,2331	0,1165	±0,0032	±0,2743
45	2,2068	0,1935	0,0967	±0,0050	±0,2276
70	2,8694	0,2365	0,1182	±0,0079	±0,2783
95	3,6573	0,0319	0,0159	±0,0014	±0,0394

B.5 Termopar6

Figura B.5: Curva de Calibração do Termopar 6

Tabela B.5: Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza absoluta e incerteza relativa do Termopar 6

Temperatura (°C)	Tensão Média (V)	Desvio Padrão (V)	Sem (V)	Incerteza Absoluta	Incerteza Relativa (%)
20	1,1818	0,2497	0,1248	±0,0034	±0,2938
45	2,1303	0,0536	0,0268	±0,0013	±0,0630
70	2,9744	0,1802	0,0901	±0,0063	±0,21203
95	3,8655	0,0564	0,0282	±0,0025	±0,0664

B.6 Termopar7

Figura B.6: Curva de Calibração do Termopar 7

Tabela B.6: Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza absoluta e incerteza relativa do Termopar 7

Temperatura (°C)	Tensão Média (V)	Desvio Padrão (V)	Sem (V)	Incerteza Absoluta	Incerteza Relativa (%)
20	1,1655	0,2188	0,1094	±0,0030	±0,2574
45	2,1178	0,0711	0,0355	±0,0017	±0,0836
70	3,1018	0,1212	0,0606	±0,0044	±0,1426
95	3,8544	0,0394	0,0197	±0,0017	±0,0464

B.7 Termopar8

Figura B.7: Curva de Calibração do Termopar 8

Tabela B.7: Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza absoluta e incerteza relativa do Termopar 8

Temperatura (°C)	Tensão Média (V)	Desvio Padrão (V)	Sem (V)	Incerteza Absoluta	Incerteza Relativa (%)
20	1,1789	0,2007	0,1003	±0,0027	±0,2362
45	2,0636	0,0711	0,0355	±0,0017	±0,0837
70	3,0586	0,0572	0,0286	±0,0020	±0,0673
95	3,7585	0,0410	0,0205	±0,0018	±0,0482

B.8 Termopar9

Figura B.8: Curva de Calibração do Termopar 9

Tabela B.8: Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza absoluta e incerteza relativa do Termopar 9

Temperatura (°C)	Tensão Média (V)	Desvio Padrão (V)	Sem (V)	Incerteza Absoluta	Incerteza Relativa (%)
20	1,0555	0,1039	0,0519	±0,0012	±0,1222
45	1,9783	0,7615	0,0380	±0,0017	±0,0895
70	2,4206	0,1712	0,0856	±0,0048	±0,2014
95	2,9571	0,0417	0,0208	±0,0014	±0,0490

B.9 Termopar10

Figura B.9: Curva de Calibração do Termopar 10

Tabela B.9: Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza absoluta e incerteza relativa do Termopar 10

Temperatura (°C)	Tensão Média (V)	Desvio Padrão (V)	Sem (V)	Incerteza Absoluta	Incerteza Relativa (%)
20	1,1520	0,2242	0,1121	±0,0030	±0,2638
45	2,1320	0,1021	0,0510	±0,0025	±0,1202
70	3,0306	0,0418	0,0209	±0,0014	±0,2835
95	3,8040	0,0434	0,0217	±0,0019	±0,0510

B.10 Termopar12

Figura B.10: Curva de Calibração do Termopar 12

Tabela B.10: Valores médios de tensão, desvio padrão, erro padrão da amostra, incerteza absoluta e incerteza relativa do Termopar 12

Temperatura (°C)	Tensão Média (V)	Desvio Padrão (V)	Sem (V)	Incerteza Absoluta	Incerteza Relativa (%)
20	1,1396	0,1761	0,0880	±0,0023	±0,2072
45	2,0704	0,0368	0,0184	±0,0008	±0,0433
70	3,0508	0,0217	0,0108	±0,0007	±0,0256
95	3,8213	0,0519	0,0259	±0,0023	±0,0611

ANEXO C – Resultados experimentais

Tempo de usinagem versus variação de temperatura para cada termopar.

Figura C.1: C1 Condição 1: $v_c = 80$ m/mim, $f_z = 0,17$ mm/dente, tempo de usinagem 17,74 s

Figura C.2: C1 Condição 1: $v_c = 100$ m/mim, $f_z = 0,17$ mm/dente, tempo de usinagem 14,19 s

Figura C.3: C1 Condição 1: $v_c = 150$ m/mim, $f_z = 0,17$ mm/dente, tempo de usinagem 9,44 s

ANEXO D – Resultados numéricos da segunda etapa de simulação

Tempo de usinagem versus variação de temperatura para cada termopar

Figura D.1: Curvas numéricas de temperatura para a Condição 1: $v_c = 80$ m/mim, $f_z = 0,17$ mm/dente, tempo de usinagem 18 s

Figura D.2: Curvas numéricas de temperatura para a Condição 1: $v_c = 100$ m/mim, $f_z = 0,17$ mm/dente, tempo de usinagem 15 s

Figura D.3: Curvas numéricas de temperatura para a Condição 1: $v_c = 150$ m/mim, $f_z = 0,17$ mm/dente, tempo de usinagem 10 s