MARCELO RIBEIRO DOS SANTOS

MODELO TÉRMICO PARA A SOLUÇÃO DE PROBLEMAS INVERSOS EM TRANSFERÊNCIA DE CALOR COM APLICAÇÃO EM UM PROCESSO DE USINAGEM POR TORNEAMENTO

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2008

MARCELO RIBEIRO DOS SANTOS

MODELO TÉRMICO PARA A SOLUÇÃO DE PROBLEMAS INVERSOS EM TRANSFERÊNCIA DE CALOR COM APLICAÇÃO EM UM PROCESSO DE USINAGEM POR TORNEAMENTO

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de **MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA.**

Área de Concentração: Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos

Orientador: Prof. Dr. Solidônio Rodrigues de Carvalho

UBERLÂNDIA - MG

2008

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)

S237m Santos, Marcelo Ribeiro dos, 1981-
Modelo térmico para a solução de problemas inversos em transferência de calor com aplicação em um processo de usinagem por torneamento / Marcelo Ribeiro dos Santos. - 2008.
123 f. : il.

Orientador: Solidônio Rodrigues de Carvalho.

Dissertação (mestrado) – Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.

1. Usinagem - Teses. 2. Calor - Transmissão - Teses. 3. Ferramentas para cortar metais - Teses. I. Carvalho, Solidônio Rodrigues de. II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

CDU: 621.9

Elaborada pelo Sistema de Bibliotecas da UFU / Setor de Catalogação e Classificação

Dedico este trabalho a Deus, o Arquiteto do Universo, aos meus pais Jose Carlos e Maria Dias, a minha namorada Shirlei e aos meus irmãos Gustavo e Liliane.

Agradecimentos

Ao Prof. Solidônio Rodrigues de Carvalho, pela orientação, paciência, companheirismo, ensinamento, amizade e confiança depositada na condução deste trabalho.

Aos meus pais, Jose Carlos e Maria Dias, pelo amor, apoio e incentivo sempre. A minha namorada e aos meus irmãos por agüentarem os momentos de mau humor.

Ao Prof. Dr. Sandro Metrevelle Marcondes de Lima e Silva, Prof. Dr Gilmar Guimarães, Prof. Dr. Álisson Rocha Machado e ao Eng. Vitor Tomaz Guimarães Naves pelo convívio e apoio técnico-científico.

À minha namorada Shirlei Carina De La Cruz Rosas, pelo amor, amizade e apoio no desenvolvimento deste trabalho.

Aos amigos do LTCM e colegas do Programa de Pós-Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, dentre os quais posso citar Rogério, Priscila, Ana, Ana Paula, Aline, Felipe, Eliane, Karina, Lidiane, Valério e tantos outros.

Aos colaboradores do LEPU que contribuíram na realização dos testes experimentais.

Aos órgãos de fomento CAPES, CNPq e FAPEMIG pelo apoio financeiro na compra dos equipamentos e materiais necessários aos testes experimentais.

Ao CNPq, pela concessão da bolsa de estudo.

“Desenvolvimento é o processo continuo pelo qual uma sociedade aprende a administrar realidades cada vez mais complexas.”

Autor Desconhecido

SUMÁRIO

Lista de figuras xiii

Lista de tabelas xix

Lista de símbolos xxi

Resumo xxvii

Abstract xxviii

Capítulo I – Introdução 1

Capítulo II – Revisão bibliográfica 5

2.1 – Introdução 5

2.2 – Uma revisão sobre métodos analíticos e numéricos para a solução de um problema térmico de usinagem – Problema Direto 6

2.2.1 – Métodos Analíticos 7

2.2.2 – Métodos Numéricos 8

2.3 – Técnicas inversas para a solução do problema térmico de usinagem 15

2.4 – Métodos experimentais para o estudo térmico de processos de usinagem 18

2.5 – Técnica adotada neste trabalho 20

Capítulo III – Problema direto: descrição do modelo físico e matemático 23

3.1 – Discretização do modelo térmico 23

3.2 – Condições de contorno aplicadas aos volumes das fronteiras 27

3.2.1 – Método Coeficientes corrigidos para o caso de condição de contorno tipo fluxo de calor na face b do volume finito (Fig.3.2) 29

3.2.2 – Coeficientes corrigidos para o caso de convecção na face b do volume finito (Fig. 3.2).....29

Capítulo IV – Problema inverso de transferência de calor.....31

4.1 – Introdução 31

4.2 – Técnicas Inversas que serão testadas e analisadas 32

42.1 – Técnica de otimização da Seção Áurea com aproximação polinomial cúbica.....32

4.2.2 – Técnica de otimização do Simulated Annealing.....33

4.2.3 – Técnica inversa da Função Especificada Seqüencial 34

4.2.4 – Técnica inversa baseada em Observadores Dinâmicos e em Funções de Green.....35

Capítulo V –Validação do modelo matemático numérico - problema direto.....37

5.1 – Introdução 37

5.2 – Validação do modelo numérico através de um experimento controlado 38

5.3 – Validação e análise do modelo numérico para o caso de geometrias irregulares.....40

Capítulo VI – Análise e comparação de técnicas inversas a partir de um experimento controlado 47

6.1 – Introdução 47

6.2 – Validação das técnicas inversas por meio de um experimento controlado 47

6.3 – Análise da influência de ruídos no sinal experimental da temperatura e na solução do problema inverso.....52

Capítulo VII – Definição do problema físico e desenvolvimento e análise numérica do modelo térmico do processo de usinagem por torneamento.....59

7.1 – Definição do problema físico e desenvolvimento do modelo numérico para a solução do problema térmico de usinagem por torneamento 59

7.2 – Teste de convergência da malha numérica 62

7.3 – Análise do balanço de energia 65

7.4 – Análise do fator de relaxação do solver (SOR) aplicado na solução do sistema linear.....67

Capítulo VIII – Montagem experimental do processo de usinagem por torneamento 75

Capítulo IX – Análise térmica da influência dos parâmetros de corte na ferramenta de aço-rápido 85

9.1 – Introdução 85
9.2 – Análise dos campos térmicos na ferramenta de aço-rápido para a condição de corte mais severa entre as velocidades de corte estudadas 85
9.3 – Análise térmica da influência dos parâmetros de corte na temperatura da interface cavaco-ferramenta 89

Capítulo X – Análise de erros na solução do problema térmico de usinagem 95
10.1 – Incerteza na representação geométrica do modelo matemático e simplificações adotadas 95
10.2 – Identificação das propriedades térmicas da ferramenta 97
10.3 – A transferência de calor por convecção entre a ferramenta e o meio 98
10.4 – Incerteza na medição das temperaturas experimentais 101
10.5 – Incerteza na medição da área de contato cavaco-ferramenta 102

Capítulo XI – Conclusão 115

REFERÊNCIAS BIBLIOGRAFICAS 119

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Fluxograma simplificado das áreas da engenharia mecânica que são tema deste trabalho. 6
Figura 2.2 - a) Visualização do modelo; b) Distribuição da energia dentro do modelo. Usado por (DESSOLY; SHREYES; MELKOTE, 2004). 10
Figura 2.3 – a) Ferramenta de corte. b) Simplificação aplicada á área de contato cavaco-ferramenta. Usado por (DESSOLY; SHREYES; MELKOTE, 2004) 10
Figura 2.4 – a) Representação das três camadas na superfície da ferramenta. b) Malha numérica bidimensional. Usado por (GRZESIK, 2005). 11
Figura 2.5 – Fonte de calor e condições de contorno do modelo. (PRADIP et al., 2005) 12
Figura 2.6 – Malha irregular utilizada no modelo 2D. Usado Por (PRADIP et al., 2005) 12
Figura 2.7 – Visualização do modelo proposto. Usado por (GANG; PAN, 2004) 13
Figura 2.8 – Malha triangular utilizada no modelo 3D. Usado por (GANG; PAN, 2004) 13
Figura 2.9 - Modelo geométrico do suporte e ferramenta de corte desenvolvido no ANSYS. Usado por (JIE; KEVIN, 2007) 14
Figura 2.10 - Vias de aplicação do fluído de corte. usado por (ALMEIDA et al.,2006) 19
Figura 3.1 - Esquema representativo do modelo térmico geral retangular. 23
Figura 3.2 - Volume elementar tridimensional e seus vizinhos. 25
Figura 3.3 – Malha não-uniforme e distâncias associadas à face e 26
Figura 5.1 – Esquema da montagem experimental 38
Figura 5.2 – a) Fluxo térmico experimental; b) Temperatura experimental 39
Figura 5.3 – a) Comparação entre a temperatura experimental e a calculada pelo Inv3D a partir da solução do problema direto; b) Resíduo entre a temperatura experimental e a calculada pelo Inv3D a partir da solução do problema direto 40
Figura 5.4 – a) Esquema de um modelo retangular com um plano de corte traçado a 45º. b) Esquema de o modelo triangular resultante depois de executado o corte 40
Figura 5.5 – a) Visualização 2D sem corte. b) Visualização 2D com corte 41
Figura 5.6 – a) Visualização do modelo triangular com uma malha de 512 nós. b)Visualização do modelo triangular com uma malha de 4096 nós.c) Visualização do modelo triangular com uma malha de 32768 Nós 41
Figura 5.7 – Fluxo de calor utilizado nas simulações 42

Figura 5.8 – Representação esquemática do primeiro modelo 42
Figura 5.9 – Posições dos sensores de temperatura no modelo térmico sem corte 43
Figura 5.10 – Representação esquemática do modelo térmico triangular 42
Figura 5.11 – Posições dos sensores de temperatura no modelo térmico com corte 44
Figura 5.12 – Comparação dos campos térmicos desenvolvidos no modelo retangular (sem corte) e triangular (com corte) 45
Figura 5.13 – Comparação entre as isotermas no plano de simetria das simulações realizadas 44
Figura 5.14 – a) Comparação entre as temperaturas medidas em cada modelo conforme as coordenadas da Tab. (5.1). b) Diferença (resíduo) entre as temperaturas 46
Figura 6.1 – Comparação entre o fluxo de calor experimental e estimado a partir das técnicas inversas 48
Figura 6.2 – Comparação entre as temperaturas experimentais e calculadas a partir de cada técnica inversa. a) Termopar 1 ($T1$); b) Termopar 2 ($T2$) 48
Figura 6.3 - Resíduo entre o fluxo de calor experimental e os estimados pelas técnicas 49
Figura 6.4 - Resíduo entre as temperaturas experimentais e as calculadas. a) Resíduo em relação ao Termopar 1 ($T1$); b) Resíduo em relação ao Termopar 2 ($T2$) 50
Figura 6.5 – a) Comparação entre a temperatura do Termopar ($T1$) sem ruído (em azul) e com ruído médio de ± 0,1 ºC (em vermelho). b) Resíduo entre as temperaturas com e sem ruído 53
Figura 6.6 – a) Comparação entre a temperatura do Termopar ($T2$) sem ruído (em azul) e com ruído médio de ± 0,1 ºC (em vermelho). b) Resíduo entre as temperaturas com e sem ruído 53
Figura 6.7 – Comparação entre o fluxo de calor experimental e estimado por meio de cada técnica, considerando um ruído médio de ± 0,1 ºC nas temperaturas experimentais 54
Figura 6.8 – Resíduo entre o fluxo de calor experimental e estimado por meio de cada técnica considerando ruído nas temperaturas experimentais 54
Figura 6.9 – Comparação entre a temperatura experimental com ruído médio de ± 0,1 ºC e a calculada a partir das técnicas inversas. a) Análise do Termopar $T1$); b) Análise do Termopar ($T2$) 56
Figura 6.9 – Comparação entre a temperatura experimental com ruído médio de ± 0,1 ºC e a calculada a partir das técnicas inversas. a) Análise do Termopar $T1$); b) Análise do Termopar ($T2$) 56

Figura 6.10 – Resíduo entre a temperatura experimental com ruído de ± 0,1 ºC e a calculada a partir das técnicas inversas. a) Análise do Termopar $T1$); b) Análise do Termopar ($T2$) 56
Figura 7.1 – a) Ferramenta de aço-rápido. b) Modelo físico da ferramenta 59
Figura 7.2 – Etapas para a obtenção da geometria da ferramenta de corte a partir do perfil retangular 60
Figura 7.3 – a) Superfície eliminada; b) Geometria da ferramenta de corte 61
Figura 7.4 – Dimensões da ferramenta de aço-rápido (unidade mm). Dimensão em z = 9.5 mm 61
Figura 7.5 – Fluxo de calor utilizado no modelo térmico da ferramenta de usinagem 61
Figura 7.6 – Comparação entre as temperaturas calculadas no sensor $T1$ para as diferentes malhas apresentadas na Tab. (7.1) 64
Figura 7.7 – Comparação entre as temperaturas calculadas no sensor T1 para as Malhas de Nº 3 a 6 64
Figura 7.8 – Modelo térmico tridimensional 65
Figura 7.9 – Erro médio calculado para o balanço de energia 67
Figura 7.10 – Método de Newton-Raphson 68
Figura 7.11 – Opções presentes na janela do Software INV 3D 70
Figura 7.12 – Janela de entrada de dados para analise do S.O.R 71
Figura 7.13 – Gráfico resultante da análise do coeficiente de relaxamento (*w*) 72
Figura 8.1 – Termopares fixados à ferramenta a partir do método da descarga capacitiva 75
Figura 8.2 – Esquema da bancada experimental 77
Figura 8.3 – Foto da bancada experimental 77
Figura 8.4 – Área de contato cavaco-ferramenta para a condição de corte: ap =1,0 mm, f =0,138 mm/rot e Vc =56 m/mim, escala 25:1 79
Figura 8.5 – a) Gráfico e equação da reta para Vc versus H; b) Gráfico e equação da reta para Vc versus L. Demais condições de corte: f = 0,138 mm/rot; ap = 1,0 mm 80
Figura 8.6 – a) Gráfico e equação da reta para ap versus H; b) Gráfico e equação da reta para ap versus L. Demais condições de corte: f = 0,138 mm/rot; Vc = 56 m/mim 81
Figura 8.7 – a) Gráfico e equação da reta para f versus H; b) Gráfico e equação da reta para f versus L. Demais condições de corte: Vc = 56 m/mim; ap = 1,0 mm 81

Figura 8.8 – Vc versus área de contato cavaco-ferramenta.Demais condições de corte: f = 0,138 mm/rot; ap = 1,0 mm 82
Figura 8.9 – ap versus área de contato cavaco-ferramenta. Demais condições de corte: f = 0,138 mm/rot; Vc = 56 m/mim..... 82
Figura 7.8 – Modelo térmico tridimensional 65
Figura 8.10 – f versus área de contato cavaco-ferramenta. Demais condições de corte: Vc = 56 m/mim; ap = 1.0 mm 82
Figura 9.1 – a) Taxa de transferência de calor; b) Variação da temperatura média na interface de corte durante o processo de usinagem 86
Figura 9.2 – a) Comparação entre a temperatura experimental e a calculada pelo INV 3D; b) Resíduo entre a temperatura experimental e calculada 87
Figura 9.3 – Distribuição tridimensional da temperatura: a) Ferramenta em escala 3:1 e b) Região da interface de corte: escala 20:1 88
Figura 9.4 – Conservação do balanço de energia do modelo de usinagem proposto 89
Figura 9.5 – a) Variação da temperatura na interface cavaco-ferramenta considerando a profundidade de corte (ap) variável; Vc = 56 m/min (rotação de 355 rpm) e f = 0,138 mm/rot; b) Diferença (resíduo)entre as temperaturas,da Fig. (9.5 a), adotando o método do termopar ferramenta-peça como referência 90
Figura 9.6 – a) Variação da temperatura na interface cavaco-ferramenta considerando o avanço (f) variável, Vc = 56 m/min (rotação de 355 rpm) e ap = 1,0 mm no diâmetro; b) Diferença (resíduo) entre as temperaturas da Fig. (9.6 a), adotando o método do termopar ferramenta-peça como referência 90
Figura 9.7 – Variação da temperatura na interface cavaco-ferramenta, considerando a (Vc) variável, ap = 1,0 mm no diâmetro e f = 0,138mm/volta; b) Diferença (resíduo) entre as temperaturas da Fig. (9.7 a), adotando o método do termopar ferramenta-peça como referência..... 91
Figura 9.8 – Detalhe da cuba de mercúrio utilizada no método termopar ferramenta-peça, Luiz (2007) 93
Figura 10.1 – Comparação geométrica: a) modelo simulado; b) modelo real 96
Figura 10.2 – Variação da temperatura na interface de corte para diferentes valores de h. Condição de corte analisada:avanço de 0,138 mm/rot, velocidade de corte de 142 m/min (rotação de 900 rpm) e profundidade de corte de 1.0 mm (no raio) 99
Figura 10.3 – Resíduo entre as temperaturas na interface de corte Fig. (10.2), considerando como referência a temperatura calculada para h = 20 W/m²K 99

Figura 10.4 – Taxa de transferência de calor por convecção total para diferentes valores de h para as seguintes condições de usinagem: avanço de 0,138 mm/rot, velocidade de corte de 142 m/min (rotação de 900 rpm) e profundidade de corte de 1,0 mm (no raio) 100
Figura 10.5 – influência do avanço nas temperaturas das ferramentas usadas para cortar aço com avanços de a) 0,125 mm/volta; b) 0,250 mm/volta; c) 0,5 mm/volta (DEARNLEY, 1983).....103
Figura 10.6 – a) Forma exponencial utilizada para simular o fluxo de calor na área de contato cavaco-ferramenta (plano xy) considerando por exemplo um fluxo de calor de 10000 W/m^2; b) Visualização 2D da distribuição de energia na área de contato.....103
Figura 10.7 – Função exponencial com variação crescente da amplitude q_a'' 104
Figura 10.8 – Função exponencial com variação da dimensão da largura l_x 104
Figura 10.9 – Função exponencial com variação da dimensão l_y 105
Figura 10.10 – Função exponencial com variação das coordenadas x_0 e y_0 referentes ao ponto de maior amplitude na área de contanto 105
Figura 10.11 – a) Distribuição de um fluxo de calor uniforme de 10000 W/m^2 na interface de corte. b) Distribuição de um fluxo de calor exponencial de 10000 W/m^2 na interface de corte.....106
Figura 10.12 – a) Visualização tridimensional do fluxo de calor na interface de corte a partir.da função exponencial. b) Detalhe da distribuição do fluxo de calor.....106
Figura 10.13 – a) Comparação entre as taxas de transferência de calor. b) Temperatura na interface de corte calculada a partir de cada metodologia 107
Figura 10.14 – a) Comparação entre a temperatura experimental.e calculada pelo INV 3D. b) Resíduo entre as temperaturas.....108
Figura 10.15 – Distribuição tridimensional da temperatura a partir do fluxo de calor exponencial: a) Ferramenta em escala 3:1 e b) Região da interface de corte: escala 20:1 108
Figura 10.16 – Isotermas considerando fluxo de calor uniforme: escala 50:1 109
Figura 10.17 – Isotermas considerando fluxo de calor exponencial: escala 60:1 110
Figura 10.18 – a) Variação da temperatura na interface cavaco-ferramenta considerando a profundidade de corte (ap) variável; Vc = 55,98 m/min (rotação de

355 rpm) e f = 0,138mm/rot; b) Diferença (resíduo) entre as temperaturas da Fig. (10.18 a), adotando o método do termopar ferramenta-peça como referência 111
Figura 10.19 – a) Variação da temperatura na interface cavaco-ferramenta considerando o avanço (f) variável, Vc = 55,98 m/min (rotação de 355 rpm) e ap = 1 mm no diâmetro; b) Diferença (resíduo) entre as temperaturas da Fig. (10.19 a), adotando o método do termopar ferramenta-peça como referência 111
Figura 10.20 – Variação da temperatura na interface cavaco-ferramenta,considerando a (Vc) variável, ap = 1,0 mm no diâmetro e f = 0,138mm/volta; b) Diferença (resíduo) entre as temperaturas da Fig. (10.20 a), adotando o método do termopar ferramenta-peça como referência 112

LISTA DE TABELAS

Tabela 5.1 – Posições das temperaturas calculadas 43
Tabela 6.1 – Ranking das técnicas inversas baseado na análise do resíduo médio entre o fluxo de calor experimental e estimado 49
Tabela 6.2 – Ranking das técnicas inversas baseado na análise do resíduo médio entre as temperaturas calculadas e experimentais.....50
Tabela 6.3 – Tempo computacional para a solução de cada técnica inversa..... 51
Tabela 6.4 – Dificuldade de implementação das técnicas inversas..... 51
Tabela 6.5 – Dificuldade de ajuste dos parâmetros necessários para a solução inversa 52
Tabela 6.6 – Ranking das técnicas inversas baseado na análise do resíduo médio entre o fluxo de calor experimental e estimado, para o caso de um ruído médio ± 0,1 ºC no sinal experimental da temperatura.....55
Tabela 6.7 – Ranking das técnicas inversas baseado na análise do resíduo médio entre as temperaturas calculadas e experimentais.....57
Tabela 7.1 – Posição dos sensores modelo térmico segundo os eixos de coordenadas definido na Fig. (7.1).....63
Tabela 7.2 – Malhas utilizadas para análise de convergência..... 63
Tabela 7.3 – Tempo gasto para cada malha utilizada para análise de convergência..... 65
Tabela 7.4 – Comparação de alguns w com relação ao tempo computacional..... 72
Tabela 8.1 – Posição dos termopares na ferramenta..... 76
Tabela 8.2 – Composição química da peça usinada. Usado por (LUIZ, 2007)..... 76
Tabela 8.3 – Informações referentes à ferramenta utilizada no experimento 76
Tabela 8.4 – Variação da profundidade de corte - Vc = 56 m/mim e f = 0,138 mm/rot 78
Tabela 8.5 – Variação do Avanço - Vc = 56 m/mim e ap = 1,0 mm..... 78
Tabela 8.6 – Variação da Velocidade de Corte (Rotação) – f = 0,138 mm/rot e ap = 1,0 mm 78
Tabela 8.7 – Dimensões da área de contanto cavaco-ferramenta considerando a velocidade de corte variável, f = 0,138 mm/rot e ap = 1,0 mm 79

Tabela 8.8 – Dimensões da área de contanto cavaco-ferramenta considerando Vc = 56 m/mim, f = 0,138 mm/rot e ap variável 80

Tabela 8.9 – Dimensões da área de contanto cavaco-ferramenta considerando Vc = 56 m/mim, f variável e ap = 1,0 mm 80

Tabela 9.1 – Propriedades térmicas da ferramenta variando com a temperatura. (taytorspecialsteels, 2005) 86

LISTA DE SÍMBOLOS

LETRAS LATINAS

A	Matriz dos coeficientes do sistema linear	
$A_{contato}$	Área de contato medida experimentalmente	m²
A_h	Área de transferência de calor por convecção	m²
Amp	Amplitude da função exponencial	
ap	Profundidade de corte	mm
$A_q(x, y)$	Área de contato cavaco-ferramenta – processo de torneamento	m²
A_{sup}	Área superficial	m²
A_{xy}	Área na direção x e y	m²
A_{yz}	Área na direção y e z	m²
A_{zx}	Área na direção z e x	m²
b	Largura de corte	mm
C	Vetor do sistema linear	
Cp	Calor específico	J/KgK
Cp^0	Calor específico	J/KgK
f	Avanço	mm/rev
f_e	Fator de Interpolação	
F	Função objetivo erro quadrático	ºC
h	Coeficiente de transferência de calor por convecção	W/m²K
H	Largur da área de contato	mm
h_x	Espessura de corte	mm
i	Coordenada do nó na direção x	
j	Coordenada do nó na direção y	
l_x	Largura da exponencial na direção x da função exponencial	m
l_y	Largura da exponencial na direção y da função exponencial	m

k	Coordenada do nó na direção z	
K_x	Constante de Boltzmann	
k	Coordenada do nó na direção z	
L	Altura da área de contato	m
n_x	Número total de Nós na direção x	
n_y	Número total de Nós na direção y	
n_z	Número total de Nós na direção z	
q''	Fluxo de calor	W/m^2
q_{conv}	Taxa de transferência de calor por convecção	W
q_e	Taxa de transferência de calor que entra na célula	W
q_s	Taxa de transferência de calor que sai da célula	W
$q_o''(t)$	Fluxo térmico - interface cavaco-ferramenta	W/m²
$q_o''(x, y)$	Fluxo térmico útil ao processo de soldagem	W/m²
t	Tempo atual	s
T	Temperatura	ºC
T_B	Temperatura do Nó da célula vizinha da célula em estudo na direção z (superior)	ºC
T_E	Temperatura do Nó da célula vizinha da célula em estudo na direção x (à direita)	ºC
T_f	Temperatura da face do volume	ºC
T_F	Temperatura do Nó da célula vizinha da célula em estudo na direção z (inferior)	ºC
T_N	Temperatura do Nó da célula vizinha da célula em estudo na direção y (parte da frente)	ºC
T_P	Temperatura do Nó da célula em estudo	ºC
T_P^0	Temperatura do Nó no tempo passado	ºC
T_o	Temperatura inicial	ºC
T_S	Temperatura do Nó da célula vizinha da célula em estudo na direção y (parte de traz)	ºC
$T_{\sup}$	Temperatura superficial	K

T_W	Temperatura do Nó da célula vizinha da célula em estudo na direção x (à esquerda)	ºC
$T\left(x, y, z, t_i\right)$	Temperatura calculada tridimensional no tempo	ºC
T_∞	Temperatura ambiente	ºC
$T1$	Termopar 1	ºC
$T2$	Termopar 2	ºC
V	Volume	m³
Vc	Velocidade de corte	m/min
x	Direção axial	
x_0	Ponto médio na direção x	m
x_r	Ângulo de posição da aresta principal de corte	
$Y(x, y, z, t_i)$	Temperatura experimental tridimensional no tempo	ºC
y	Direção axial	
y_0	Ponto médio na direção y	m
z	Direção axial	
w	Coeficiente de relaxação	

LETRAS GREGAS

α	Difusividade térmica	m²/s
α_o	Ângulo de folga	
γ	Ângulo de saída	
ε	Erro predefinido	
ΔE	Variação da energia	J
Δt	Intervalo de medição da temperatura	s
Δx	Distância entre nós na direção *x*	m
Δx_e	Distância de um Nó ao outro na direção x (à direita)	m
Δx_e^+	Distância de um Nó a face na direção x (á direita)	m
Δy	Distância entre nós na direção *y*	m
Δz	Distância entre nós na direção *z*	m
η	Normal pra fora nas coordenadas x, y e z	
λ	Condutividade térmica	W/mK
λ_b	Condutividade térmica na face entre a célula em estudo e a célula vizinha na direção z (superior)	W/mK
λ_e	Condutividade térmica na face entre a célula em estudo e a célula vizinha na direção x (à direita)	W/mK
λ_E	Condutividade térmica do material do Nó da célula vizinha na direção x (à direita)	W/mK
λ_f	Condutividade térmica na face entre a célula em estudo e a célula vizinha na direção z (inferior)	W/mK
λ_n	Condutividade térmica na face entre a célula em estudo e a célula vizinha na direção y (parte de traz)	W/mK
λ_s	Condutividade térmica na face entre a célula em estudo e a célula vizinha na direção y (parte da frente)	W/mK
λ_w	Condutividade térmica na face entre a célula em estudo e a célula vizinha na direção x (à esquerda)	W/mK
λ_P	Condutividade térmica do material na célula em estudo	W/mK
ρ	Densidade específica	kg/m³

SANTOS, M. R. **Modelo térmico para a solução de problemas inversos em transferência de calor com aplicação em um processo de usinagem por torneamento.** 2008, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, mg.

Resumo

Durante o torneamento a energia mecânica é convertida em calor através da deformação plástica do cavaco e do atrito entre a ferramenta e a peça. O calor conduzido na ferramenta de corte resulta em altas temperaturas na interface de contato. A partir do conhecimento destas temperaturas é possível avaliar de uma forma mais eficiente o desgaste da ferramenta. Contudo existe uma dificuldade em se medir a temperatura na interface cavaco-ferramenta, mostrando a importância do desenvolvimento de técnicas eficientes para a análise desta variável. Neste sentido, o Laboratório de Transferência de Calor e Massa e Dinâmica dos Fluidos (LTCM) da Universidade Federal de Uberlândia (UFU) vêm desenvolvendo softwares específicos que utilizam técnicas inversas para determinar o fluxo de calor e a distribuição de temperatura em processos de fabricação, mais especificamente de usinagem. Dentre os softwares existentes no laboratório destaca-se o INV 3D que resolve problemas diretos e inversos de transferência de calor. O INV 3D baseia-se na solução numérica, via volumes finitos, de um modelo térmico tridimensional transiente utilizando malha irregular e co-localizada. Para a solução do problema inverso o software possui implementadas as seguintes técnicas inversas: Seção Áurea, Simulated Annealing e Função Especificada. Para validar o software e algumas melhorias propostas neste trabalho, realizam-se alguns testes no algoritmo envolvendo a conservação de energia durante a análise térmica de algumas formas geométricas. Neste sentido, este trabalho tem como objetivo desenvolver um novo algoritmo computacional para o INV 3D, que permita obter a solução do problema direto para modelos com formas geométricas complexas. Além disto, será estudado neste trabalho algumas técnicas inversas existentes, de forma a adotar a mais conveniente a ser aplicada no problema térmico de usinagem por torneamento de aço de corte-fácil com ferramenta de aço-rápido. Propõe-se ainda uma análise da influência dos parâmetros de corte (avanço, profundidade e velocidade de corte) na temperatura desenvolvida na interface cavaco-ferramenta. Por fim, os resultados obtidos serão comparados ao método experimental do termopar ferramenta-peça.

Palavras Chave: Software. Usinagem de aços de livre corte. Problemas inversos. Condução de calor tridimensional. Método termopar ferramenta-peça.

SANTOS, M. R. **Thermal model for the solution of inverse problems in heat conduction with application in machining process.** 2008, Dissertation of Master's degree, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, mg.

Abstract

This work proposes the determination of the high temperatures generated, during machining, in the region of the tool cutting edge. These temperatures have a controlling influence on the rate of wear of the cutting tool and on the friction between the chip and the tool. However, direct measurement of temperature using contact type sensors at the tool-work interface is difficult to implement due to the movement of the workpiece and the presence of the chip. In these sense, these work proposes the development of a computational code to solve numerically the three-dimensional thermal transient equation using finite volumes technique, irregular and co-located mesh. For the solution of the inverse problem were tested the following inverse techniques: Golden Section, Simulated Annealing, Function Specification and Dynamic Observers based on Green´s Function. The software is validated by controlled experiments and qualitative analyses. Several tests were realized and some improvements were implemented in the algorithm with the objective of guaranteeing the energy conservation during the thermal analysis of complex geometries. This work applies the software called INV3D to determine the thermal fields during machining of free cutting steel with high speed steel tool. It is also presented the influence of the parameters of cut - feed rate, depth of cut, cutting speed - in the temperature of the chip-tool interface. It is pointed out that the temperatures for each cutting condition are compared to the tool-work thermocouple technique. Finally, an error analysis of the results is presented.

Keywords: Software. Machining of free cutting steel. Inverse problems. Three-dimensional heat conduction. Tool-work thermocouple technique.

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Fabricar é transformar matérias-primas em produtos acabados por uma variedade de processos. A idéia de fabricar teve início a milhares de anos quando o homem pré-histórico percebeu que, para sobreviver, precisava de algo mais que pernas e braços para se defender e caçar. O termo fabricação é sinônimo de manufatura. A derivação da palavra manufatura reflete seu significado inicial: fazer a mão. Atualmente, entretanto, a manufatura é feita principalmente por máquinas.

A mecanização da indústria iniciou-se com a revolução industrial durante o século XVIII. O ímpeto inicial foi dado à indústria têxtil, na Inglaterra, pelas grandes invenções de máquinas para fiação e tecelagem. No final daquele século, e no início do seguinte, máquinas básicas para transformação, conformação, usinagem de metais foram criadas na Inglaterra e no continente europeu.

No início do século XIX, os processos e conceitos rudimentares de produção de peças já eram conhecidos e aplicados. A demanda de produção, da crescente quantidade de bens industriais e do consumo deu impulso ao desenvolvimento e aperfeiçoamento dos processos, das máquinas e dos sistemas de fabricação.

A fabricação sempre foi e ainda é uma arte em crescimento e em constante modificação. Pode-se esperar que processos atuais mudem nos anos futuros, graças à evolução do conhecimento na área e das novas descobertas tecnológicas.

A usinagem dos metais é um exemplo de tal evolução. O termo usinagem compreende todo o processo mecânico no qual a peça é o resultado de um processo de remoção de material. Existem vários processos de usinagem, entre eles serramento, aplainamento, torneamento, fresamento (ou fresagem), furação, brochamento, eletroerosão,

entre outros. No geral é utilizada uma ferramenta que retira material de modo a confeccionar uma peça específica.

Por algumas dezenas de anos, ferramentas de corte foram feitas de aços comuns de alto carbono, endurecidos e com baixos teores de elementos de liga. Ao passar dos anos, após 1889, foram introduzidas ferramentas de aço-rápido, de carbonetos duros e cerâmicos, contendo elementos de liga, os quais capacitaram tais ferramentas a operar a temperaturas e a velocidades superiores ao que era visto antes.

Dentre os vários fatores que influenciam no processo de usinagem, pode-se considerar como os mais importantes á máquina ferramenta, o material a ser usinado, a ferramenta de corte e os fluidos de corte, incluindo o método de aplicação. Apesar de estes serem específicos para o setor de usinagem, cada fator mencionado anteriormente engloba uma série de subfatores ligados a outras áreas da engenharia como, por exemplo: os efeitos térmicos e de vibração da ferramenta e da peça usinada durante o processo, entre outras características. Tais subfatores geram a necessidade do conhecimento interdisciplinar, com o objetivo de se estudar em detalhes cada fator para se atingir níveis de eficiência e qualidade, cada vez mais elevados, suprindo a crescente demanda do mercado mantendo altos padrões de qualidade.

Analisando o processo de usinagem de torneamento (processo que será o foco deste trabalho) do ponto de vista térmico, sabe-se que a energia mecânica é convertida em calor através da deformação plástica do cavaco e do atrito entre a ferramenta e a peça. Assim o problema de usinagem pode ser tratado como um problema térmico no qual se tem uma fonte de energia (calor) que é fornecido ao modelo (ferramenta) gerando um gradiente térmico. Dessa forma, relacionar os parâmetros de corte aos efeitos térmicos sofridos pela ferramenta favorece o estudo de sua vida útil aplicada a condições de trabalho severas.

Assim, tanto os fabricantes de ferramentas quanto os que as utilizam, têm condições de especificar os parâmetros adequados para atingir alta produtividade garantindo a durabilidade da ferramenta, ou seja, melhor performance.

O problema térmico de usinagem mencionado poderia se enquadrar perfeitamente no chamado problema direto. Em problemas diretos de condução de calor, se o fluxo de calor (a causa) é conhecido então o campo de temperatura (o efeito) pode ser determinado. Entretanto, num processo de usinagem é praticamente impossível medir o fluxo de calor devido à própria forma como tal processo ocorre, o que o leva a ser enquadrado no chamado problema inverso.

O problema inverso se diferencia do problema direto por que estima a causa (fluxo térmico) a partir de informações do efeito (temperatura) que pode ser medido

experimentalmente em algum ponto de fácil acesso da ferramenta. Assim, o uso de temperaturas experimentais permite obter a solução do problema térmico a partir da estimativa do aporte de calor na interface de corte. Problemas inversos possuem aplicações relevantes em várias áreas de atuação humana, com destaque especial para a engenharia e a medicina. A principal característica deste tipo de abordagem já mencionada é a obtenção da solução do problema físico de maneira indireta.

Assim o objetivo deste trabalho é desenvolver um algoritmo computacional para a solução do problema direto e analisar algumas técnicas inversas existentes, de forma a adotar a mais conveniente a ser aplicada no problema térmico de usinagem por torneamento de aço de corte-fácil com ferramenta de aço-rápido. Propõe-se ainda uma análise da influência dos parâmetros de corte (avanço, profundidade e velocidade de corte) na temperatura desenvolvida na interface cavaco-ferramenta. Por fim, os resultados obtidos serão comparados ao método experimental do termopar ferramenta-pe**ça,** Luiz (2007).

O Capítulo 2 deste trabalho apresenta uma breve revisão sobre as principais técnicas existentes para a determinação da temperatura na interface de corte da ferramenta e estimativa da taxa de transferência de calor. Serão apresentados de forma resumida trabalhos que envolvem bancadas experimentais, softwares de simulação, modelos analíticos e técnicas inversas aplicadas a problemas térmicos.

No Capítulo 3, por sua vez, apresenta-se a solução do problema direto a partir do método numérico dos volumes finitos inteiros. O modelo térmico leva em consideração a geometria da ferramenta de corte e condições de contorno do tipo fluxo de calor prescrito e convecção térmica. Neste trabalho foi feito o uso do software INV 3D desenvolvido por Carvalho (2005), que oferece ferramentas computacionais capazes de analisar e estudar os campos térmicos desenvolvidos em geometrias tridimensionais. Porém, durante o estudo de diversos problemas térmicos com este software, verificou-se que o aplicativo não apresentava a conservação de energia para geometrias complexas e irregulares o que comprometia os resultados obtidos. Assim, uma vez identificado o problema, introduziu-se no software INV 3D modificações e correções matemáticas com o objetivo de preservar a conservação de energia mesmo para geometrias complexas. Outra mudança no aplicativo foi o uso da formulação baseada em volumes inteiros (MALISKA, 2004) em detrimento daquela baseada em meios volumes, conforme Carvalho (2005).

No Capítulo 4, apresenta-se uma descrição das quatro técnicas inversas que serão estudadas neste trabalho mostrando resumidamente as definições, conceitos, vantagens e desvantagens de cada técnica analisada.

O problema direto é validado no Capítulo 5 a partir de informações experimentais do fluxo de calor e da temperatura, medidos em condições controladas. A partir da validação do

problema direto, apresenta-se no Capítulo 6 um estudo do problema inverso de transferência de calor utilizando quatro técnicas inversas. São realizadas comparações entre dados experimentais e estimados, observando as vantagens e desvantagens de cada técnica inversa analisada. O objetivo é escolher a técnica inversa mais conveniente a ser aplicada no problema térmico de usinagem por torneamento de aço livre-corte com ferramenta de aço-rápido.

No Capítulo 7, apresentam-se as adaptações do modelo térmico definido no Capítulo 3 para ajustá-lo ao problema térmico de usinagem por torneamento. Além disso, são realizadas algumas análises numéricas no modelo de forma a otimizá-lo.

No Capítulo 8, apresenta-se a banca experimental do processo de usinagem por torneamento. São especificados os equipamentos usados e os procedimentos experimentais para medir as temperaturas na ferramenta e definir a área de contato cavaco-ferramenta para cada condição de corte previamente definida. A comparação entre os resultados experimentais e simulados, bem como a análise da influência dos parâmetros de corte na temperatura da interface de contato cavaco-ferramenta é apresentada no Capítulo 9. Ressalta-se que os resultados obtidos neste trabalho são ainda comparados ao método experimental do termopar ferramenta-peça, Luiz (2007).

No Capítulo 10, por sua vez, realiza-se uma discussão sobre as principais fontes de erro associadas ao problema térmico de usinagem por torneamento.

Concluindo no Capítulo 11, são apresentadas algumas propostas e sugestões para a evolução e continuidade da linha de pesquisa.

Dentre as contribuições deste trabalho, destaca-se o aprimoramento do algoritmo computacional INV 3D, desenvolvido inicialmente por Carvalho (2005), capaz de simular diversos tipos de problemas térmicos envolvendo processos de fabricação, mesmo em condições adversas, como: presença de geometrias complexas, sensores experimentais de temperatura em posições aleatórias, entre outras.

Este trabalho contribui para uma análise tridimensional dos altos gradientes térmicos desenvolvidos na cunha da ferramenta e da influência dos parâmetros de corte na temperatura na interface cavaco-ferramenta, durante o processo de torneamento de aço de corte-fácil com ferramenta de aço-rápido,

CAPITULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 – Introdução

Atualmente, diversas pesquisas têm sido desenvolvidas, no campo científico, com o intuito de resolver as equações de transferência de calor e conseqüentemente aplicá-las na modelagem e análise de problemas térmicos de fabricação.

Uma das formas de se tratar um modelo térmico consiste em uma formulação que considera a fonte de calor conhecida e se busca determinar os campos térmicos a partir da solução da equação da difusão, seja por métodos analíticos ou por métodos numéricos. De acordo com a literatura, dá-se a essa metodologia o nome de problema direto de transferência de calor. O problema direto é classificado matematicamente como um problema “bem posto” visto que esse problema satisfaz três requisitos essenciais que são: a existência de solução (existe no mínimo uma solução); a unicidade, isto é, uma solução única fixada às condições específicas; e a estabilidade com relação a pequenas variações.

Porém, o que ocorre geralmente em problemas de engenharia térmica é que a grandeza da fonte de calor não se encontra disponível, o que leva os pesquisadores a abordarem o problema de transferência de calor a partir de uma outra metodologia. Assim surgem os chamados problemas inversos, que pertencem a uma classe interessante e comum de problemas que são matematicamente ditos “mal postos”, pois não atendem aos três requisitos mencionados anteriormente para problemas diretos. Os problemas inversos de transferência de calor podem ser considerados como uma classe especial dentro das técnicas de problemas inversos. Basicamente ele faz uso de temperaturas medidas experimentalmente e da equação de difusão de calor para estimar algum parâmetro térmico desconhecido. Este parâmetro térmico desconhecido pode ser: as propriedades térmicas de um material, o coeficiente de transferência de calor por convecção ou o fluxo de calor.

Assim, para o processo de torneamento analisado neste trabalho, a metodologia consiste em se estimar o fluxo de calor na interface cavaco-ferramenta a partir da observação da evolução experimental da temperatura em regiões acessíveis da ferramenta de corte durante um processo de usinagem. A distribuição de temperatura será calculada a partir da estimativa do aporte de calor fornecida pela técnica inversa e de um modelo térmico tridimensional baseado no problema experimental. Desta forma uma revisão bibliográfica se faz necessária para que se possa compreender e estabelecer o problema térmico de usinagem e, além disso, conhecer o que vem sendo desenvolvido nessa área de pesquisa e como poderá esse trabalho somar para o setor científico e industrial.

2.2 – Uma revisão sobre métodos analíticos e numéricos para a solução de um problema térmico de usinagem – Problema Direto

Inicialmente, apresenta-se na Fig. (2.1) a localização deste trabalho dentro das áreas de pesquisa da engenharia mecânica.

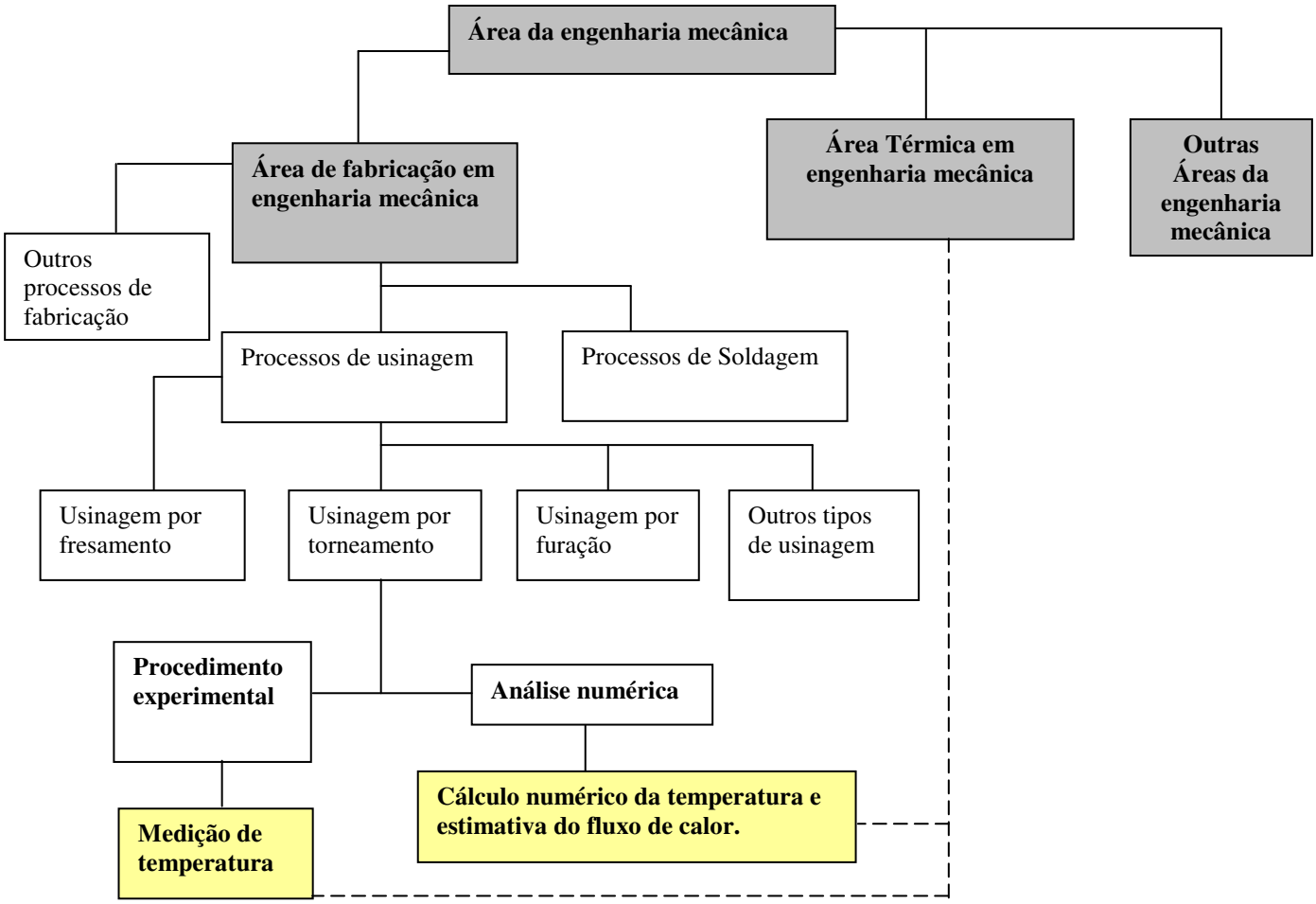


Figura 2.1 – Fluxograma simplificado das áreas da engenharia mecânica que são tema deste trabalho.

A partir da Fig. (2.1) é possível verificar que o foco deste trabalho está relacionado às duas grandes áreas da engenharia mecânica: a fabricação e térmica. No entanto, este trabalho prioriza a área térmica, através do desenvolvimento de modelos via simulação numérica, estudo de técnicas de problemas inversos em transferências de calor e medição experimental da temperatura no processo de usinagem por torneamento. Assim, inicialmente, esta revisão bibliográfica apresenta um estudo sobre métodos analíticos e numéricos para a solução do problema térmico de usinagem por torneamento.

2.2.1 – Métodos Analíticos

O problema térmico de usinagem pode ser abordado uni, bi e tridimensionalmente, sendo que atualmente são poucos os trabalhos que resolvem problemas tridimensionais de forma analítica, devido à complexidade e existência de formulações numéricas que são mais fáceis e fornecem resultados bem aproximados de soluções exatas. Mas as soluções analíticas têm grande importância uma vez que servem de base para a confecção de novos estudos e metodologias.

Dentre os trabalhos que utilizam a metodologia analítica para a solução de problemas térmicos, destaca-se o de Stephenson e Ali (1992) que estuda os campos térmicos do problema de usinagem com corte interrompido. A ferramenta é modelada tridimensionalmente como sendo um corpo semi-infinito retangular. Este tipo de abordagem acarreta a uma quantidade significativa de simplificações na formulação matemática. Para se obter as equações analíticas o autor utiliza a formulação baseada em Funções de Green. Com relação ao fluxo de calor simulado, seu cálculo é realizado através de uma função que varia no espaço e no tempo. Para o caso experimental, a fonte de calor é calculada em função da força de corte. As temperaturas calculadas são comparadas à dados experimentais medidos a partir de sensores infra-vermelho e termopares fixados na ferramenta. O material testado é o alumínio 2024 com uma velocidade de corte máxima de 18 m/s.

Radulescu e Kapoor (1994) apresentam um modelo tridimensional analítico para o estudo dos campos térmicos durante a usinagem com corte interrompido e contínuo. Primeiro é calculado o calor gerado no contato da ferramenta com a peça em função da força de corte. O segundo passo é construir o modelo analítico com base na equação da difusão do calor para a ferramenta. No modelo analítico são desprezados os efeitos convectivos e de resistência de contato na formulação das condições de contorno. Tais simplificações contribuem para se obter a solução analítica do problema. Ressalta-se que o modelo analítico do cavaco é válido para o regime quase permanente.

Sheikh; Beck; Agonafe (2003) propõe obter analiticamente a solução para o campo de temperatura em multi-dimensões e multi-camadas permanentes baseada na formulação

matemática da equação da difusão do calor resolvida por Funções de Green. Uma vez obtida as soluções analíticas, três exemplos numéricos são resolvidos e comparados para mostrar a eficiência e confiabilidade da solução analítica.

Zhang e Zhanqiang (2008), apresentam um modelo analítico unidimensional baseado na equação de difusão do calor com o objetivo de estudar os efeitos térmicos de uma ferramenta de metal duro revestida com Al_2O_3, TiC eTiN com espessuras de 5, 10 e 20 μm, respectivamente. Algumas considerações foram feitas pelos autores: as propriedades térmicas não variam com a temperatura, o fluxo de calor se propaga numa única direção, a superfície da ferramenta foi considerada adiabática, o contato térmico perfeito e não há resistência de contato. Dessa forma, o modelo foi resolvido aplicando a transformada de Laplace, séries de Taylor e as condições de contorno com base nas simplificações adotadas. Os autores concluem que os três materiais de revestimento são eficientes na proteção da ferramenta de metal duro, devido às pequenas diferenças entre as temperaturas encontradas, sendo que o revestimento com Al_2O_3 obteve um melhor resultado. Comparando as diferentes espessuras conclui-se que quanto maior a espessura menor a temperatura, obtendo diferenças de temperatura de até 10 ºC (5 μm comparado com 20 μm).

2.2.2 – Métodos numéricos

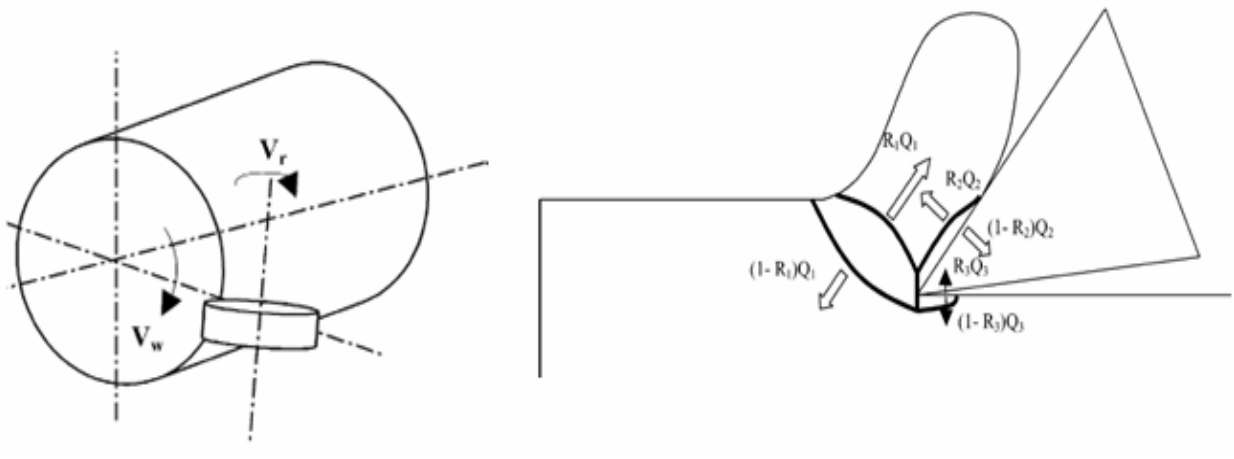
Encontram-se na literatura diversos trabalhos nos quais são propostos métodos numéricos para a solução do problema térmico de usinagem. Lazoglu e Altintas (2002), por exemplo, fazem uso do método das diferenças finitas para resolver um modelo numérico bidimensional e assim determinar os campos de temperatura presentes na interface cavaco-ferramenta durante o processo de torneamento. O modelo térmico foi resolvido utilizando o método das diferenças finitas juntamente com uma malha desenvolvida em coordenadas cartesianas e polares. A equação da difusão foi tratada em regime permanente e a taxa de transferência de calor na interface cavaco-ferramenta foi calculada por meio do método da predição e correção. Um valor inicial é adotado para a taxa de transferência de calor e na seqüência este valor foi corrigido a partir da análise do gradiente térmico entre o cavaco e a ferramenta de corte.

Grzesik; Bartoszuk; Nielonsy (2004) propõem uma metodologia numérica para calcular o campo de temperatura em uma ferramenta de metal duro P20 na usinagem do aço AISI 1045. O modelo numérico apresenta uma formulação bidimensional resolvida a partir do método das diferenças finitas modificado que recebeu o nome de Método do Equilíbrio Elementar. No método do equilíbrio elementar as equações discretizadas para cada elemento do modelo foram obtidas baseando-se no balanço de energia de cada elemento levando em consideração as possíveis condições iniciais e de contorno. O balanço de energia leva em

consideração informações de elementos vizinhos que podem fornecer ou retirar energia do elemento em estudo, ou seja de acordo com a primeira lei da termodinâmica a energia que entra tem que ser igual à energia transferida mais à acumulada pelo elemento. O Fluxo de calor utilizado empiricamente por uma equação que relaciona a velocidade de corte e a força de atrito na interface cavaco-ferramenta. Para validar a técnica numérica apresenta-se resultados de experimentos utilizando a peça de aço AISI 1045 e ferramentas P20 revestidas com TiC, TiC/TiN e TiC/Al_2O_3/TiN para 3 velocidades de corte (Vc = 72 m/mim, Vc = 103 m/mim, Vc = 145 m/mim). Comparando os resultados numéricos e experimentais, foi possível confirmar a influência do aumento da velocidade de corte no aumento da temperatura na interface cavaco-ferramenta.

No trabalho de Dinc; Lazogu; Serpenguzel (2008), o método de diferenças finitas foi usado para calcular a temperatura em um modelo bidimensional de um processo de usinagem ortogonal. Comparou-se os resultados numéricos com aos resultados experimentais medidos a partir de uma câmera infravermelho de alta precisão. Os experimentos foram realizados para dois materiais diferentes (Al 7075 e AISI 1050) e ferramentas com duas diferentes geometrias. A primeira geometria apresenta um ângulo de saída de 6° e a segunda um ângulo de saída de 18°. Para ambas as geometrias utilizou-se algumas velocidades de corte para efeito comparativo. Conforme o esperado os autores concluíram que a temperatura na interface ferramenta-cavaco aumenta com o aumento da velocidade de corte. Com relação ao ângulo de saída e a temperatura na interface ferramenta-cavaco não foi possível obter uma correlação, pois os dois ângulos testados apresentaram praticamente à mesma temperatura na interface cavaco-ferramenta.

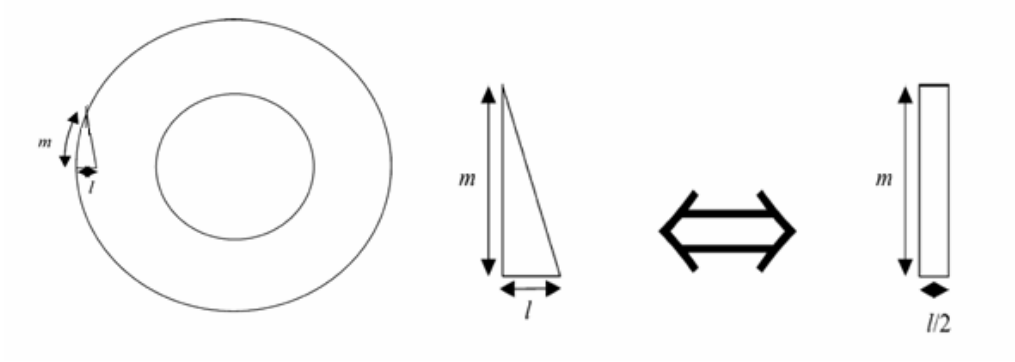
O que se nota nos trabalhos analisados é que a grande maioria faz uso do método dos elementos finitos. Atribui-se a este fato a grande quantidade de softwares comerciais existentes no mercado que fazem uso deste método numérico. Assim, dentre os diversos trabalhos analisados, destaca-se o de Dessoly; Shreyes; Melkote (2004), em que se apresenta a solução numérica de um problema direto de usinagem usando um modelo bidimensional Fig. (2.2). Resolve-se a equação da difusão a partir do método dos elementos finitos em ambiente MATLAB. O objetivo é determinar a distribuição de temperatura na interface cavaco-ferramenta durante o processo de torneamento.



a) b)

Figura 2.2 - a) Visualização do modelo; b) Distribuição da energia dentro do modelo. Usado por (DESSOLY; SHREYES; MELKOTE, 2004).

Algumas simplificações são feitas no modelo de modo a facilitar a sua solução. O fluxo de calor imposto ao problema direto foi obtido a partir de uma relação entre a força de atrito, na superfície cavaco-ferramenta, a velocidade do cavaco e a área do cavaco. A velocidade e a área do cavaco foram determinadas a partir de dados experimentais e equações empíricas relacionadas ao modelo proposto. Com relação à área de fluxo foi feita uma simplificação, conforme mostrado na Fig. (2.3), na qual se considera uma área retangular de dimensões *m x l/2* ao invés da área real triangular de dimensões *m x l*.



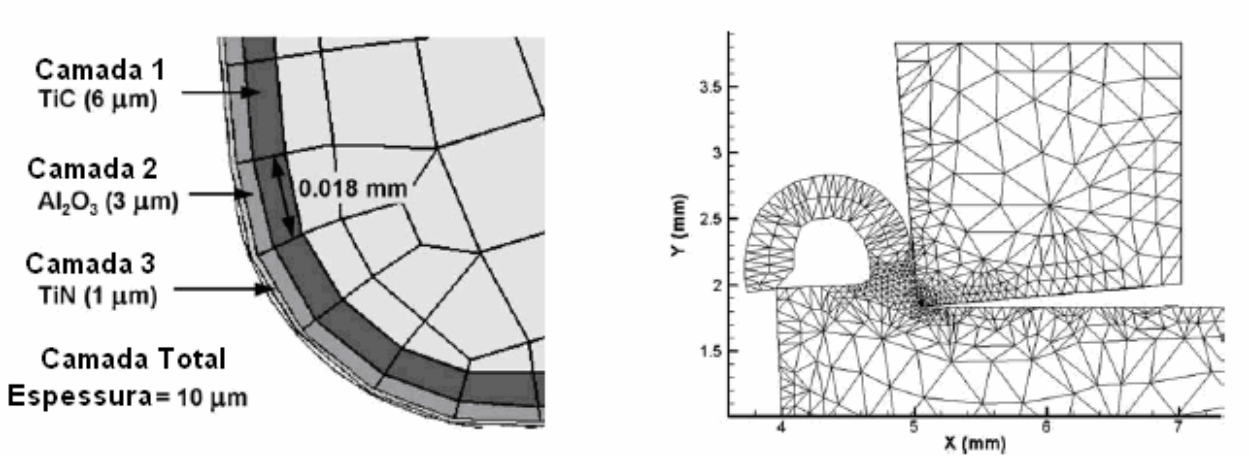
a) b)

Figura 2.3 – a) Ferramenta de corte. b) Simplificação aplicada á área de contato cavaco-ferramenta. Usado por (DESSOLY; SHREYES; MELKOTE, 2004)

Como forma de validação das temperaturas calculadas na interface de corte, utilizou-se um pirômetro (Inframetrics PM280) para coletar as temperaturas mais próximas possíveis da interface de corte. Dessoly et al. (2004) encontraram uma diferença de aproximadamente 16 ºC comparando a temperatura calculada na interface e a medida com o pirômetro, o que

representa aproximadamente 15 % com relação ao resultado experimental. A diferença encontrada foi justificada pelos autores com base na dificuldade de se medir a temperatura na interface de corte usando o pirômetro pelas próprias condições do processo.

Grzesik (2005) também apresenta um modelo bidimensional baseado na equação da difusão de calor resolvido a partir do método dos elementos finitos. O objetivo é calcular o campo de temperatura na ferramenta de corte, cavaco e peça. O fluxo de calor é uma condição de contorno imposta e calculada a partir das equações que relacionam as forças de fricção durante o processo de usinagem. O modelo térmico leva em consideração as trocas de calor com o meio (efeito convectivo), alem de três camadas de materiais presentes na superfície da ferramenta (revestimento) e suas respectivas propriedades térmicas conforme apresentado na Fig. (2.4).



a) b)

Figura 2.4 – a) Representação das três camadas na superfície da ferramenta. b) Malha numérica bidimensional. Usado por (GRZESIK, 2005).

Como resultados, este trabalho apresenta apenas estudos numéricos, sendo que nenhum experimento foi elaborado para efeito de validação dos resultados calculados.

Pradip et al. (2005), por sua vez, apresentam um problema direto bidimensional para determinar a distribuição de temperatura durante o processo de usinagem por torneamento. O modelo térmico definido pela ferramenta, peça usinada e o cavaco foram submetido às condições de contorno apresentados na Fig. (2.5).

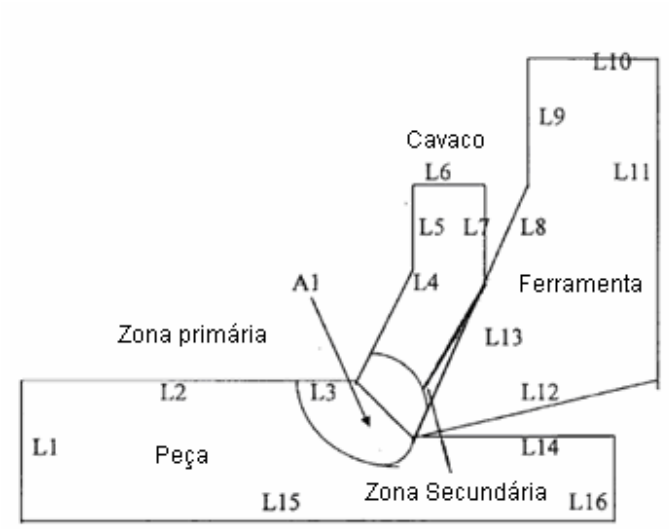


Figura 2.5 – Fonte de calor e condições de contorno do modelo. (PRADIP et al., 2005).

Resolve-se o problema térmico numericamente a partir do método dos elementos finitos. Nesse sentido, utilizou-se o software ANSYS para desenvolver uma malha irregular refinada conforme apresentado na Fig. (2.6). O objetivo é estudar a influência da velocidade de corte no calor gerado na interface peça-cavaco-ferramenta e analisar a influência do refino da malha na solução do modelo térmico.

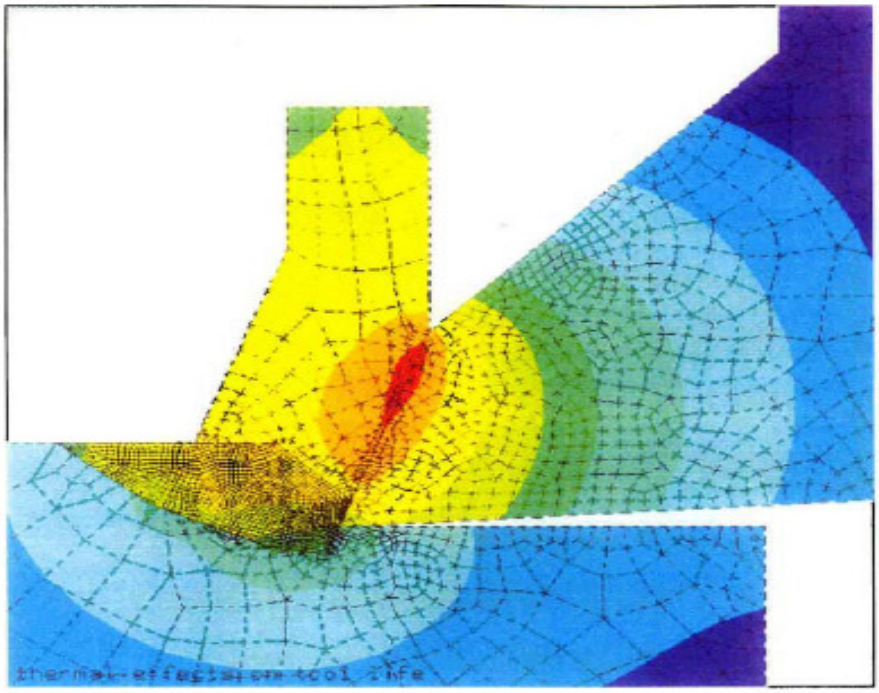


Figura 2.6 – Malha irregular utilizada no modelo 2D. Usado por (PRADIP et al., 2005).

Outros pesquisadores vêm trabalhando com modelos mais robustos, com características tridimensionais, para simular com maior nível de detalhes o problema térmico de usinagem por torneamento. Nessa linha de trabalho temos Gang e Pan (2004) que apresenta a solução de um problema direto utilizando um modelo tridimensional, assim como apresentado na Fig. (2.7).

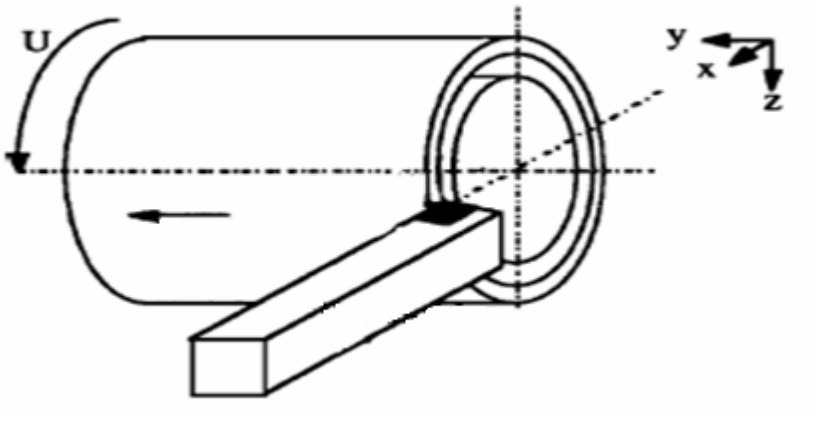


Figura 2.7 – Visualização do modelo proposto. Usado por (GANG; PAN 2004).

Neste caso, aplica-se o método dos elementos finitos para resolver a equação da difusão de calor e da deformação elástico-plástica do cavaco, conforme apresentado na Fig. (2.8).

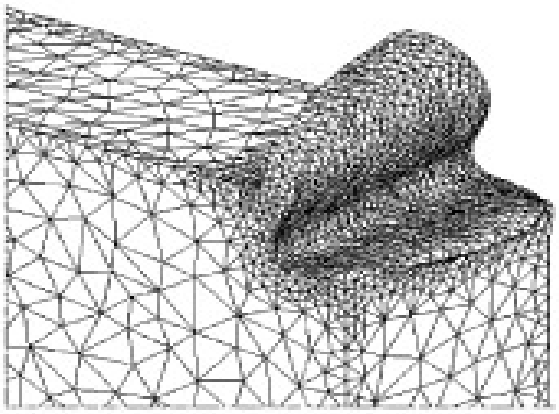


Figura 2.8 – Malha triangular utilizada no modelo 3D. Usado por (GANG; PAN 2004).

Busca-se com esse modelo determinar a distribuição de temperatura e as deformações que surgem tanto na peça como no cavaco gerado. Na simulação numérica optou-se por uma malha triangular. O fluxo de calor é imposto na interface de corte e relaciona-se com a tensão de fricção, velocidade tangencial e o volume na interface-cavaco ferramenta.

Jie e Kevin (2007) apresenta um estudo térmico do processo de usinagem de ligas de alumínio-silício no qual utilizou-se um jato de ar para refrigerar a superfície da ferramenta de corte. Adotou-se, neste caso, um modelo tridimensional submetido a um fluxo de calor na

interface de corte e nas demais superfícies considerou-se o efeito da convecção forçada devido à influência do jato de ar na ferramenta. O modelo foi resolvido numericamente aplicando-se o método dos elementos finitos a partir do software comercial ANSYS. No processo de geração da malha tridimensional, optou-se por uma malha triangular refinada conforme apresentado na Fig. (2.9).

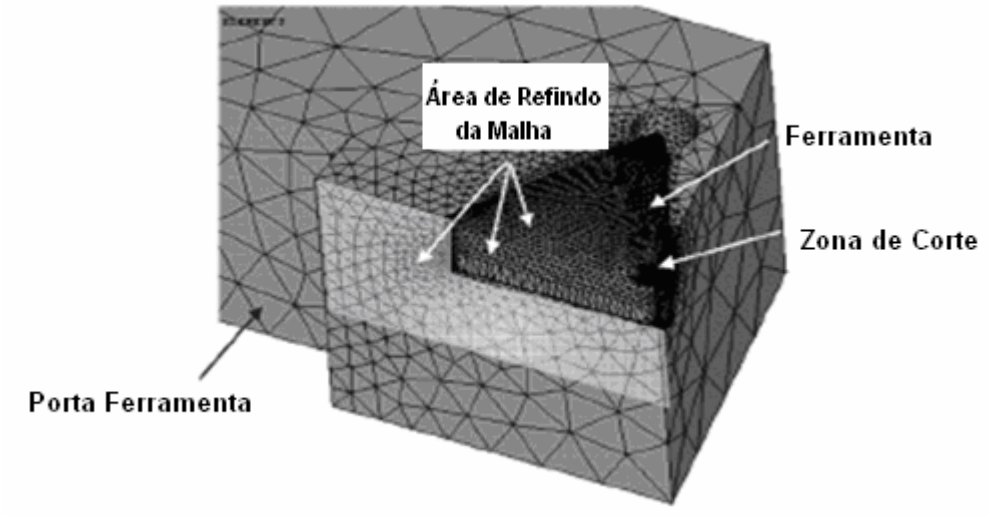


Figura 2.9 - Modelo geométrico do suporte e ferramenta de corte desenvolvido no ANSYS. Usado por (JIE; KEVIN, 2007).

Conforme esperado, utilizando o jato de ar, houve uma diminuição de temperatura na ferramenta. Assim, para as condições de corte: Vc = 5 m/s e f = 0,055 mm/rev, as temperaturas experimentais coletadas na ferramenta sem e com o jato foram 84,9 ºC 69,9 ºC, respectivamente. Feita a simulação para as mesmas condições de corte mencionadas anteriormente, os autores obtiveram temperaturas de 94 ºC sem o jato e 63,5 ºC com o jato. Observa-se que tanto experimentalmente quanto numericamente houve queda na temperatura. De uma forma geral, a temperatura calculada foi maior que a temperatura medida. Os autores apresentam também, para as condições de corte: Vc = 5m/s e f = 0,115 mm/rev, os valores da temperatura na interface de corte cavaco-ferramenta sem jato e com o jato, sendo aproximadamente de 286,79 ºC e 260,14 ºC, respectivamente.

Nota-se nos trabalhos apresentados anteriormente que ou se conhece o fluxo de calor na interface cavaco-ferramenta ou ele pode ser determinado por formulação analítica válida apenas em regime permanente. Entretanto, a fonte de calor não se encontra disponível em processos reais, o que leva os pesquisadores a abordarem o problema de uma outra maneira. Assim, surgem os chamados problemas inversos que atualmente ocupam uma posição de destaque na engenharia térmica moderna, pois suas características estão relacionadas ao uso de temperaturas medidas experimentalmente e a equação de difusão de calor para se estimar

algum parâmetro térmico, como por exemplo: as propriedades térmicas de materiais, o coeficiente de transferência de calor por convecção ou o fluxo de calor desconhecido durante o processo de aquecimento.

Assim, para compreender como as técnicas inversas são aplicadas a problemas térmicos relacionados à usinagem por torneamento, apresenta-se a seguir uma revisão bibliográfica sobre este tema.

2.3 – Técnicas inversas para a solução do problema térmico de usinagem

Os trabalhos apresentados anteriormente abordam o problema térmico de usinagem partindo do conhecimento da causa (a taxa de transferência de calor) para determina seus efeitos (a variação de temperatura na amostra). Na literatura esse tipo de problema é definido como problema direto. Uma outra técnica trata de problemas onde não é conhecida a causa mais se conhece os efeitos. Essa metodologia é definida na literatura como problema inverso. Os problemas inversos fazem uso de diversas técnicas matemáticas e de otimização que em conjunto auxiliam na solução do problema. Como exemplos citam-se: técnicas inversas acopladas a técnicas de otimização, técnicas inversas acopladas a filtros, técnicas inversas baseada exclusivamente nas equações da difusão do calor entre outras.

Lazard e Corvisier (2005), por exemplo, apresenta um problema inverso bidimensional em coordenadas cilíndricas para a solução de um problema térmico de usinagem. A equação da difusão é expressa a partir das funções de Bessel sendo resolvidas pela formulação de quadripolo. A formulação de quadripolo foi usada para resolver as equações de difusão no domínio de Laplace. Para estimar o fluxo de calor desconhecido utilizam-se, como dados de entrada, as temperaturas geradas por funções analíticas escolhida para testar a técnica. De posse das informações de temperatura resolve-se o problema a partir do algoritmo desenvolvido por Stehfest (1970) e Hoog; Knight.; Stokes (1982) que faz a estimativa do fluxo de calor. Como neste trabalho não foi realizado nenhum experimento, utilizaram-se temperaturas calculadas por funções analíticas para comparar os resultados encontrados. Resolve-se o problema direto a partir do software comercial Fluent. Para testar a eficácia da técnica inversa que utiliza formulação de quadripolo e prever interferências na medição experimental da temperatura, foram inseridos ruídos nas temperaturas geradas pelas funções analíticas. Nos testes realizados com ruído a técnica inversa obteve praticamente os mesmos resultados dos testes anteriores sem ruído, o que mostra a robustez e eficiência da técnica.

Sousa (2006), por sua vez, propõe um modelo térmico 3D no qual se determina o fluxo de calor desconhecido tendo como valores de entrada a temperatura experimental em regiões acessíveis do modelo térmico. Para a solução do problema inverso o autor faz uso da técnica

dos observadores dinâmicos baseados em funções de Green. O procedimento consiste no uso de funções de Green e na definição de sistemas dinâmicos equivalentes para a obtenção da função de transferência de forma simples e direta. Dessa forma, aplicando-se a transformada discreta de Laplace com a transformada bilinear, pode-se estimar o fluxo. Junto à formulação mencionada utiliza-se o filtro Chebychev tipo I (filtro passa–baixo). Os autores escolheram este filtro por que ele atende as características necessárias de filtragem, isto é, mantém a magnitude da resposta em freqüência em torno de um valor unitário, oscilando dentro de uma pequena faixa, que é denominada de ripple, até certa freqüência de corte a partir da qual a magnitude decai rápida e monotonicamente. Com o uso do filtro pode-se minimizar os ruídos no sinal experimental da temperatura. Tendo em mente, que essas interferências são inerentes aos dados experimentais e podem até ser amplificadas durante o processo de estimação, os filtros contribuem para minimizar tais interferências, sendo fundamental na solução de problemas inversos. Para avaliar a eficiência do uso da técnica baseada em funções de Green e observadores dinâmicos, testes simulados e experimentais foram realizados em modelos uni, bi e tridimensionais. Além disso, foram realizados testes considerando a presença de ruídos no sinal da temperatura. Os autores comparam os resultados estimados àqueles obtidos a partir da técnica da função especificada seqüencial.

No trabalho de Yvonnet et al. (2006) apresenta-se um problema inverso bidimensional resolvido numericamente utilizando o método dos elementos finitos. Para determinar o fluxo de calor na interface cavaco ferramenta minimiza-se uma função erro a partir da técnica de Newton–Raphson. Ressalta-se que a técnica de Newton-Rapson é uma metodologia para identificar zeros de funções, assim a formulação da função erro desenvolvida busca atender a esta condição. Quanto à montagem experimental foram utilizadas quatro ferramentas, sendo que em cada uma foi montado um termopar do tipo K com diâmetro de 1 mm, para medir o perfil de temperatura da ferramenta. Montou-se estes termopares dentro de cavidades abertas em cada ferramenta com distâncias de 0,35, 0,5 e 0,60 mm da área de contato cavaco-ferramenta. Um equipamento de descarga capacitiva foi utilizada para fixar os termopares à ferramenta. Os resultados calculados foram comparados às temperaturas medidas experimentalmente por estes termopares. Além disto, com base nos diferentes experimentos realizados e numa aproximação adotada relacionando a posição do termopar com o fluxo estimado, obteve-se uma estimativa da distribuição do fluxo de calor na área de contato cavaco-ferramenta, onde se verifica que o ponto com maior fluxo de calor se encontra a 0,35 mm da ponta da ferramenta aproximadamente.

A partir da análise dos trabalhos apresentados anteriormente, verifica-se que diversas técnicas podem ser aplicadas para a solução de problemas inversos, por exemplo: técnicas baseadas em filtros passa-baixa, técnicas que visam encontrar o zero de uma função e

técnicas baseadas em controle de sistemas mecânicos. Além dessas metodologias, outros trabalhos fazem uso de técnicas de otimização para a solução de problemas inversos em transferência de calor. desenvolveu-se as técnicas de otimização, por sua vez, com o intuito de se encontrar o mínimo ou máximo de funções. Citam-se como exemplos os métodos de Fibonacci e da Seção Áurea usados para minimização de funções de uma única variável. Além disso, têm-se os Métodos Powell, Simulated Annealing, Gradiente Conjugado e da Descida Máxima usados na minimização de funções de mais de uma variável. Utilizando algumas dessas técnicas de otimização acopladas a modelos térmicos alguns pesquisadores vêm conseguindo resultados interessantes. Lima (2001), por exemplo, apresentou uma abordagem inversa onde é desenvolvida uma nova metodologia para a obtenção da distribuição da temperatura na superfície de corte da ferramenta em um processo de usinagem por torneamento. Nesse sentido, caracteriza-se o problema térmico de usinagem de maneira bem realista por meio de uma abordagem tridimensional e transiente. A solução do problema térmico foi obtida em duas etapas distintas: solução inversa e solução direta. A técnica inversa foi resolvida por meio da técnica de otimização do gradiente conjugado e da equação adjunta, juntamente com um modelo térmico discretizado numericamente via volumes finitos. Para a solução dos problemas o autor desenvolveu um código computacional específico, denominado GRAD3D 1.0. O modelo térmico desenvolvido despreza o gradiente térmico entre a ferramenta e o porta-ferramenta, fato este que limita a estimativa do calor na interface de corte até 10 segundos iniciais de usinagem. Apresenta-se testes experimentais para a validação do algoritmo computacional. Nos testes experimentais de usinagem, a aplicabilidade da técnica proposta foi avaliada para o processo de usinagem por torneamento de uma barra de ferro fundido.

Carvalho et al. (2003) propõe a aplicação da técnica inversa do Simulated Annealing para obtenção de fluxo de calor que flui da interface de corte e a conseqüente obtenção da distribuição de temperatura na ferramenta. Observa-se que o modelo térmico proposto considera a transferência de calor tridimensional transiente na ferramenta de corte e é resolvido numericamente através da técnica de diferenças finitas. O autor apresenta ainda uma comparação com os resultados obtidos por Lima (2001) a partir da técnica do gradiente conjugado e da equação adjunta. A técnica proposta por Carvalho et al. (2003) é indiretamente validada a partir da comparação entre as temperaturas calculadas e aquelas medidas experimentalmente em regiões acessíveis da ferramenta. Em outro trabalho Carvalho (2005) apresenta um estudo dos campos térmicos no processo de usinagem por torneamento, considerando no modelo térmico a ferramenta e o porta-ferramenta. O modelo térmico desenvolvido é tridimensional e transiente. Porém nesse trabalho o autor obtém a solução do problema inverso utilizando a técnica de otimização da Seção Áurea. A metodologia consiste

em estimar o fluxo de calor gerado na região de corte e obter a distribuição tridimensional da temperatura no conjunto ferramenta e porta-ferramenta. Para a solução do problema térmico, pré-processamento dos dados experimentais e pós-processamento o autor desenvolveu um código computacional específico denominado INV 3D. Ressalta-se que os resultados apresentados por Carvalho (2005) apresentam uma boa concordância com dados experimentais medidos no conjunto ferramenta e porta-ferramenta.

Woodbury et al. (2007), por sua vez, apresenta um modelo térmico tridimensional transiente para uma ferramenta de usinagem. O objetivo do trabalho é determinar a taxa de transferência de calor a partir de temperaturas medidas em regiões acessíveis da ferramenta. O problema direto é resolvido utilizando o código comercial Fluent. A metodologia inversa utilizada é baseada num algoritmo de otimização evolutivo genético combinado ao modelo desenvolvido no Fluent. A cada instante de tempo minimiza-se uma função mínimos quadrados que relaciona a temperatura experimental e calculada. O processo evolutivo genético se baseia na teoria de seleção e mutação da população para produzir novos indivíduos. O autor utiliza uma população de 24 histórias de fluxo de calor com uma propagação de 50 gerações. Com o intuito de se reduzir o custo computacional utilizou-se processamento paralelo. Os resultados obtidos foram comparados a dados experimentais da temperatura. Ressalta-se que o autor apresentou valores para o fluxo de calor somente para os 10 segundos iniciais de usinagem e nesse intervalo de tempo as temperaturas experimentais e calculadas apresentaram uma boa concordância.

Assim, a partir das referências bibliográficas analisadas, pode-se verificar que existem no meio científico dois caminhos para se determinar a taxa de transferência de calor em processos de fabricação: o primeiro, por meio do cálculo que envolve a força de atrito, velocidade de corte e a área de contato cavaco-ferramenta e o segundo a partir da aplicação de métodos inversos. Este trabalho busca seguir o caminho dos métodos inversos para a solução do problema térmico de usinagem por torneamento.

Além dos métodos apresentados anteriormente, ressalta-se ainda que diversos autores fazem uso de métodos experimentais para estudar os campos térmicos desenvolvidos no processo de usinagem. Na seqüência, apresenta-se uma revisão sobre tais métodos.

2.4 – Métodos experimentais para o estudo térmico de processos de usinagem.

Almeida et al. (2006), por exemplo, propõem verificar a influência da direção de aplicação do fluído de corte, na temperatura da interface cavaco-ferramenta, utilizando um método estatístico de planejamento de experimento. Aplicou-se o fluído individualmente na

superfície de saída e na superfície de folga da ferramenta, sobre-cabeça, por dentro da ferramenta durante o torneamento de um aço de corte-fácil, Fig. (2.10).

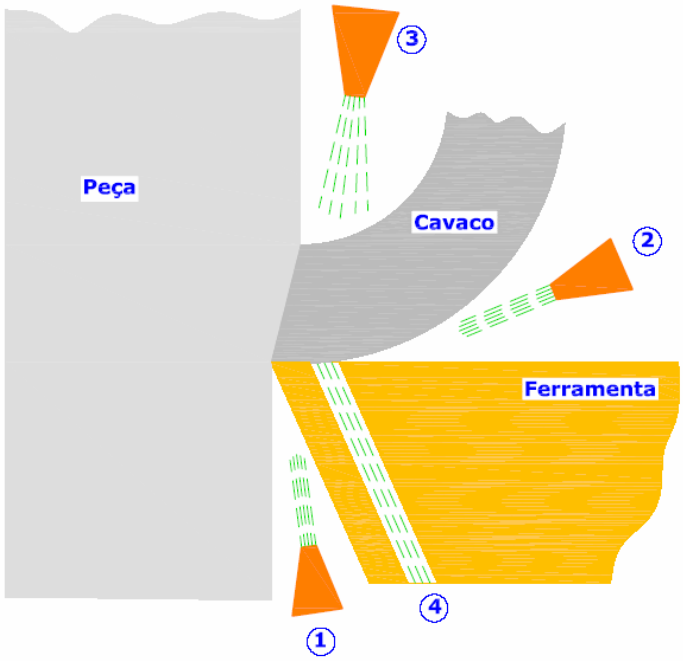


Figura 2.10 - Vias de aplicação do fluído de corte. usado por (ALMEIDA et al., 2006).

O material usinado foi uma de peça aço de corte-fácil ABNT 12L14, sendo utilizado uma ferramentas de aço-rápido com 10 % de Co em sua composição. Utilizou-se um torno Revolution RV220 Diplomat. A temperatura de corte foi medida utilizando o método do termopar ferramenta–peça. Variaram-se a taxa de avanço, a velocidade de corte e a concentração do fluido de corte. Neste trabalho, aplicou-se a técnica do Planejamento Composto Central para determinar a influência das variáveis sobre a resposta, no caso a temperatura de corte. Os resultados mostraram que o fluido aplicado sobre-cabeça e na superfície de folga simultaneamente, proporciona as menores temperaturas.

Apresenta-se no trabalho de Naves (2006) a calibração de um sistema termopar ferramenta-peça para medir a temperatura média de corte num processo de usinagem por torneamento. Além disto, estudou-se a influência dos parâmetros de corte (profundidade de corte, avanço e velocidade de corte) na temperatura da interface cavaco-ferramenta. Neste trabalho, usinou-se uma peça de aço de corte-fácil com ferramenta de aço-rápido, para diferentes condições de corte. Com as informações obtidas levantou-se as curvas de calibração do sistema e as curvas que relacionam o avanço, a profundidade de corte e a velocidade de corte. Analisando a influência dos parâmetros de usinagem Naves (2006) concluiu-se que à medida que se aumentam tais parâmetros há um aumento da temperatura, sendo que este aumento é mais representativo com o aumento da velocidade de corte. Quanto à curva de

calibração obteve-se uma correlação de 0,95, o que demonstra bom ajuste da tensão com a temperatura.

Por sua vez, Luiz (2007) apresentou um estudo tendo como principal objetivo investigar a influência dos elementos químicos residuais e das condições de corte em diversos aspectos relacionados à usinagem, dentre eles a temperatura na interface cavaco-ferramenta. As análises foram feitas em peças de aços de corte-fácil com baixo carbono e com níveis altos e baixos dos elementos químicos residuais (Cr, Ni e Cu), utilizando para usiná-las ferramentas de aço-rápido. A temperatura média foi determinada pela técnica do termopar ferramenta-peça em torneamento a seco com ferramenta de aço-rápido em várias condições de usinagem. Os resultados mostram que pequenas variações nos níveis dos elementos residuais podem influenciar na temperatura da interface cavaco-ferramenta. As condições de corte (velocidade, profundidade e avanço) também exercem influência importante. Nesse trabalho, o autor conclui que os elementos residuais presentes na peça têm um efeito conjugado maior sobre as temperaturas na ferramenta, do que às condições de corte impostas no processo. Com relação aos parâmetros de usinagem observa-se que a temperatura aumenta com a velocidade de corte, com o avanço ou com a profundidade de corte. Quanto ao método do termopar ferramenta-peça, Luiz (2007) destaca a praticidade aliada ao baixo custo da construção do sistema que visa quantificar o calor gerado em processos de usinagem. Porém, os autores alertam quanto a duas limitações. A primeira relacionada a velocidades de corte que devem ser limitadas dentro dos intervalos de temperatura que foram calibrado o sistema. A segunda quanto a necessidade do par ferramenta-peça serem formados por materiais condutores, devido ao método empregado.

Por fim, apresenta-se na seqüência um resumo sobre as metodologias e técnicas adotadas no desenvolvimento desse trabalho.

2.5 – Técnica adotada nesse trabalho

Este trabalho tem como objetivo inicial aprimorar o algoritmo computacional do software INV 3D desenvolvido por Carvalho (2005) no Laboratório de Transferência de Calor e Massa e Dinâmica dos Fluidos (LTCM) da Universidade Federal de Uberlândia (UFU). No algoritmo computacional são implementadas melhorias de forma a se evitar imprecisões no processo de geração da malha irregular e garantir a conservação da energia no modelo térmico. Cabe salientar que a equação de difusão será totalmente reformulada de forma a se considerar variações espaciais e temporais das propriedades térmicas dos materiais envolvidos.

A próxima etapa deste trabalho consiste em validar o modelo térmico desenvolvido a partir de um experimento controlado, levantar as vantagens e desvantagens das seguintes

técnicas inversas: Seção Áurea, Simulated Annealing, Função Especificada e Observador Dinâmico Baseado em Funções de Green. Assim para este trabalho tentar definir a técnica inversa ideal para a solução do problema térmico. Além disso, propõe-se identificar experimentalmente a área de contato cavaco-ferramenta, determinar o fluxo de calor na interface de corte e o campo de temperatura tridimensional na ferramenta de aço-rápido. Ressalta-se ainda que realizou-se uma análise da influência dos parâmetros de corte (avanço, profundidade e velocidade de corte) na temperatura da interface cavaco-ferramenta. Os resultados obtidos foram comparados ao método experimental do termopar ferramenta-peça conforme Luiz (2007).

CAPITULO III

PROBLEMA DIRETO: DESCRIÇÃO DO MODELO FÍSICO E MATEMÁTICO

3.1 – Discretização do modelo Térmico

O problema físico original consiste na análise do processo de transferência de calor tridimensional transiente em uma ferramenta de corte retangular. O objetivo é determinar a distribuição de temperatura na ferramenta a partir de informações do fluxo de calor gerado na interface de corte conforme apresentado na Fig. (3.1).

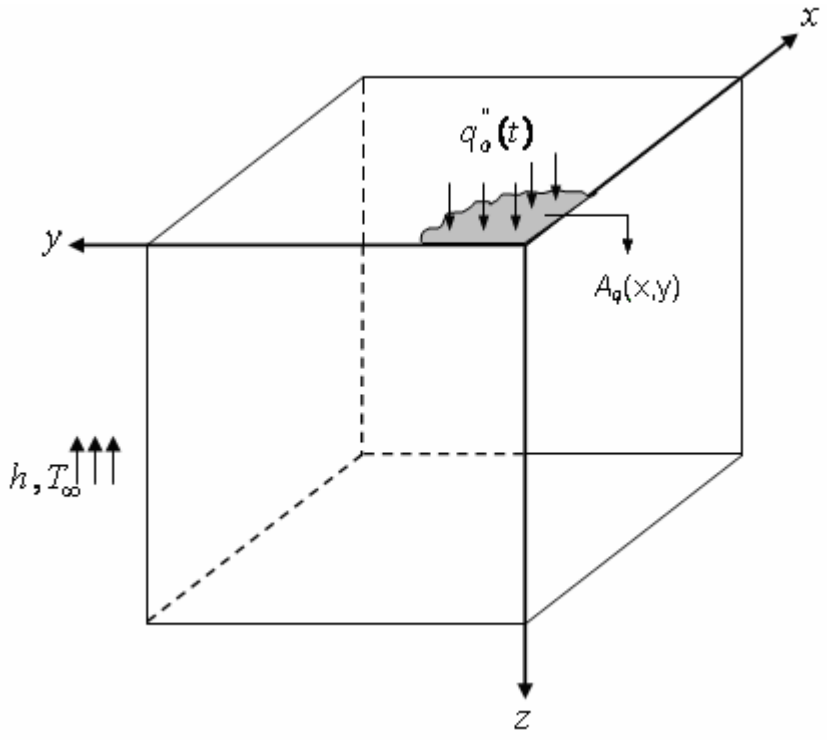


Figura 3.1 – Esquema representativo do modelo térmico geral retangular.

O problema térmico apresentado na Fig. (3.1) pode ser descrito pela equação da difusão de calor 3D transiente, ou seja,

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda.\frac{\partial T}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda.\frac{\partial T}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda.\frac{\partial T}{\partial z}\right)=\left(\rho.Cp\right).\frac{\partial T}{\partial t} \tag{3.1}$$

Observa-se na Fig. (3.1) que a maior parte da superfície da ferramenta está exposta ao meio ambiente. A única região não exposta ao meio está sujeita ao fluxo de calor $q_o^{''}(t)$ na região identificada pela área $A_q(x,y)$.

As condições de contorno impostas ao problema podem ser representadas por

$$-\lambda.\frac{\partial T}{\partial \eta}=h.\left(T-T_\infty\right) \tag{3.2}$$

nas regiões expostas ao meio e

$$-\lambda.\frac{\partial T}{\partial \eta}=q_o^{''}(t) \tag{3.3}$$

na interface definida por $A_q(x,y)$, onde η representa a normal pra fora nas coordenadas x, y e z, T a temperatura, T_∞ a temperatura ambiente, λ a condutividade térmica, $\rho.Cp$ o produto massa específica versus calor específico e h o coeficiente de transferência de calor por convecção. Como condição inicial adota-se:

$$T\left(x,y,z,0\right)=T_o \tag{3.4}$$

onde T_o representa a temperatura inicial da ferramenta.

Neste trabalho propõe-se a solução da Eq. (3.1) a partir do método dos volumes finitos inteiros, com formulação implícita e malha irregular co-localizada conforme apresentado na Fig. (3.2) (MALISKA, 2004).

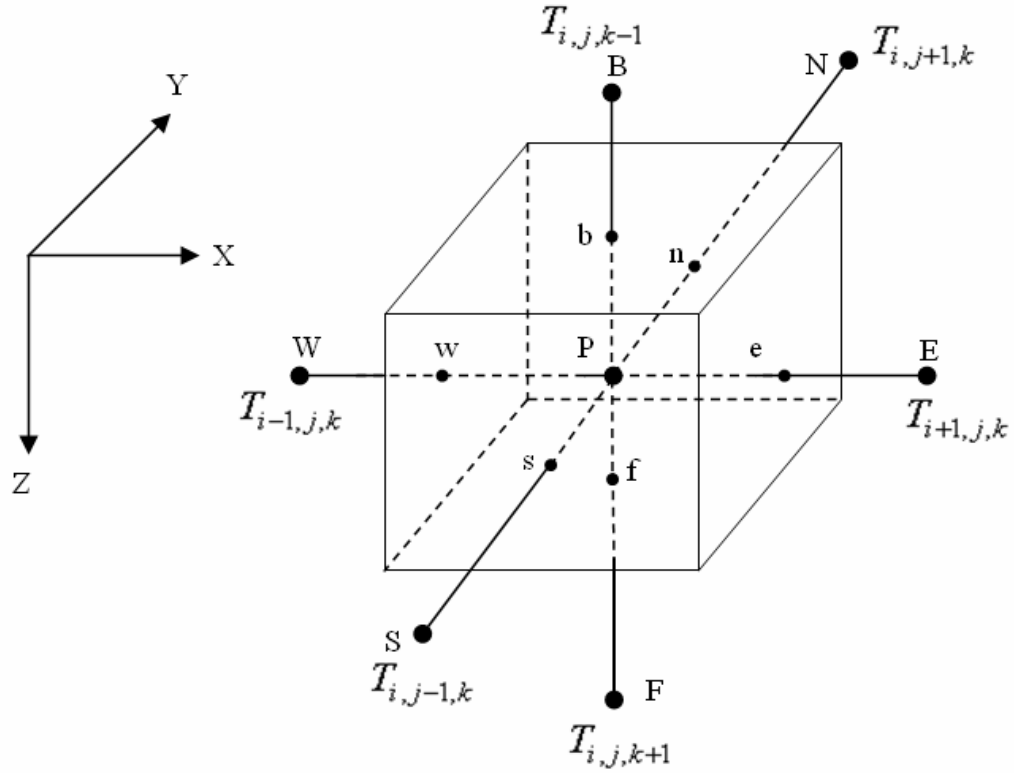


Figura 3.2 – Volume elementar tridimensional e seus vizinhos.

Integrando a equação da difusão na forma conservativa no espaço e no tempo de acordo com os limites definidos na Fig. (3.2) tem-se:

$$\int_t^{t+\Delta t}\int_b^f\int_s^n\int_w^e\left[\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda.\frac{\partial T}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda.\frac{\partial T}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda.\frac{\partial T}{\partial z}\right)\right]dx.dy.dz.dt = \int_t^{t+\Delta t}\int_b^f\int_s^n\int_w^e\left[(\rho.Cp).\frac{\partial T}{\partial t}\right]dx.dy.dz.dt \tag{3.5}$$

Aproximando as derivadas nas interfaces do volume elementar, Fig. (3.2), por diferenças finitas e usando formulação implícita, é possível montar um sistema linear composto pela matriz de coeficientes A que abrange os parâmetros relacionados à malha numérica, propriedades térmicas e condições de contorno impostas ao modelo. O vetor T relativo às temperaturas do modelo térmico e o vetor C, que relaciona o termo transiente e as condições de contorno. Esse sistema possui uma notação $A \cdot T = C$ conforme apresentado abaixo:

$$A_P.T_P + A_W.T_W + A_E.T_E + A_S.T_S + A_N.T_N + A_F.T_F + A_B.T_B = C \tag{3.6}$$

onde os coeficientes da matriz A são dados por

$$A_P = -\lambda_e.\frac{1}{\Delta x_e}.A_{yz} - \lambda_w.\frac{1}{dx_w}.A_{yz} - \lambda_n.\frac{1}{\Delta y_n}.A_{zx} - \lambda_s.\frac{1}{\Delta y_s}.A_{zx} - \lambda_f.\frac{1}{\Delta z_f}.A_{xy} - \lambda_b.\frac{1}{\Delta z_b}.A_{xy} - \frac{\rho.Cp.V}{\Delta t} \tag{3.7}$$

$$A_W = \lambda_w.\frac{1}{\Delta x_w}.A_{yz} \tag{3.8}$$

$$A_E = \lambda_e.\frac{1}{\Delta x_e}.A_{yz} \tag{3.9}$$

$$A_S = \lambda_s.\frac{1}{\Delta y_s}.A_{zx} \tag{3.10}$$

$$A_N = \lambda_n.\frac{1}{\Delta y_n}.A_{zx} \tag{3.11}$$

$$A_F = \lambda_f.\frac{1}{\Delta z_f}.A_{xy} \tag{3.12}$$

$$A_B = \lambda_b.\frac{1}{\Delta z_b}.A_{xy} \tag{3.13}$$

e,

$$C = -\frac{\rho.Cp^0.T_P{}^0.V}{\Delta t}. \tag{3.14}$$

Com o uso de uma malha não uniforme as propriedades térmicas sobre as faces da célula devem ser interpoladas de maneira pertinente. Neste caso, propõe-se o uso do esquema de interpolação conforme sugerido por Patankar (1980).

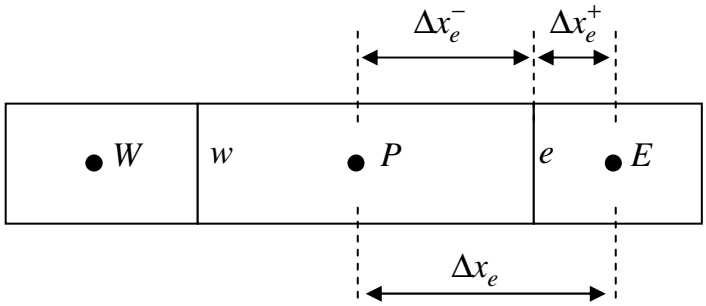


Figura 3.3 – Malha não-uniforme e distâncias associadas à face e.

Para a interpolação da condutividade térmica sobre a face definida por e, utilizou-se uma aproximação linear entre os pontos vizinhos da seguinte forma:

$$\lambda_e = f_e.\lambda_P + (1 - f_e).\lambda_E \tag{3.15}$$

onde o fator de interpolação f_e é definido pela razão entre as distâncias apresentadas na Fig.(3.3), dada por:

$$f_e = \frac{\Delta x_e^+}{\Delta x_e}. \tag{3.16}$$

Cabe salientar por fim que este esquema de interpolação deve ser aplicado em todas as faces do modelo térmico tridimensional.

Conhecido o modelo numérico da equação da difusão, apresenta-se na seqüência a solução numérica das condições de contorno nos volumes das fronteiras.

3.2. Condições de contorno aplicadas aos volumes das fronteiras

Uma vez definida a formulação numérica para as células posicionadas no interior do modelo térmico, faz-se necessário analisar as células que se encontram nas fronteiras do modelo em virtude das condições de contorno. De acordo com o problema térmico em estudo, Fig. (3.1), tais células podem estar submetidas às seguintes condições de contorno:

A) Fluxo de calor prescrito na fronteira;

B) Transferência de calor por convecção.

Neste caso, considere novamente a Fig. (3.2) e admita que a fronteira do volume finito (face b) coincide com o plano (x, y) em z igual a zero. Aplicando-se o princípio do balanço de energia na fronteira do volume, tem-se:

$$q_e = q_s \tag{3.17}$$

onde q_e representa a energia fornecida à superfície seja por fluxo de calor ou convecção e q_s representa a transferência de energia por condução térmica para o interior do volume finito. Assim, para as duas condições de contorno previamente definidas, tem-se:

A) Fluxo de calor prescrito na fronteira:

$$q_o^{''}(t).A_{xy} = \lambda_b.A_{xy}.\left(\frac{T_b - T_P}{\frac{\Delta z_b}{2}}\right) \tag{3.18}$$

B) Transferência de calor por convecção:

$$h.A_{xy}.\left(T_\infty - T_b\right) = \lambda_b.A_{xy}.\left(\frac{T_b - T_P}{\frac{\Delta z_b}{2}}\right) \tag{3.19}$$

Considerando T_b (temperatura da fronteira b) como sendo a temperatura média entre as temperaturas nos pontos P (volume finito) e B (volume fictício) e simplificando as Eqs. (3.18) e (3.19), tem-se:

A) Fluxo de calor prescrito na fronteira:

$$T_B = T_P + \frac{q_o^{''}(t).\Delta z_b}{\lambda_b} \tag{3.20}$$

B) Transferência de calor por convecção:

$$T_B = \left(\frac{2.\lambda_b - h.\Delta z_b.}{2.\lambda_b + h.\Delta z_b}\right)T_P + \left(\frac{2.h.\Delta z_b.T_\infty}{2.\lambda_b + h.\Delta z_b}\right) \tag{3.21}$$

Substituindo as Eqs. (3.20) ou (3.21) na Eq.(3.6) e organizando os coeficientes, tem-se uma nova matriz de coeficientes A e novos vetores C para o volume posicionado na fronteira:

3.2.1. Coeficientes corrigidos para o caso de condição de contorno tipo fluxo de calor na face b do volume finito (Fig. 3.2)

$$A_P = -\lambda_e.\frac{1}{\Delta x_e}.A_{yz} - \lambda_w.\frac{1}{dx_w}.A_{yz} - \lambda_n.\frac{1}{\Delta y_n}.A_{zx} - \lambda_s.\frac{1}{\Delta y_s}.A_{zx} - \lambda_f.\frac{1}{\Delta z_f}.A_{xy} - (\lambda_b.\frac{1}{\Delta z_b}.A_{xy}) - \frac{\rho.Cp.V}{\Delta t} \tag{3.22}$$

$$A_W = \lambda_w.\frac{1}{\Delta x_w}.A_{yz} \tag{3.23}$$

$$A_E = \lambda_e.\frac{1}{\Delta x_e}.A_{yz} \tag{3.24}$$

$$A_S = \lambda_s.\frac{1}{\Delta y_s}.A_{zx} \tag{3.25}$$

$$A_N = \lambda_n.\frac{1}{\Delta y_n}.A_{zx} \tag{3.26}$$

$$A_F = \lambda_f.\frac{1}{\Delta z_f}.A_{xy} \tag{3.27}$$

$$A_B = 0 \tag{3.28}$$

e,

$$C = -\frac{\rho.Cp^0.T_P{}^0.V}{\Delta t} - q''A_{xy}. \tag{3.29}$$

3.2.2. Coeficientes corrigidos para o caso de convecção na face b do volume finito (Fig. 3.2)

$$A_P = -\lambda_e.\frac{1}{\Delta x_e}.A_{yz} - \lambda_w.\frac{1}{dx_w}.A_{yz} - \lambda_n.\frac{1}{\Delta y_n}.A_{zx} - \lambda_s.\frac{1}{\Delta y_s}.A_{zx} - \lambda_f.\frac{1}{\Delta z_f}.A_{xy} + \left(\left(\frac{2.\lambda_b - h.\Delta z_b}{2.\lambda_b + h.\Delta z_b}\right).\frac{\lambda_b}{\Delta z_b}.A_{xy} - \frac{\lambda_b}{\Delta z_b}.A_{xy}\right) - \frac{\rho.Cp.V}{\Delta t} \tag{3.30}$$

$$A_W = \lambda_w.\frac{1}{\Delta x_w}.A_{yz} \tag{3.31}$$

$$A_E = \lambda_e.\frac{1}{\Delta x_e}.A_{yz} \tag{3.32}$$

$$A_S = \lambda_s.\frac{1}{\Delta y_s}.A_{zx} \tag{3.33}$$

$$A_N = \lambda_n . \frac{1}{\Delta y_n} . A_{zx} \tag{3.34}$$

$$A_F = \lambda_f . \frac{1}{\Delta z_f} . A_{xy} \tag{3.35}$$

$$A_B = 0 \tag{3.36}$$

$$A_{B_Conveção} = \left(\left(\frac{2.\lambda_b - h.\Delta z_b}{2.\lambda_b + h.\Delta z_b} \right) . \frac{\lambda_b}{\Delta z_b} . A_{xy} - \frac{\lambda_b}{\Delta z_b} . A_{xy} \right) \tag{3.37}$$

e,

$$C = -\frac{\rho . Cp^0 . T_P{}^0 . V}{\Delta t} - \left(\frac{2.h.\lambda_b . T_\infty . A_{xy}}{2.\lambda_b + h.\Delta z_b} \right) \tag{3.38}$$

Analisando-se as Eqs (3.22) a (3.38), verificam-se modificações na matriz A e no vetor C em virtude das condições de contorno impostas à face da célula. É Importante mencionar que uma célula fictícia fornece para uma mesma face específica apenas umas das duas possíveis condições de contorno. Além disso, pelo fato de T_B estar posicionado em uma célula fictícia o coeficiente A_B assume valor nulo e o coeficiente A_P e C são ajustados.

Ressalta-se, que as formulações apresentadas anteriormente para as condições de contorno devem ser aplicadas às demais células que se encontram nas faces do modelo térmico. Assim, obtêm-se todos os coeficientes que serão utilizados na solução do sistema linear

CAPITULO IV

PROBLEMA INVERSO DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR

4.1 – Introdução

Os problemas inversos possuem diversas aplicações em importantes áreas, com grande relevância nas áreas de engenharia e medicina. Porém, o que vem a ser um problema inverso? A resposta é simples, um problema inverso busca determinar as causas desconhecidas de um fenômeno qualquer se baseando na análise de seus efeitos, isto é, procura obter a solução de problema físico de maneira indireta. Dentre os exemplos do uso de problemas inversos temos: a determinação de campos térmicos em superfícies sem acesso, a obtenção da função resposta em freqüência de uma estrutura complexa, ou ainda, o diagnóstico de alguma doença por tomografia computadorizada, conforme Sousa (2006).

Os problemas inversos fazem parte de uma classe de problemas que são matematicamente ditos mal postos. Um problema é considerado bem posto, quando satisfaz três requisitos essenciais: a existência, a unicidade e a estabilidade.

Num problema de condução de calor, por exemplo, os requisitos de existência e unicidade são assegurados pela própria física do problema. Porém, os problemas inversos do ponto de vista matemático podem apresentar mais de uma solução para o mesmo problema, o que leva a necessidade do uso de ferramentas matemáticas baseadas em informações físicas adicionais.

Quanto à estabilidade, os problemas inversos são bastante sensíveis aos efeitos degenerativos de ruídos aditivos sobre os dados de entrada, do operador ou até mesmo das limitações impostas pelo caráter iterativo do processo numérico. Dessa forma, torna-se necessário o uso de técnicas especiais para que a solução satisfaça o critério da estabilidade.

Diante do exposto, verifica-se que o problema térmico proposto neste trabalho enquadra-se perfeitamente nesta classe de problema, uma vez que tem como objetivo determinar a distribuição da temperatura na ferramenta de corte, a partir de estimativas do fluxo de calor gerado na interface cavaco-ferramenta. Basicamente, a metodologia consiste em usar as temperaturas medidas em regiões acessíveis da ferramenta de corte para estimar a taxa de transferência de calor na interface cavaco-ferramenta. Conhecido o fluxo de calor, determina-se a distribuição de temperatura na ferramenta de corte a partir da solução do problema direto.

Existem, no entanto, diversas maneiras de se resolver um problema inverso de transferência de calor. Nesse sentido, serão apresentadas e avaliadas algumas técnicas existentes, de forma a adotar a mais conveniente a ser aplicada no problema térmico de usinagem por torneamento. Assim, propõe-se neste trabalho a análise das seguintes técnicas inversas: a técnica de otimização da Seção Áurea com aproximação polinomial cúbica (Golden Section), a técnica de otimização do Simulated Annealing (VANDERPLAATS, 1984), o método da Função Especificada Seqüencial desenvolvido por Beck et al. (1985) e a metodologia inversa baseada em Observadores Dinâmicos e em Funções de Green, conforme Sousa (2006).

Neste capítulo, será apresentada inicialmente uma breve descrição de cada técnica. No Capítulo 7, será realizada a avaliação das técnicas inversas quando aplicadas na solução de um problema térmico. O objetivo é identificar na prática as vantagens e desvantagens de cada técnica de forma a selecionar a melhor metodologia inversa para a solução do problema térmico de usinagem.

4.2 – Técnicas inversas que serão testadas e analisadas

4.2.1 – Técnica de otimização da Seção Áurea com aproximação polinomial cúbica

A Seção Áurea é uma das técnicas mais populares para a estimativa de máximos, mínimos ou zero de funções de apenas uma variável. Algumas características particulares tornam-na muito interessante: i) não necessita de derivadas contínuas e ii) ao contrário da aproximação polinomial possui taxa de convergência conhecida (VANDERPLAATS, 1984). Além disso, essa técnica possui como vantagem a baixa complexidade para a implementação computacional.

Basicamente a técnica de otimização Seção Áurea é um processo iterativo em que o intervalo de busca vai reduzindo a aproximadamente 62 % do intervalo da iteração anterior, até que se encontre o menor valor da função objetivo.

Para o problema de usinagem a função objetivo a ser minimizada é uma função erro quadrático, definida pelo quadrado da diferença entre as temperaturas medidas na amostra Y, e as temperaturas T calculadas pelo modelo teórico Eq. (3.1). Assim, a função objetivo a ser minimizada pode ser escrita como:

$$F = \sum_{i=1}^{nterm} \left[Y(x, y, z, t_i) - T(x, y, z, t_i) \right]^2 \tag{4.1}$$

onde F é a função objetivo erro quadrático e $nterm$ representa o número de termopares usados.

A partir da minimização do intervalo de incerteza com o método da Seção Áurea, aplica-se o método da aproximação polinomial cúbica para se encontrar o valor ótimo do fluxo de calor que minimiza a função objetivo dada pela Eq. (4.1).

4.2.2 – Técnica de otimização do Simulated Annealing

O Simulated Annealing (SA), por sua vez, tem sua origem na termodinâmica, mais precisamente na forma como os metais líquidos resfriam e recozem.

O algoritmo explora uma analogia entre o modo como um metal se resfria e congela numa estrutura cristalina de energia mínima (o processo real de annealing) e a busca por um mínimo num sistema qualquer. Da mesma forma que os algoritmos Hill Climbing e Genético (SARAMAGO; ASSIS; STEFFEN, 1999), o SA, procura em cada iteração o próximo candidato a ponto de mínimo na vizinhança do candidato corrente, agindo de acordo com a diferença entre os valores da função objetivo (chamada, nesse contexto, de função de energia ou potencial).

A maior vantagem de Simulated Annealing sobre outros métodos, em especial o Hill Climbing, é a possibilidade de se evitar mínimos locais. O algoritmo emprega, para isso, uma busca aleatória que, por vezes, aceita vizinhos cuja energia seja mais elevada. Ou seja, em algumas iterações, o Simulated Annealing tende a maximizar a função objetivo em vez de minimizá-la.

Uma outra característica importante desse algoritmo é que a probabilidade de se aceitar um vizinho de maior energia decresce com o tempo, característica implementada por um parâmetro chamado "temperatura", que decresce a cada iteração. Por fim, em qualquer "temperatura", dados dois vizinhos de maior energia que o candidato a mínimo corrente, A e B, ou seja, energia (A) maior que energia (B), a probabilidade de aceitação de A será menor que a

de B. Observa-se que a variável temperatura é, neste caso, simplesmente um parâmetro de controle para o problema de otimização em questão.

Para encorajar a formação dessas estruturas cristalinas, uma função é usada para governar a taxa na qual o metal resfria (NAKAO; NAJITA; KARASAKI, 1999). Se a temperatura é mantida constante, o sistema se aproxima do equilíbrio térmico e a distribuição de probabilidade para a configuração de energia, ΔE, aproxima-se da probabilidade de Boltzmann:

$$P(\Delta E) = e^{\left(-E / K_b T \right)} \tag{4.2}$$

onde K_b é a constante de Boltzmann.

Um critério conhecido como algoritmo de Metropolis é aplicado para determinar se há uma transição na temperatura presente.

Pela simplicidade de implementação dessa técnica, ela pode ser utilizada em conjunto com alguma outra técnica heurística ou outra meta-heurística. Segundo a literatura, as desvantagens do Simulated Annealing são: a dificuldade de se ajustar os parâmetros de recozimento para um dado problema inverso e o número excessivo de avaliações da função objetivo o que resulta em um tempo maior de processamento e a necessidade de muitos parâmetros a serem calibrados.

4.2.3 – Técnica inversa da Função Especificada Seqüencial

No método da Função Especificada Seqüencial (BECK et al., 1985) as componentes do fluxo de calor são utilizadas no algoritmo de estimação. O método consiste em atribuir uma forma funcional temporária para o fluxo de calor superficial transiente para instantes de tempo superiores ao atual de estimação. Nesse caso as formas do fluxo podem ser constantes, parabólicas, exponenciais ou cúbicas.

O procedimento da Função Especificada Seqüencial mais simples é o que utiliza uma seqüência de segmentos de retas constantes, como forma funcional para descrever o comportamento do fluxo de calor superficial para tempos futuros. Desta maneira, considera-se temporariamente que várias componentes de fluxo de calor futuras são constantes com o tempo.

O fluxo de calor especificado para r tempos futuros representa o modelo do fluxo que será estimado, ou seja, as componentes do fluxo de calor $(q_1, q_2, ..., q_{M-1})$ são consideradas

previamente estimadas e são denotadas por: $\hat{q}_1, \hat{q}_2, ..., \hat{q}_{M+r-1}$. Para aumentar a estabilidade do algoritmo inverso, as componentes de fluxo de calor $q_{M+1}, q_{M+2}, ..., q_{M+r-1}$ são assumidas iguais, ou seja, $q_{M+1} = q_{M+2} = ... = q_{M+r-1}$ (BECK et al., 1985).

No algoritmo seqüencial de estimação de q_M as temperaturas $(T_{M+1}, T_{M+2}, ..., T_{M+r-1})$ são necessárias e calculadas com a hipótese de fluxo de calor constante. Assim, a estimação de q_M é obtida através da minimização da diferença quadrática entre as temperaturas experimentais $(Y_{M+1}, Y_{M+2}, ..., Y_{M+r-1})$ e calculadas $(T_{M+1}, T_{M+2}, ..., T_{M+r-1})$, ou seja,

$$S = \sum_{i=1}^{r} \left(Y_{M+i-1} - T_{M+i-1} \right)^2 \tag{4.3}$$

Uma vantagem desse método é o fato de se analisar previamente a evolução das temperaturas experimentais e calculadas conforme o número de tempos futuros adotados, para enfim calcular o parâmetro estimado, ou seja, o fluxo de calor. Esta metodologia contribui para uma diminuição da propagação dos ruídos experimentais no fluxo de calor calculado. Outras vantagens seriam sua fácil implementação computacional e baixo tempo de processamento computacional quando comparado a outras técnicas. Como desvantagem cita-se a escolha adequada do funcional (constante, parabólico, exponencial ou cúbico) e do número de tempos futuros e para a estimativa da componente de fluxo de calor no tempo.

4.2.4 – Técnica inversa baseada em Observadores Dinâmicos e em Funções de Green

Segundo Sousa (2006), a técnica inversa baseada em Observadores Dinâmicos pode ser dividida em dois procedimentos distintos: i) a obtenção da função transferência G_H; ii) a obtenção dos estimadores G_Q e G_N.

Na primeira etapa, obtém-se a função transferência do sistema condutor fazendo uso da teoria de funções de Green e da definição de sistemas dinâmicos equivalentes, tendo aplicação imediata em problemas multi-dimensionais.

Na segunda etapa, conforme Blum e Marquardt (1997), incorporam-se parâmetros de ajuste que variam dependendo do nível de ruído presente nos dados experimentais.

Basicamente, o algoritmo baseado em observadores dinâmicos interpreta o problema inverso de condução de calor como um filtro passa-baixo dos componentes do sinal de fluxo verdadeiro, enquanto rejeita os componentes de alta freqüência evitando uma excessiva amplificação do efeito do ruído na estimação.

Entretanto, da forma como Blum e Marquardt (1997) conceberam a função transferência G_H, seu uso torna-se um pouco restrito, caso o modelo térmico seja multi-dimensional, devido ao alto custo operacional.

Para resolver este problema, Sousa (2006) propõe um novo procedimento para obter a função transferência G_H a partir do uso de funções de Green e da definição de sistemas dinâmicos equivalentes tendo aplicação imediata em problemas multi-dimensionais. O algoritmo desenvolvido em MatLab, segundo o autor, apresenta como vantagem a robustez com relação a ruídos experimentais, uma vez que o uso de filtros passa banda filtram o sinal experimental da temperatura e do fluxo de calor estimado de forma a rejeitar as componentes de alta freqüência evitando assim uma excessiva amplificação do efeito do ruído no processo de estimação. Além disso, apresenta baixo tempo de processamento computacional não necessitando de computadores potentes.

Como desvantagens, têm-se a necessidade de se trabalhar com um compilador que já tenha algoritmos de filtragem previamente implementados e a dificuldade de se ajustar os parâmetros do filtro para um dado caso teste. Outra desvantagem do algoritmo atual é o fato deste ainda não realizar a estimativa do fluxo de calor a partir de vários sensores de temperatura e a necessidade de se trabalhar com sensores posicionados em locais estratégicos da amostra de forma a se ter uma boa sensibilidade térmica.

Ressalta-se que praticamente quase todas as técnicas inversas se encontram implementadas no software INV 3D desenvolvido por Carvalho (2005), exceto a técnica inversa baseada em Observadores Dinâmicos e em Funções de Green, devido a tal técnica esta em fase de melhoria.

Conhecidas as técnicas inversas, apresenta-se no Capítulo 6 uma análise das vantagens e desvantagens de cada uma a partir de um experimento controlado. O objetivo é selecionar a melhor metodologia inversa para a solução do problema térmico de usinagem.

CAPITULO V

VALIDAÇÃO DO MODELO MATEMÁTICO NUMÉRICO - PROBLEMA DIRETO

5.1 – Introdução

Validar um modelo numérico é uma tarefa que requer uma análise minuciosa e criteriosa, uma vez que a função da validação é dar credibilidade e robustez para que o modelo possa representar fielmente os fenômenos físicos estudados. Assim, uma forma confiável e segura de validar os resultados simulados é através de experimentos controlados.

As simulações numéricas por mais bem feitas e completas que possam ser sempre se baseiam em modelos matemáticos que apresentaram algum tipo de simplificação. Desta forma, os pesquisadores e estudiosos devem analisar de forma coerente e detalhada os resultados a fim de determinar o quão satisfatório é a simulação frente ao experimento.

As simplificações realizadas em modelos não são necessariamente um fator negativo, visto que, elas oferecem à simulação uma relação de custo–benefício. Isto é, as simulações, de uma forma geral, podem exigir um alto tempo de processamento, mesmo em computadores com tecnologia de ponta. Desta forma, uma simulação que busque representar apenas os fatores de maior relevância de um determinado fenômeno, pode garantir resultados próximos ao esperado e a um custo computacional baixo.

Neste sentido, antes de simular o processo real de usinagem, realizou-se um experimento em condições controladas e algumas simulações numéricas baseadas em aspectos teóricos, com o objetivo de validar e avaliar as melhorias propostas para o algoritmo desenvolvido neste trabalho.

5.2 – Validação do modelo numérico através de um experimento controlado

O experimento controlado consiste numa ferramenta de corte de metal duro de dimensões 0,0127 x 0,0127 x 0,0047 m onde foram posicionados um aquecedor elétrico, um transdutor de fluxo e dois termopares, devidamente calibrados, Fig. (5.1).

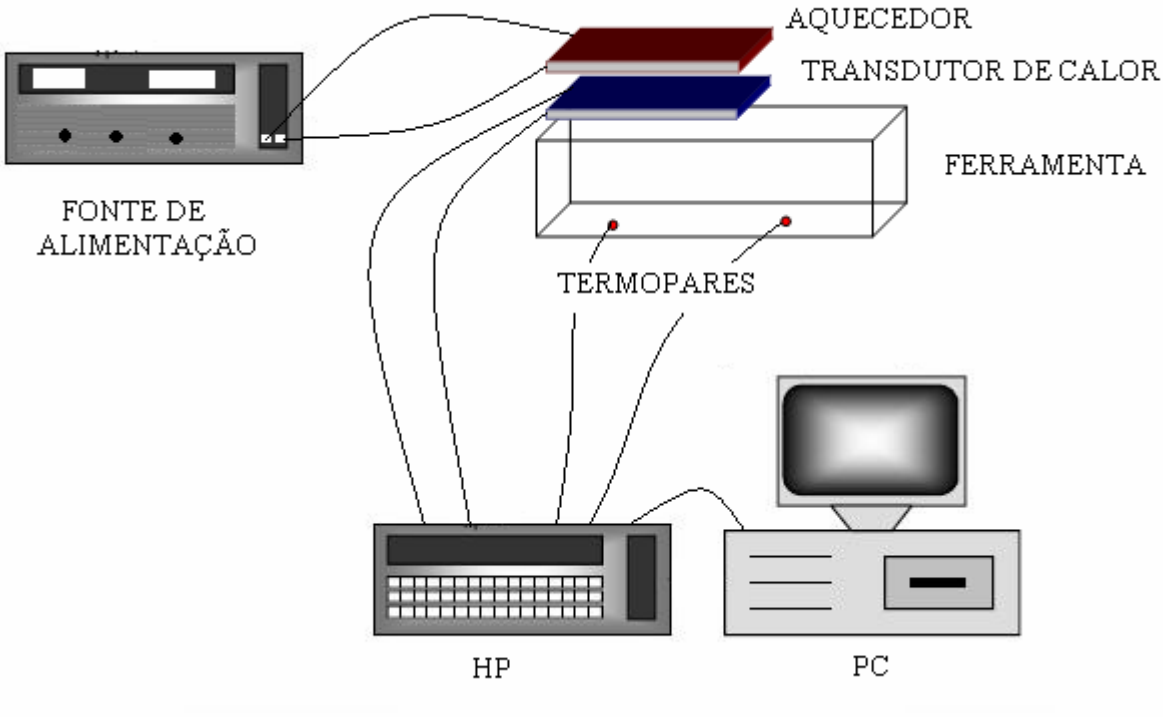
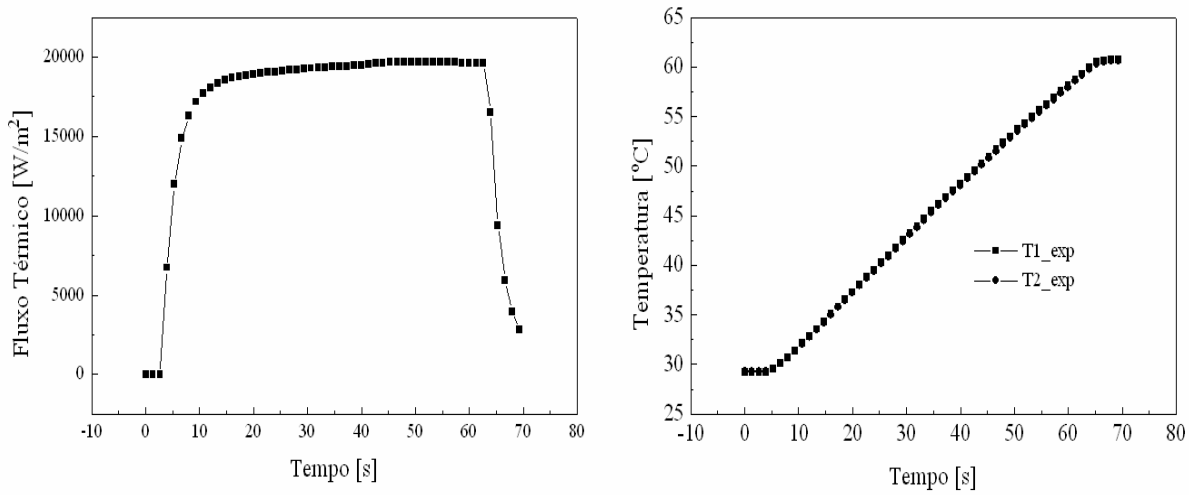


Figura 5.1 – Esquema da montagem experimental.

O aquecedor elétrico foi conectado a uma fonte de alimentação de corrente contínua, que gera, por efeito Joule, o calor fornecido ao sistema. O transdutor de fluxo, responsável por medir a taxa de transferência de calor, foi posicionado entre o aquecedor e a ferramenta de metal duro. A temperatura foi medida utilizando-se dois termopares conectados a um sistema de aquisição de dados HP 75000 Series B com voltímetro E1326B comandado por PC. Pasta térmica foi utilizada entre o aquecedor, transdutor e ferramenta com o objetivo de se melhorar o contato térmico entre os componentes. Quanto aos termopares, estes foram fixados à ferramenta de corte por meio da técnica de descarga capacitiva (Carvalho, 2005). Nessa técnica o termopar é soldado à ferramenta de metal duro, minimizando problemas de resistência térmica de contato.

A Fig. (5.2) apresenta o calor experimental entregue à ferramenta de corte e as temperaturas medidas pelos dois sensores, respectivamente.

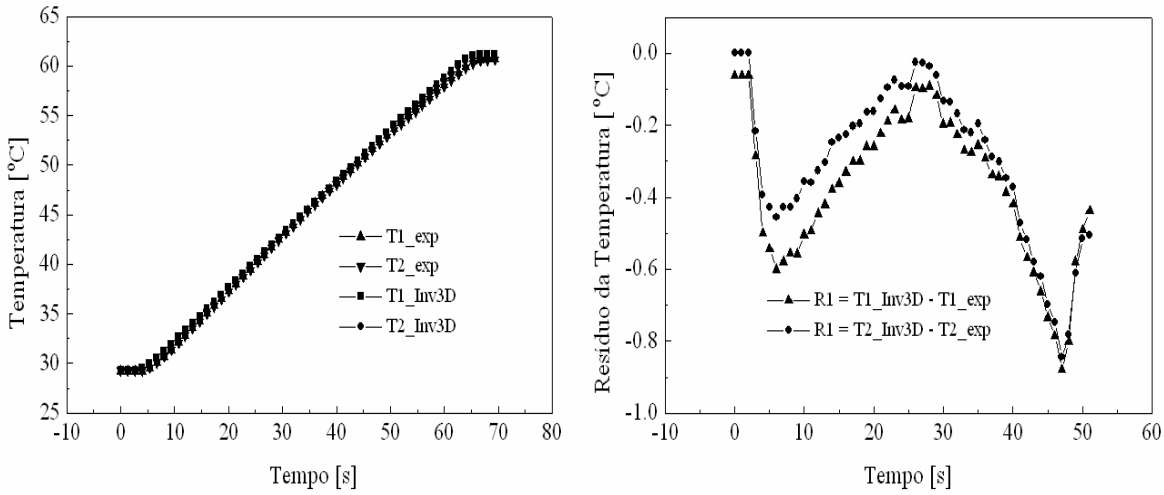


a) b)

Figura 5.2 – a) Fluxo de calor experimental; b) Temperatura experimental.

De posse de todas as informações do experimento, gerou-se um arquivo específico para o INV 3D descrevendo todas as informações necessárias para a simulação do modelo térmico, ou seja: dimensões da ferramenta (0,0127 x 0,0127 x 0,0047 m), propriedades térmicas (condutividade térmica k = 43,1 W/mK e difusividade térmica α = 14,8x10-6 m²/s), distância entre os volumes nas direções x, y e z para gerar a malha numérica tridimensional (0,0005 x 0,0005 x 0,0002 m), coordenadas dos termopares em metros (T1 [0,0043 x 0,0035 x 0,0047] m e T2 [0,0035 x 0,0089 x 0,0047] m), intervalo de aquisição da temperatura (Δt = 1,3 s), temperatura inicial da ferramenta e temperatura ambiente (T_o = 29,2 ºC e T_∞ = 29,2 ºC), condições de contorno (adotou-se que todas as faces estavam submetidas a uma troca convectiva de calor constante h = 20 W/m²K) e dimensões da área do aquecedor (0,0104 x 0,0104 m). Por fim, o software solicita o arquivo contendo o fluxo de calor experimental que será utilizado na solução do problema direto (Fig. 5.2 a).

A Fig. (5.3 a) apresenta a comparação entre as temperaturas experimentais e calculadas a partir da solução do problema direto, considerando uma malha não-uniforme, tridimensional, com 13824 nós. Nota-se, neste caso, um perfeito ajuste entre as temperaturas. Este fato fica claramente evidenciado na Fig. (5.3 b) na qual se verifica que o resíduo máximo obtido foi inferior a 0,88 ºC, o que representa um erro no cálculo inferior a 1,46 %.

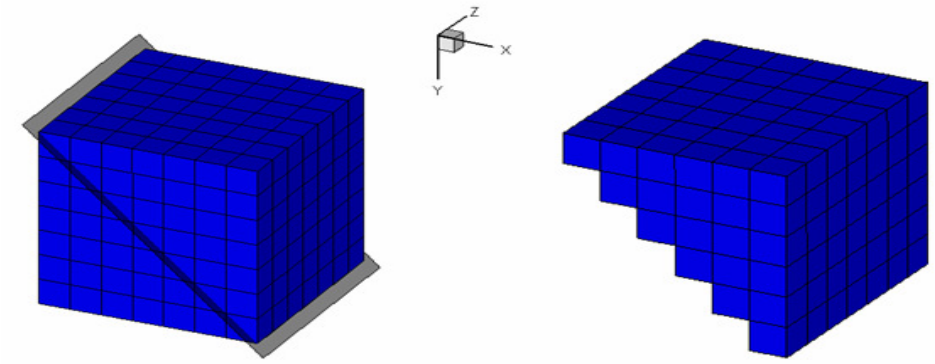


a) b)

Figura 5.3 – a) Comparação entre a temperatura experimental e a calculada pelo INV 3D a partir da solução do problema direto; b) Resíduo entre a temperatura experimental e a calculada pelo INV 3D a partir da solução do problema direto.

5.3 – Validação e análise do modelo numérico para o caso de geometrias irregulares

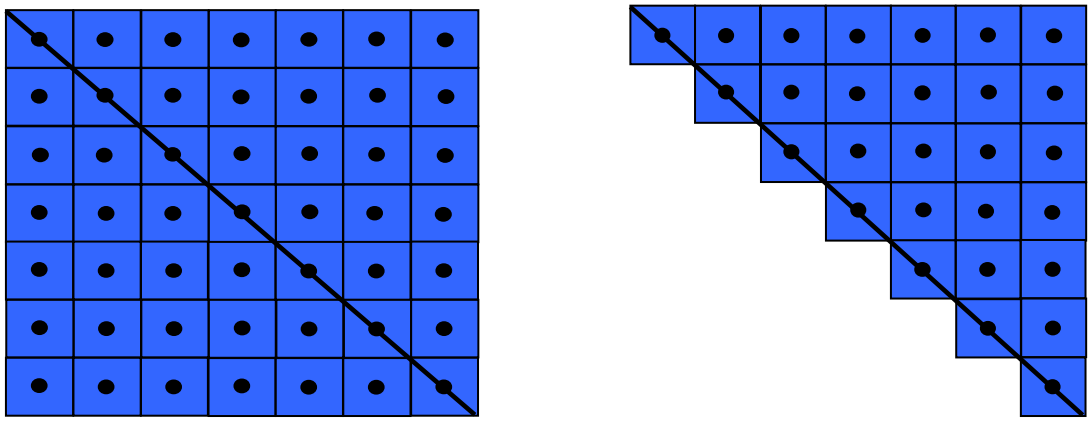
O software INV 3D possui implementado em seu algoritmo mecanismos que possibilitam traçar planos de corte no perfil retangular de forma a adaptá-lo para simular outras formas geométricas. Basicamente, considerando um modelo tridimensional retangular (Fig. 5.4 a), por exemplo, pode-se definir um plano específico de corte em qualquer direção do eixo de coordenadas e eliminar volumes ou células acima ou abaixo do plano definido. Essa metodologia permite modificar a geometria retangular assim como apresentado na Fig. (5.4 b), na qual se verifica um modelo térmico na forma triangular.



a) b)

Figura 5.4 – a) Esquema de um modelo retangular com um plano de corte traçado a 45º; b) Esquema do modelo triangular resultante depois de executado o corte.

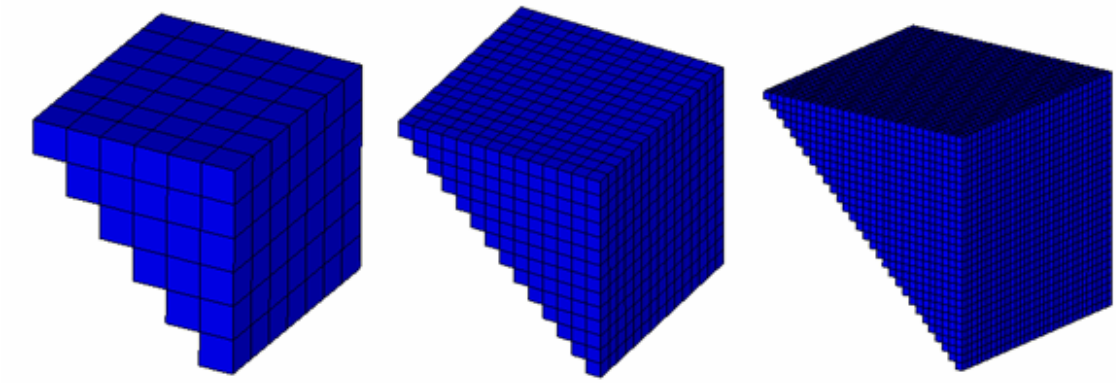
Para facilitar a compreensão de como foi feito esse corte no modelo retangular, considere a visualização 2D dos modelos no Plano XY conforme a Fig. (5.5).



a) b)

Figura 5.5 – a) Visualização 2D sem corte; b) Visualização 2D com corte.

A Fig. (5.5) mostra o processo de eliminação das células abaixo da linha de corte previamente definida. As células restantes apresentadas na Fig. (5.5 b) são utilizadas pelo algoritmo computacional na solução do problema direto. No entanto, analisando-se de forma criteriosa o modelo triangular tridimensional, Fig. (5.4 b), pode-se verificar facilmente a formação de um degrau na região eliminada, o que torna o modelo numérico diferente de um modelo perfeitamente triangular. Por outro lado, analisando-se a Fig. (5.6), conclui-se que existe uma relação entre o refino da malha e minimização do efeito degrau, o que leva a uma forma geométrica triangular mais próxima da real.



a) b) c)

Figura 5.6 – a) Visualização do modelo triangular com uma malha de 512 Nós; b) Visualização do modelo triangular com uma malha de 4096 Nós; c) Visualização do modelo triangular com uma malha de 32768 Nós.

Uma vez definido o procedimento de corte utilizado pelo INV 3D para a geração de geometrias irregulares (com corte), a próxima etapa consiste em simular dois casos teste para validar o procedimento adotado.

No primeiro teste, desenvolveu-se um modelo tridimensional cúbico de dimensões 0,0516 x 0,0516 x 0,0516 m, considerando as propriedades térmicas do aço inoxidável AISI 304 (k = 14,9 W/mK e α = 3,95 x 10-6 m²/s). Como condições de contorno, considerou-se um fluxo de calor linear (Fig. 5.7) aplicado em duas faces do modelo, enquanto que as demais permanecem isoladas conforme apresentado na Fig. (5.8).

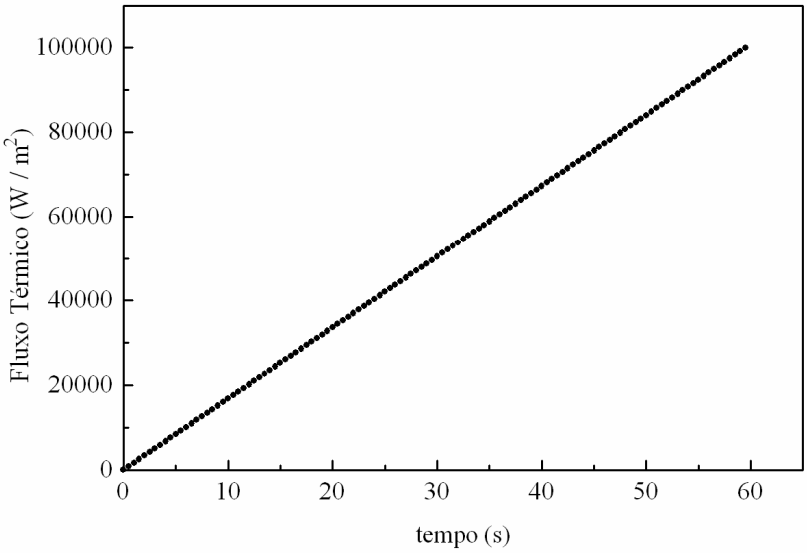


Figura 5.7 – Fluxo de calor utilizado nas simulações.

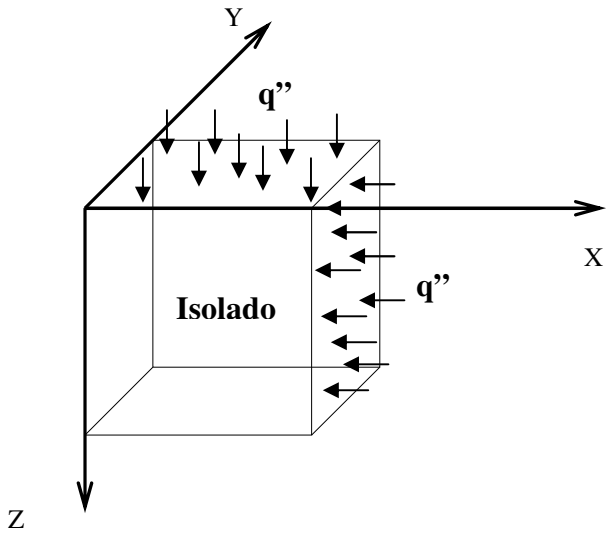


Figura 5.8 – Representação esquemática do primeiro modelo.

No processo de simulação, optou-se por uma malha numérica com 1092727 nós. O intervalo de aquisição da temperatura é de 0,5s e a temperatura inicial do modelo e a temperatura ambiente foram mantidas a 30 ºC. Durante o processo de simulação foram adquiridas as temperaturas nas coordenadas apresentadas na Tab. (5.1) conforme a Fig. (5.9).

Tabela 5.1 – Posições das temperaturas calculadas.

Termopares simulados	X	Y	Z
T1	0,0344	0,0258	0,0172
T2	0,0172	0,0258	0,0344
T3	0,011467	0,0258	0,040133
T4	0,00573	0,0258	0,04587

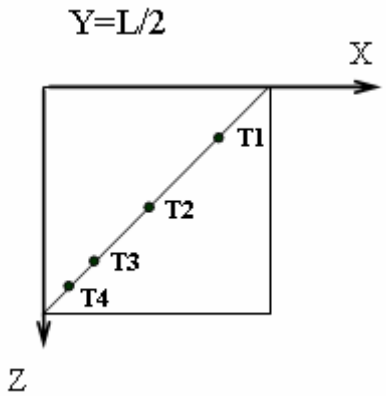


Figura 5.9 – Posições dos sensores de temperatura no modelo térmico sem corte.

No segundo teste, desenvolveu-se um modelo térmico tridimensional triangular de forma a apresentar um perfil de temperatura semelhante àquele obtido a partir do modelo retangular. Este modelo é obtido eliminando-se metade da amostra retangular, conforme apresentado na Fig. (5.10). No processo de simulação do modelo triangular, mantiveram-se as dimensões da amostra, o intervalo de tempo da temperatura, as condições iniciais, a malha numérica, as posições dos sensores da Tab. (5.1) e as propriedades térmicas do material do primeiro teste. A única diferença entre os modelos é quanto ao corte realizado na diagonal.

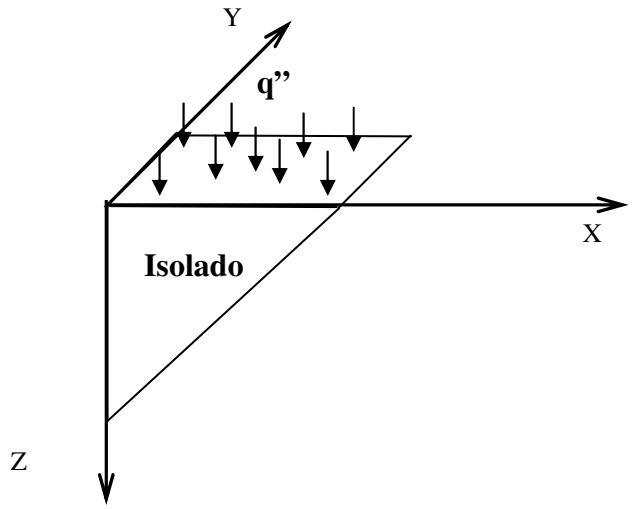


Figura 5.10 – Representação esquemática do modelo térmico triangular.

A Fig. (5.11) apresenta as posições dos sensores de temperatura conforme as coordenadas da Tab. (5.1).

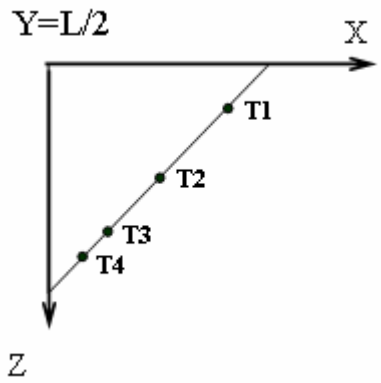


Figura 5.11 – Posições dos sensores de temperatura no modelo térmico com corte.

Dessa forma, fisicamente, por uma questão de simetria, pode-se concluir que as temperaturas da Tab. (5.1), em ambos os modelos propostos, devem apresentar valores semelhantes. Assim, resolvendo numericamente os modelos apresentados anteriormente, pode-se comparar os resultados e analisar a influência do corte no cálculo da temperatura.

Na Fig. (5.12), apresenta-se uma comparação dos campos térmicos desenvolvidos no modelo retangular (sem corte) e triangular (com corte).

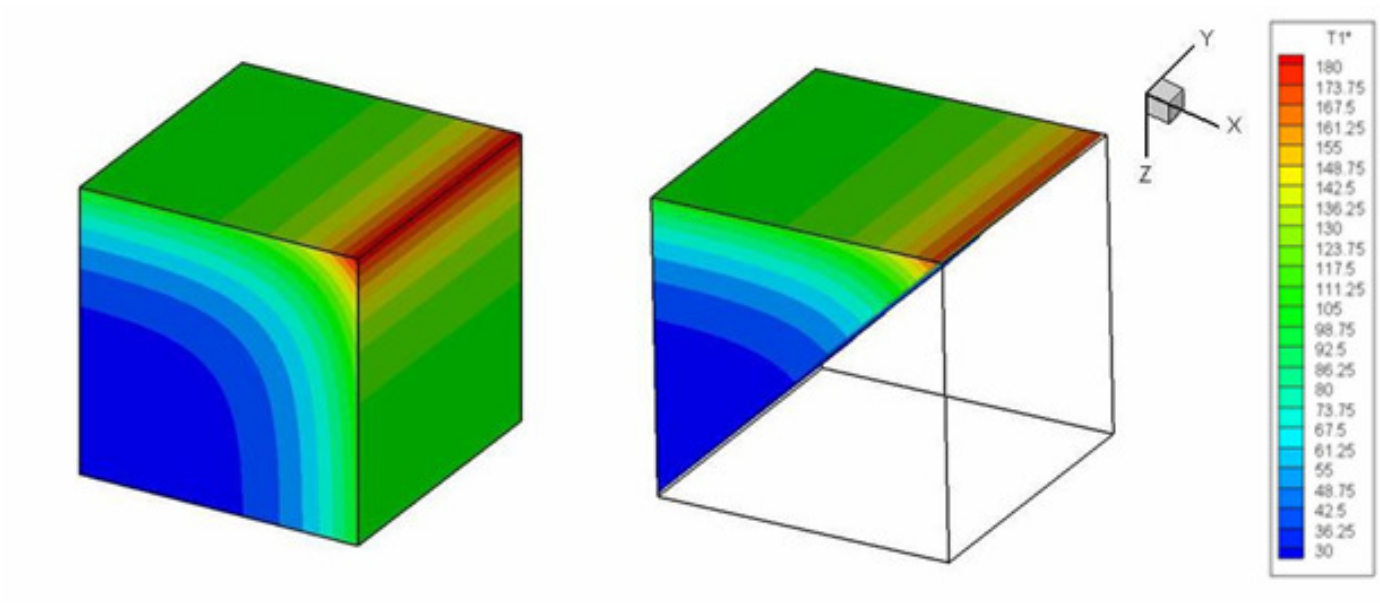


Figura 5.12 – Comparação dos campos térmicos desenvolvidos no modelo retangular (sem corte) e triangular (com corte).

Analisando-se a Fig. (5.12), percebe-se que os dois modelos térmicos apresentam a mesma distribuição térmica tridimensional, o que é visto comparando a semelhança entre as imagens abaixo que mostram as isotermas no plano XZ para Y=L/2, Fig. (5.13).

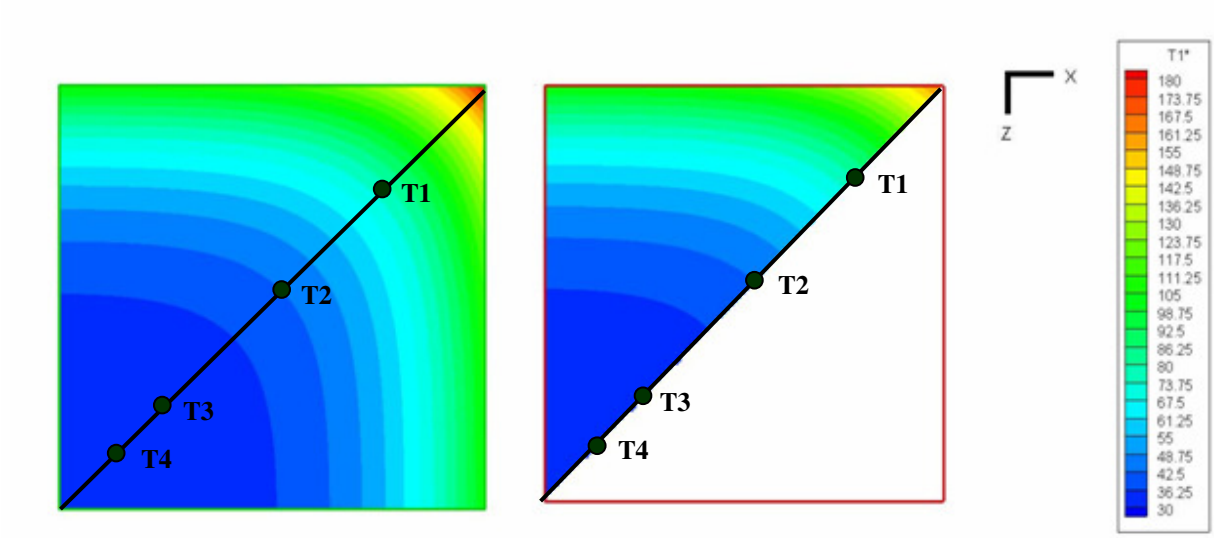
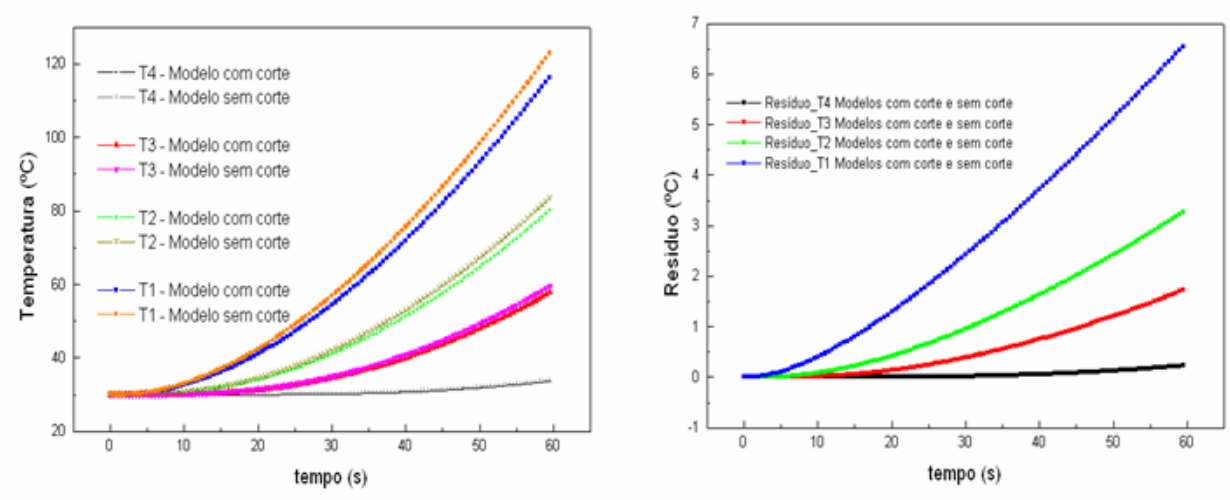


Figura 5.13 – Comparação entre as isotermas no plano de simetria das simulações realizadas.

Analisando a Fig. (5.13), verifica-se claramente a simetria entre os dois modelos o que indica que o corte realizado no modelo térmico retangular não altera o comportamento térmico na amostra. Na Fig. (5.14 a), apresenta-se a comparação

entre as temperaturas medidas em cada modelo conforme as coordenadas da Tab. (5.1).



a) b)

Figura 5.14 – a) Comparação entre as temperaturas medidas em cada modelo conforme as coordenadas da Tab. (5.1). b) Diferença (resíduo) entre as temperaturas.

A partir da análise das temperaturas e dos resíduos, verificam-se resultados muito próximos. Ressalta-se que no processo de simulação da amostra retangular foram usados 1092726 nós o que acarretou em um tempo total de processamento de 150 min. Já na amostra com corte, consideraram-se 546363 nós o que resultou em um tempo total de simulação de 75 min. Além disso, conforme esperado, a presença do degrau na malha com corte gera uma pequena diferença entre as temperaturas calculadas nas posições dos sensores da Tab. (5.1), no entanto, conforme mencionado, este efeito tende a diminuir com o refino da malha.

Diante dos resultados obtidos, conclui-se que a aplicação de cortes no modelo retangular se apresenta como uma metodologia razoável para a simulação de geometrias irregulares. No entanto, vale a pena lembrar que é importante analisar cada modelo, de forma a verificar até onde os erros gerados pelas simplificações ou cortes adotados, influenciam nos resultados calculados.

CAPITULO VI

ANÁLISE E COMPARAÇÃO DE TÉCNICAS INVERSAS A PARTIR DE UM EXPERIMENTO CONTROLADO

6.1 – Introdução

Uma grande dificuldade existente na solução de problemas inversos em transferência de calor reside na validação da técnica usada. Essa dificuldade é inerente ao problema, uma vez que a validação do fluxo térmico estimado exige o conhecimento prévio do fluxo experimental. Observa-se que em problemas inversos reais, como o de usinagem, o fluxo de calor experimental não é conhecido. Assim, para a validação e análise de técnicas inversas, uma alternativa é a realização de um experimento controlado, no qual são medidos na prática o fluxo de calor e a temperatura. Posteriormente, essas grandezas são comparadas com seus respectivos valores estimados para cada uma das técnicas inversas mencionadas no Capítulo 4. A partir deste procedimento torna-se possível identificar as vantagens e desvantagens de cada técnica e por fim selecionar a mais apropriada para a solução do problema térmico de usinagem.

6.2 - Validação das técnicas inversas por meio de um experimento controlado

Uma vez validado o modelo numérico (problema direto), a próxima etapa é validar e analisar as técnicas inversas apresentadas no Capítulo 4, utilizando o experimento controlado demonstrado no Capítulo 5 item 5.2. Assim, a partir das temperaturas apresentadas na Fig. (5.2 b), estima-se o fluxo térmico entregue à ferramenta por meio das quatro técnicas inversas previamente mencionadas: Seção Áurea, Simulated Annealing, Função Especificada e Observadores Dinâmicos.

A Fig. (6.1) apresenta a comparação entre o fluxo de calor experimental e estimado a partir de cada técnica inversa, considerando como caso teste o experimento controlado do item 5.2. Ressaltando que o indice GS nas próximas representa os resultados para a Seção Áurea (Golden Section).

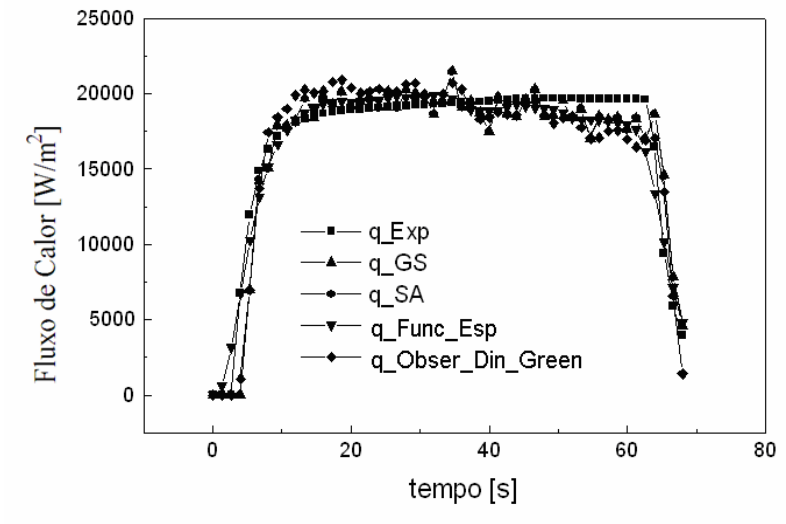


Figura 6.1 – Comparação entre o fluxo de calor experimental e estimado a partir das técnicas inversas.

A partir da análise da figura anterior, percebe-se que as quatro técnicas apresentaram resultados satisfatórios na estimativa do fluxo de calor, pois se aproximaram do resultado experimental. Além disso, analisando-se as Figs. (6.2), verifica-se uma boa concordância entre as temperaturas experimentais e aquelas calculadas para cada uma das técnicas inversas.

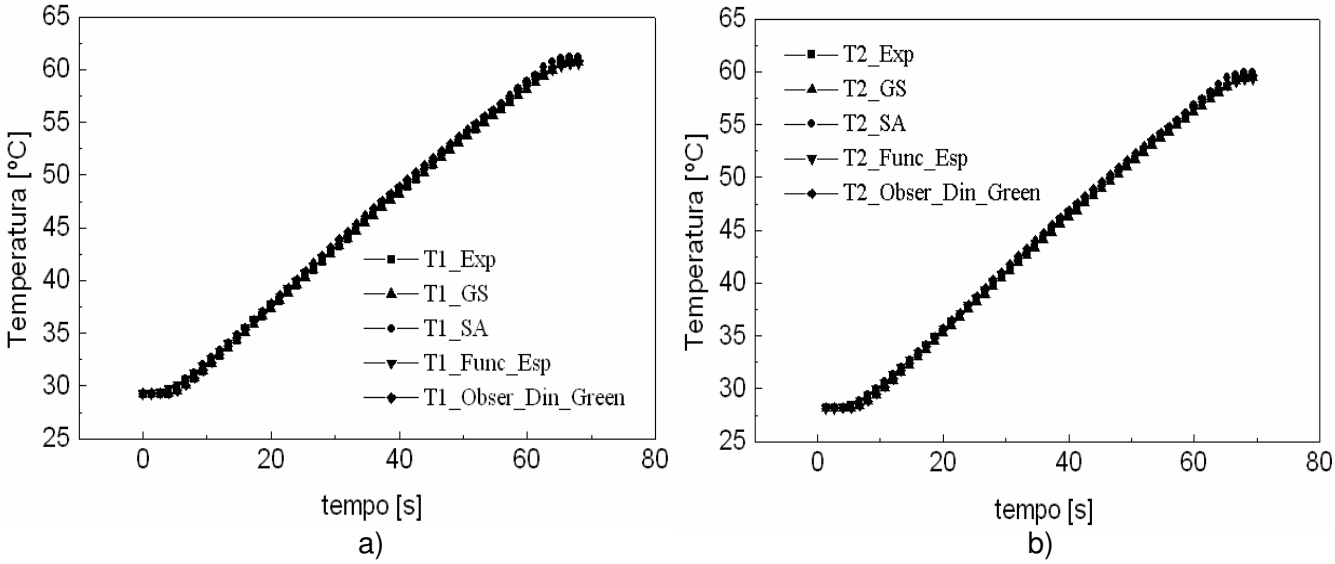


Figura 6.2 – Comparação entre as temperaturas experimentais e calculadas a partir de cada técnica inversa. a) Termopar 1 ($T1$); b) Termopar 2 ($T2$).

Na Fig. (6.3) apresentam-se os gráficos do resíduo entre o fluxo de calor experimental e aqueles estimados a partir das técnicas inversas e na Tab. (6.1) tem-se o ranking das técnicas inversas baseado na análise do resíduo médio entre o fluxo experimental e estimado.

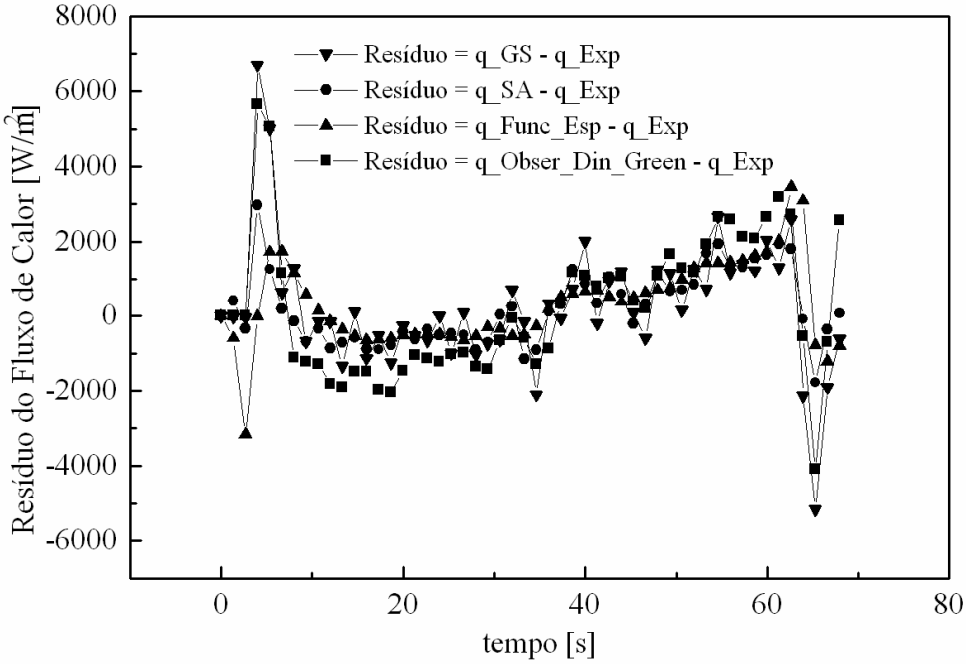


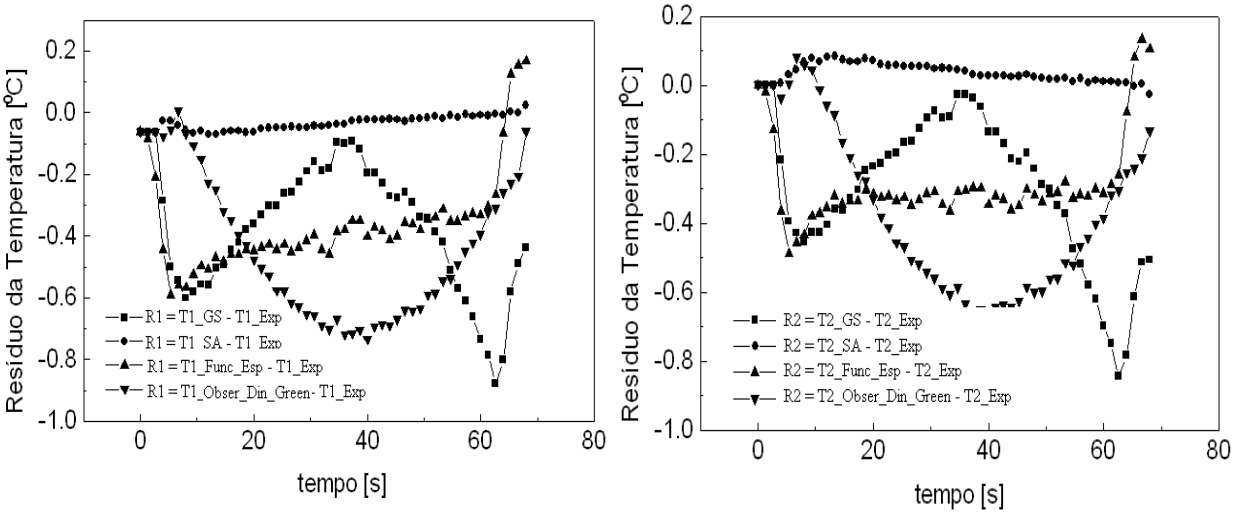
Figura 6.3 - Resíduo entre o fluxo de calor experimental e os estimados pelas técnicas.

Tabela 6.1 – Ranking das técnicas inversas baseado na análise do resíduo médio entre o fluxo de calor experimental e estimado.

Ranking	***Técnica Inversa***	***Resíduo Médio (Fig. 6.3) [W/m²]***
1°	Simulated Annealing (SA)	130,10
2°	Seção Áurea (GS)	138,10
3°	Função Especificada Seqüencial (Func_Esp)	244,70
4°	Observadores Dinâmicos (Obser_Din_Green)	297,37

A partir da análise da Fig. (6.3) e da Tab. (6.1), verifica-se que a técnica que apresenta o menor resíduo é a do Simulated Annealing, seguido pela Seção Áurea, Função Especificada e Observadores Dinâmicos.

Na Figs. (6.4) e na Tab. (6.2), por sua vez, são apresentados, respectivamente, os gráficos dos resíduos entre as temperaturas experimentais e calculadas e o ranking das técnicas inversas baseado na análise do resíduo médio entre as temperaturas.



a) b)

Figura 6.4 - Resíduo entre as temperaturas experimentais e as calculadas. a) Resíduo em relação ao Termopar 1 ($T1$); b) Resíduo em relação ao Termopar 2 ($T2$).

Tabela 6.2 – Ranking das técnicas inversas baseado na análise do resíduo médio entre as temperaturas calculadas e experimentais.

Ranking	***Técnica Inversa***	***Resíduo (Fig. 6.4a) [°C]***	***Resíduo (Fig. 6.4b) [°C]***
1°	Simulated Annealing (SA)	0,03449	0,03521
2°	Seção Áurea (GS)	0,35705	0,2875
3°	Função Especificada Seqüencial (Func_Esp)	0,3744	0,30143
4°	Observadores Dinâmicos (Obser_Din_Green)	0,43922	0,36816

A partir da análise dos resultados anteriores, verifica-se que novamente o menor resíduo é obtido por meio da técnica do Simulated Annealing, fato este que comprova a robustez e eficiência desta técnica de otimização.

Outra análise realizada foi com relação ao tempo computacional para solução de cada técnica inversa. A Tab. (6.3) apresenta os resultados obtidos.

Tabela 6.3 – Tempo computacional para a solução de cada técnica inversa.

Ranking	***Técnica Inversa***	***Tempo Computacional [min]***
1°	Função Especificada Seqüencial (Func_Esp) e Observadores Dinâmicos (Obser_Din_Green)	2
2°	Seção Áurea (GS)	36
3°	Simulated Annealing (SA)	37

Observando a Tab. (6.3), verifica-se que as técnicas inversas baseadas no Simulated Annealing e na Seção Áurea apresentam um alto tempo computacional quando comparadas às técnicas da Função Seqüencial Especificada e a dos Observadores Dinâmicos.

Além da comparação entre os tempos computacionais e resíduos em relação aos dados experimentais, pode-se mencionar também a dificuldade de implementação e de ajuste dos parâmetros de cada técnica de acordo com o ranking apresentado nas Tabs. (6.4) e (6.5):

Tabela 6.4 – Dificuldade de implementação das técnicas inversas.

Ranking	***Técnica Inversa***
1°	Observadores Dinâmicos (Obser_Din_Green)
2°	Simulated Annealing (SA)
3°	Função Especificada Seqüencial (Func_Esp)
4°	Seção Áurea (GS)

Tabela 6.5 – Dificuldade de ajuste dos parâmetros necessários para a solução inversa.

Ranking	***Técnica Inversa***
1°	Simulated Annealing (SA)
2°	Observadores Dinâmicos (Obser_Din_Green)
3°	Função Especificada Seqüencial (Func_Esp)
4°	Seção Áurea (GS)

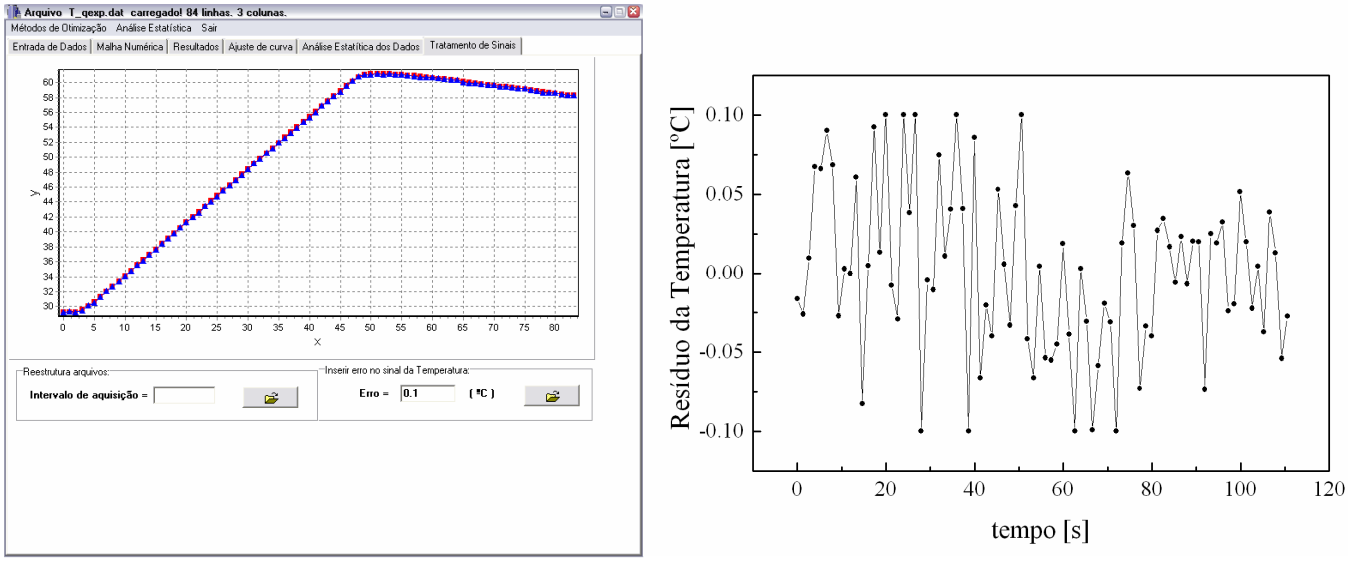
A partir da análise dos resultados anteriores, verificou-se que todas as técnicas inversas foram validadas e também eficientes na solução do problema inverso. Além disso, destaca-se que a técnica do Simulated Annealing foi a que apresentou os melhores resultados, no entanto, a um alto custo computacional, grau de dificuldade de implementação moderada e alta dificuldade para ajuste de parâmetros.

Ressalta-se que os resultados obtidos anteriormente foram para um experimento controlado, no qual, calibraram-se previamente todos os equipamentos e minimizou-se ao máximo qualquer ruído externo que pudesse interferir na leitura da temperatura ou do fluxo experimental. No entanto, sabe-se que num processo real de usinagem por torneamento não se tem acesso à área de contato cavaco ferramenta o que inviabiliza a medição direta do fluxo de calor. Restam, portanto, apenas informações da temperatura experimental adquirida em regiões próximas à interface de corte, acessíveis aos termopares. Neste caso, ruídos elétricos ou mecânicos (choque entre cavacos e termopar) podem interferir na leitura do sinal experimental da temperatura. Nesse sentido, optou-se na seqüência em realizar uma análise da influência de ruídos na solução inversa obtida por cada técnica.

6.3 – Análise da influência de ruídos no sinal experimental da temperatura e na solução do problema inverso

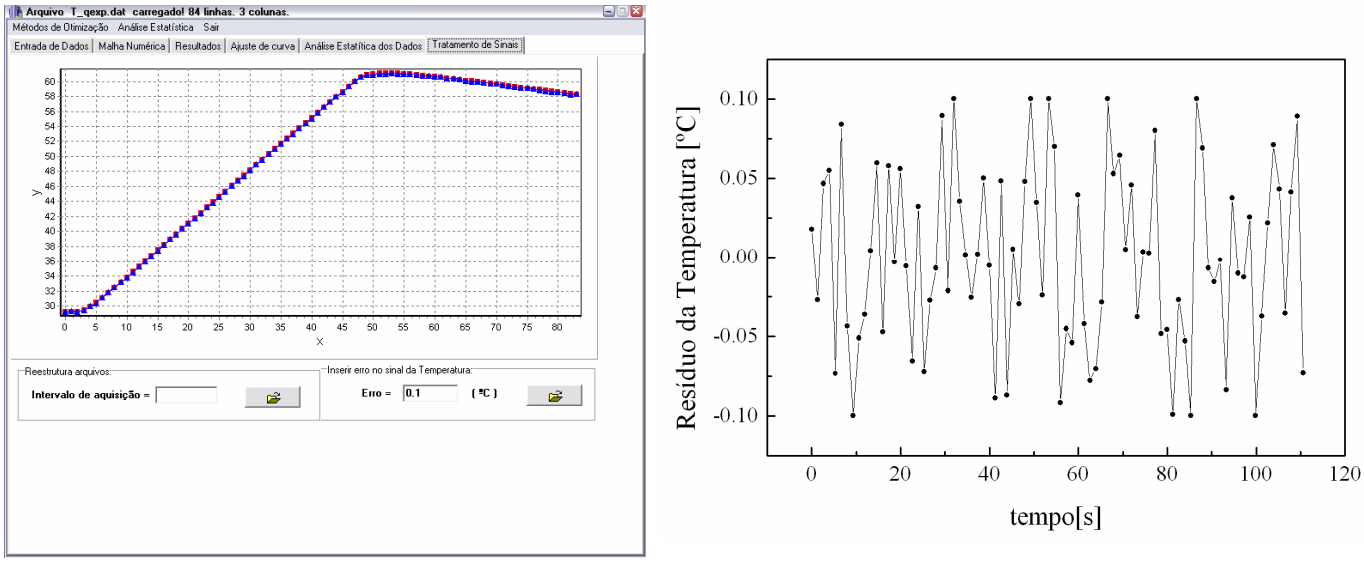
O objetivo desta etapa é analisar o comportamento de cada técnica inversa em relação a ruídos presentes no sinal experimental da temperatura. Nesse sentido, propõe-se utilizar novamente o experimento controlado do Capítulo 5 e inserir ruídos no sinal experimental da temperatura. Assim, optou-se por adicionar um ruído aleatório de 0,1 ºC no sinal experimental dos termopares $T1$ e $T2$ da Fig. (5.2b). Este

procedimento foi feito por meio do software INV 3D, que possui ferramentas específicas que possibilitam este tipo de ajuste, conforme apresentado nas Figs. (6.5) e (6.6).



a) b)

Figura 6.5 – a) Comparação entre a temperatura do Termopar ($T1$) sem ruído (em azul) e com ruído médio de ± 0,1 ºC (em vermelho). b) Resíduo entre as temperaturas com e sem ruído.



a) b)

Figura 6.6 – a) Comparação entre a temperatura do Termopar ($T2$) sem ruído (em azul) e com ruído médio de ± 0,1 ºC (em vermelho). b) Resíduo entre as temperaturas com e sem ruído.

De posse dessas novas temperaturas, resolveu-se novamente o problema inverso a partir das quatro técnicas inversas. Os resultados são apresentados na Fig.(6.7).

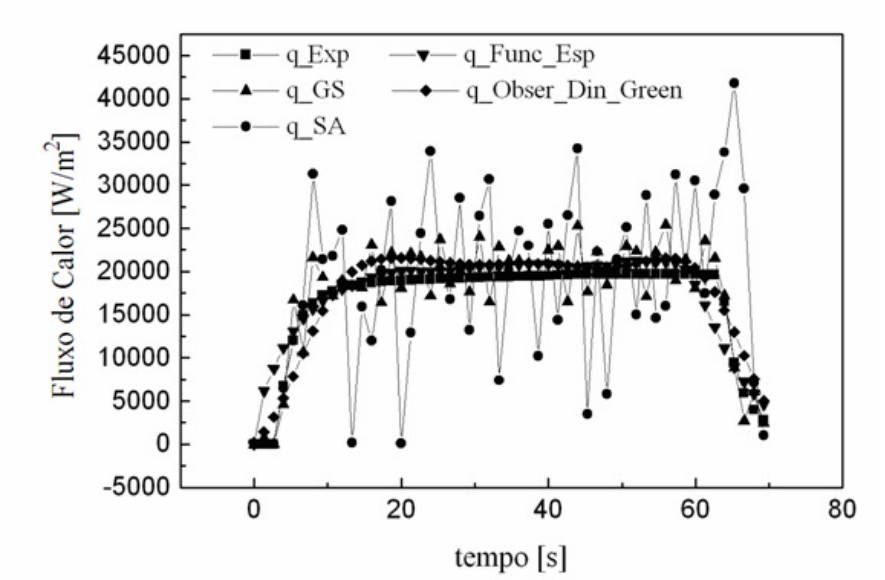


Figura 6.7 – Comparação entre o fluxo de calor experimental e estimado por meio de cada técnica, considerando um ruído médio de ± 0,1 ºC nas temperaturas experimentais.

Na Fig. (6.8), apresenta-se o resíduo entre o fluxo de calor experimental e estimado por meio de cada técnica inversa.

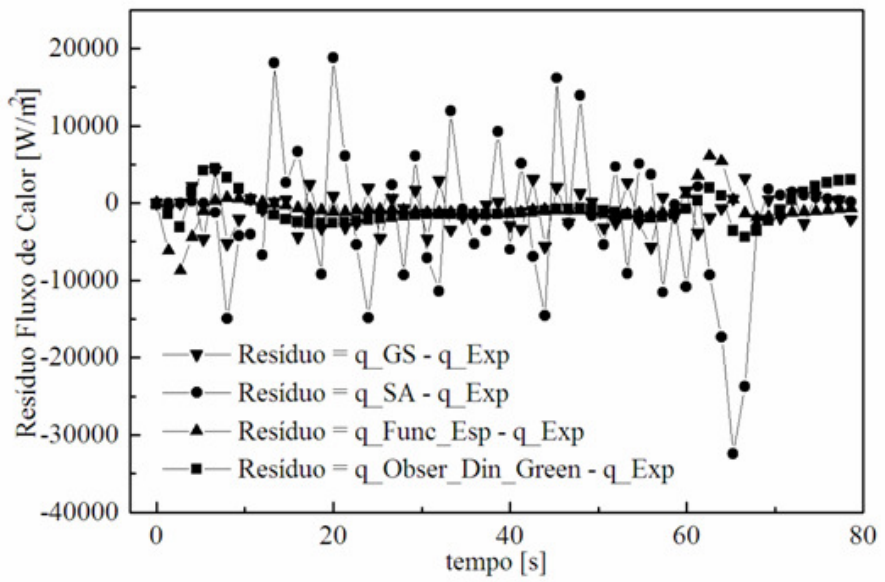


Figura 6.8 – Resíduo entre o fluxo de calor experimental e estimado por meio de cada técnica considerando ruído nas temperaturas experimentais.

Nas Fig. (6.7) e (6.8), verifica-se que as técnicas do Simulated Annealing e Seção Áurea sofreram forte influência com a introdução de ruídos nas temperaturas experimentais. No entanto, as técnicas da Função Especificada e Observadores Dinâmicos conseguiram, mesmo com a presença do ruído, estimar um fluxo de calor próximo do perfil experimental.

Para uma melhor compreensão da influência do ruído no sinal experimental das temperaturas, a Tab. (6.6) apresenta o ranking das técnicas inversas baseado na análise do resíduo médio entre o fluxo de calor experimental e estimado.

Tabela 6.6 – Ranking das técnicas inversas baseado na análise do resíduo médio entre o fluxo de calor experimental e estimado, para o caso de um ruído médio ± 0,1ºC no sinal experimental da temperatura.

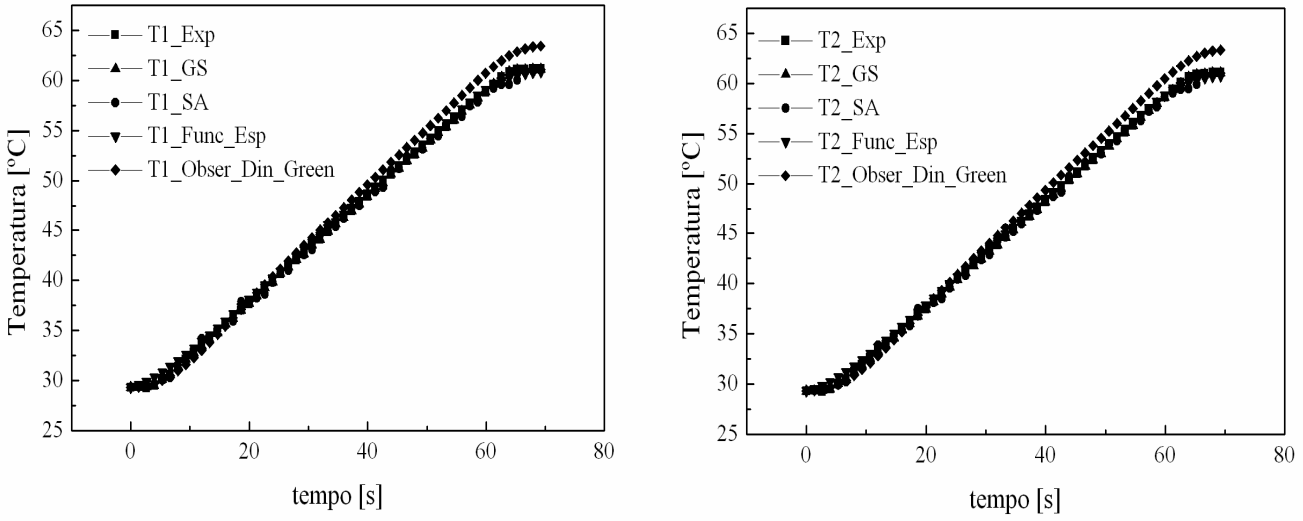
Ranking	***Técnica Inversa***	***Resíduo (Fig. 6.6) [W/m²]***
1°	Observadores Dinâmicos (Obser_Din_Green)	315.84
2°	Função Especificada Seqüencial (Func_Esp)	342.23
3°	Seção Áurea (GS)	713.70
4°	Simulated Annealing (SA)	1685.10

Na tabela anterior verifica-se que, na presença de ruídos, as técnicas dos Observadores Dinâmicos e da Função Especificada se sobressaem em relação às técnicas da Seção Áurea e do Simulated Annealing. Este fato pode ser explicado devido às características de cada técnica inversa. Enquanto a Seção Áurea e o Simulated Annealing trabalham com uma análise pontual das temperaturas, ou seja, estimam uma componente de fluxo de calor para cada tempo individualmente, as técnicas dos Observadores Dinâmicos e Função Especificada, fazem uso de filtros e tempos futuros, respectivamente, o que proporciona uma maior robustez ao processo de estimação e reduz a influência dos ruídos.

Apesar dos bons resultados obtidos com as técnicas inversas que trabalham com filtros e tempos futuros, verifica-se que um ruído de ± 0,1 ºC no sinal experimental da temperatura interfere de forma significativa na estimativa do fluxo de calor o que proporciona um aumento no resíduo médio em relação ao experimento. Este fato é claramente evidenciado comparando-se as Tabs. (6.1) e (6.6), ou seja, nota-se um aumento no resíduo médio de 18 W/m² no caso dos Observadores Dinâmicos, 98W/m²

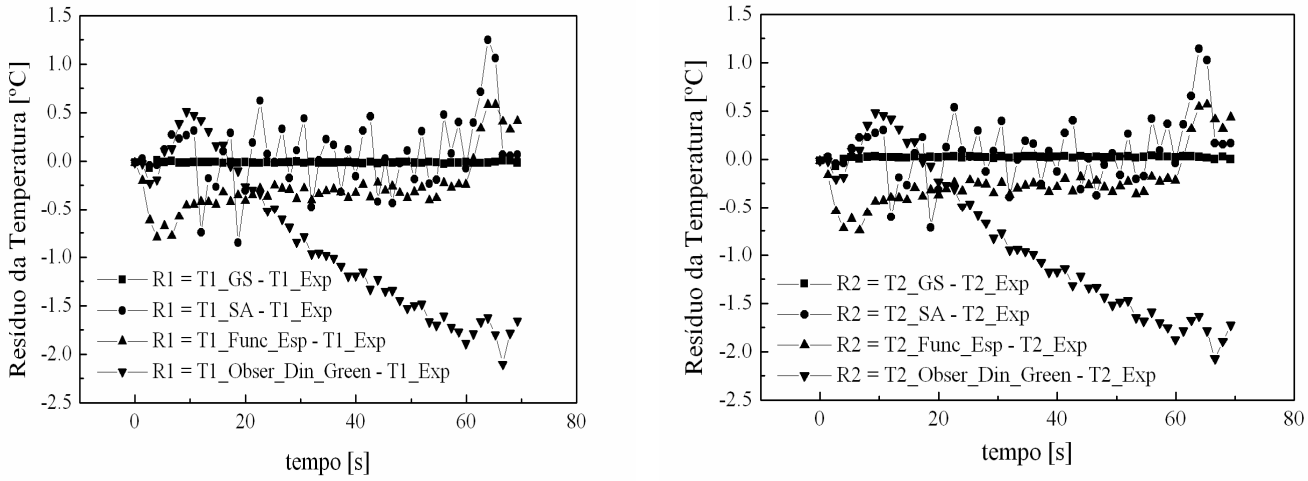
para a Função Especificada, 575 W/m² para a Seção Áurea e 1555 W/m² para o caso do Simulated Annealing.

Por fim, as Figs. (6.9) e Figs. (6.10) apresentam uma comparação entre as temperaturas experimentais com ruído e calculadas a partir de cada técnica inversa.



a) b)

Figura 6.9 – Comparação entre a temperatura experimental com ruído médio de ± 0,1 ºC e a calculada a partir das técnicas inversas. a) Análise do Termopar ($T1$); b) Análise do Termopar ($T2$).



a) b)

Figura 6.10 - Resíduo entre a temperatura experimental com ruído médio de ± 0,1 ºC e a calculada a partir das técnicas inversas. a) Análise do Termopar 1; b) Análise do Termopar 2.

Apesar de algumas técnicas não estimarem de forma satisfatória o fluxo de calor, nota-se na Fig. (6.9) que todas apresentaram temperaturas próximas às

experimentais. Este comportamento já era esperado, uma vez que a função objetivo avaliada em todas as técnicas inversas é uma função erro quadrático (Eq. 4.1), definida pelo quadrado da diferença entre as temperaturas medidas na amostra Y, e as temperaturas calculadas T pelo modelo teórico.

Porém, como cada técnica trabalha com um conjunto de formulações matemáticas e métodos diferentes, sendo que cada uma pode ser influenciada de forma diferente pelas condições experimentais, deve-se buscar analisar detalhadamente cada técnica em parceria ao experimento em estudo. Deste modo, pode-se verificar os pontos fracos e fortes de cada técnica e assim determinar em quais situações uma técnica será mais apropriada que a outra.

Voltando à Fig. (6.10), verifica-se que o menor resíduo entre as temperaturas experimentais e calculadas é obtido a partir da técnica da Seção Áurea, conforme apresentado na Tab. (6.7).

Tabela 6.7 – Ranking das técnicas inversas baseado na análise do resíduo médio entre as temperaturas calculadas e experimentais.

Ranking	***Técnica Inversa***	***Resíduo (Fig. 6.9a) [°C]***	***Resíduo (Fig. 6.9b) [°C]***
1°	Seção Áurea (GS)	0,041	0,017
2°	Simulated Annealing (SA)	0,061	0,087
3°	Função Especificada Seqüencial (Func_Esp)	0,104	0,081
4°	Observadores Dinâmicos (Obser_Din_Green)	0,92	0,87

Com relação ao tempo computacional gasto na solução de cada técnica inversa, não houve uma variação significativa mantendo os mesmos valores da Tab. (6.3). Já com relação ao ajuste da técnica inversa para simular o problema térmico com ruído, ressalta-se uma grande dificuldade em se ajustar os parâmetros de recozimento no Simulated Annealing.

Uma vez realizada à análise de todas as técnicas, foram levantadas as seguintes conclusões:

- Todas as técnicas podem ser utilizadas para experimentos simples, bem controlados e com pouco ruído;

- As técnicas da Seção Áurea e do Simulated Annealing sofrem forte influência de ruídos no sinal experimental da temperatura;

- A técnica da Seção Áurea é a que apresenta o menor resíduo médio entre as temperaturas calculadas e experimentais, apesar de não estimar corretamente o fluxo quando da presença de ruídos;

- A técnica da Seção Áurea e a do Simulated Annealing apresentam um alto tempo computacional quando comparadas às técnicas da Função Especificada Seqüencial e dos Observadores Dinâmicos Baseados em Funções de Green;

- Comparando-se o fluxo de calor estimado pelas técnicas da Função Especificada Seqüencial e dos Observadores Dinâmicos, com e sem ruído no sinal da temperatura, conclui-se que ambas conseguiram estimar de forma satisfatória o fluxo experimental;

- Ajustar os parâmetros de recozimento do Simulated Annealing para o caso de temperaturas com ruído, é uma tarefa desgastante e que pode levar horas de trabalho.

Assim, a partir do disposto anteriormente, conclui-se que a técnica escolhida para a solução inversa do problema térmico de usinagem deve aliar as seguintes características:

- Baixo nível de dificuldade de implementação computacional;
- Facilidade de ajuste dos parâmetros iniciais para a simulação;
- Baixo tempo computacional;
- Sofrer pouca influência de ruídos no sinal experimental da temperatura;

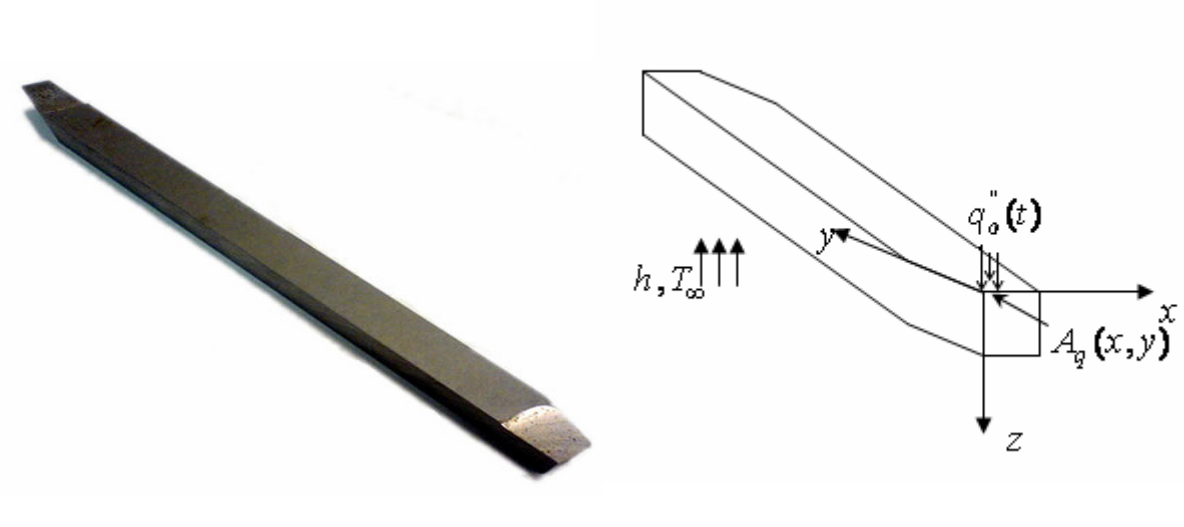
De posse de todas essas informações, conclui-se que, dentre as técnicas analisadas, a única que alia todos esses quesitos é a da Função Especificada Seqüencial proposta por Beck et al (1985), sendo esta, portanto, a metodologia inversa aplicada na solução do problema térmico de usinagem por torneamento.

CAPITULO VII

DEFINIÇÃO DO PROBLEMA FÍSICO E DESENVOLVIMENTO E ANÁLISE NUMÉRICA DO MODELO TÉRMICO DO PROCESSO DE USINAGEM POR TORNEAMENTO

7.1 – Definição do problema físico e desenvolvimento do modelo numérico para a solução do problema térmico de usinagem por torneamento

O problema físico consiste em um processo tridimensional transiente de usinagem por torneamento, no qual se deseja obter a distribuição de temperatura e o fluxo de calor gerado na ferramenta de corte. A Fig. (7.1) apresenta a ferramenta de corte real e o modelo físico adotado.



a) b)

Figura 7.1 – a) Ferramenta de aço-rápido. b) Modelo físico da ferramenta.

Ressalta-se que a escolha desta ferramenta de aço-rápido se deve a seu grande uso nas industriais no que se refere confecção de peças e também por esta

ferramenta ter sido utilizada por Luiz (2007) no seu trabalho. Assim, pode-se comparar os resultados encontrados neste trabalho com os obtidos por ele.

Analisando-se a Fig. (7.1), pode-se notar algumas simplificações geométricas no modelo térmico (Fig. 7.1b) quando comparado à ferramenta real (Fig. 7.1a). Por exemplo, observa-se que a ferramenta real possui um ângulo de saída em relação ao eixo x e um ângulo de folga em relação ao eixo z. Entretanto, do ponto de vista computacional ou de simulação do processo de torneamento, estes ângulos de saída e de folga não tem relevância, uma vez que estes são relativamente pequenos. Assim, optou-se por não adotar tais parâmetros na confecção do modelo térmico.

Para a construção do modelo térmico da ferramenta de corte, parte-se de uma geometria retangular. Neste caso, o software INV 3D oferece ferramentas que permitem ao usuário aplicar planos de cortes na malha numérica de forma a se considerar no domínio de cálculo apenas a geometria da ferramenta de corte. As etapas para a construção do modelo térmico são apresentadas nas Figs. (7.2) e (7.3).

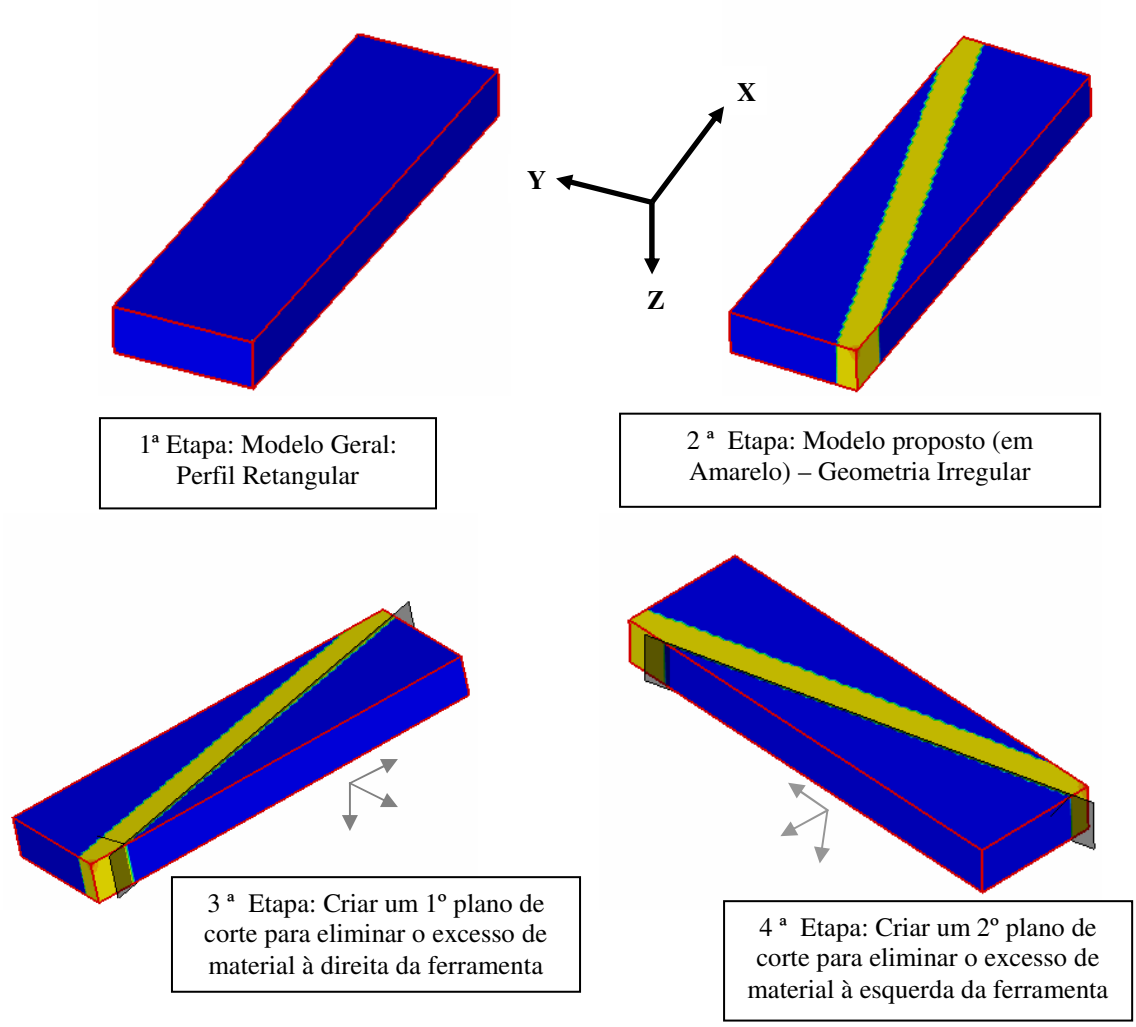


Figura 7.2 – Etapas para a obtenção da geometria da ferramenta de corte a partir do perfil retangular

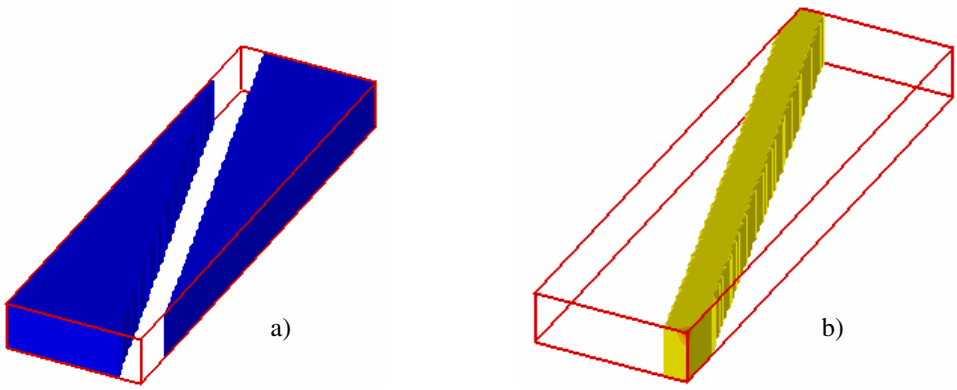


Figura 7.3 – a) Superfície eliminada; b) Geometria da ferramenta de corte.

Ressalta-se que a geometria da ferramenta e suas simplificações são fornecidas ao software por meio de coordenadas reais, medidas na ferramenta, e têm como objetivo simplificar e facilitar o processo de modelagem e implementação computacional. Assim, para definir corretamente a geometria do modelo parte-se das dimensões da ferramenta de corte conforme apresentado na Fig. (7.4).

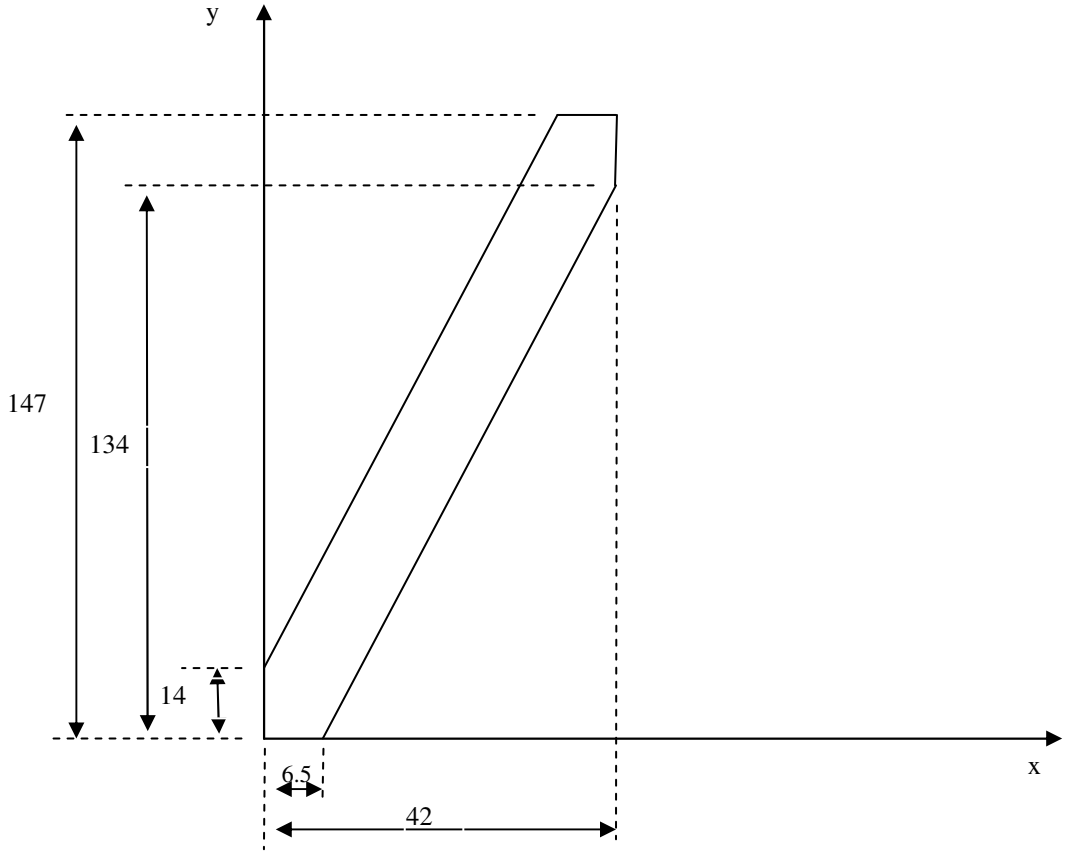


Figura 7.4 – Dimensões da ferramenta de aço-rápido (unidade mm). Dimensão em z = 9.5 mm.

Por sua vez, o problema térmico apresentado na Fig. (7.1), é descrito pela equação da difusão de calor tridimensional transiente e resolvido numericamente conforme apresentado no Capítulo 3.

Uma vez definido o modelo numérico da ferramenta, torna-se necessário fazer uma análise de convergência da malha numérica, avaliar o balanço de energia e analisar o fator de relaxação do solver, (CARVALHO, 2005), aplicado na solução do sistema linear para redução do tempo computacional.

7.2 – Teste de convergência da malha numérica

Antes de realizar o teste de convergência, é interessante definir o que é uma malha numérica. A malha numérica consiste em discretizar um domínio geométrico, utilizando formas triangulares ou quadriláteras para duas dimensões e formas tetraédricas ou hexaédricas, para três dimensões, entre outras possíveis formas geométricas.

Além disto, as malhas podem ser de dois tipos: estruturadas e não estruturadas. Estes tipos são definidos de acordo com a conectividade dos seus pontos. As Malhas Estruturadas apresentam uma conectividade regular, o que significa que todos os seus pontos interiores têm o mesmo número de vizinhos. Uma malha não estruturada tem conectividade irregular, ou seja, cada ponto possui um número diferente de vizinhos. Neste trabalho será utilizado a forma tetraédrica e estruturada.

Definida a forma e o tipo da malha, a próxima análise é com relação às dimensões da malha que possa fornecer resultados confiáveis. Assim, a partir do modelo térmico definido anteriormente, de um fluxo de calor simulado (Fig. 7.5) e de sensores posicionados em regiões do modelo térmico (Tab. 7.1), será realizada a análise de convergência da malha numérica.

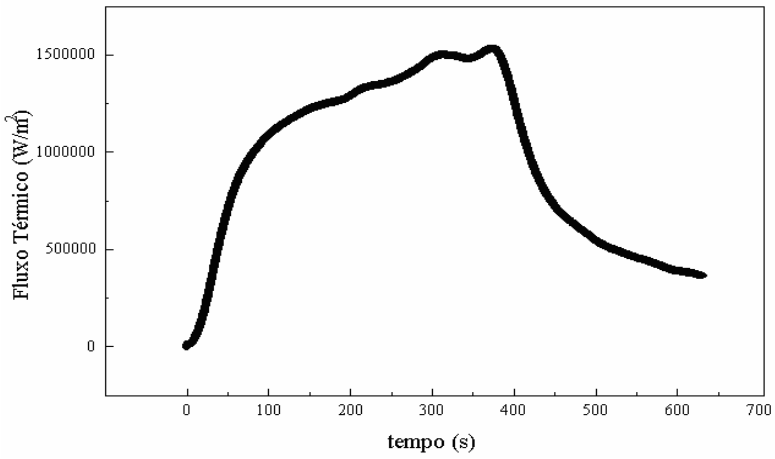


Figura 7.5 – Fluxo de calor utilizado no modelo térmico da ferramenta de usinagem.

Tabela 7.1 - Posição dos sensores no modelo térmico segundo os eixos de coordenadas definido na Fig. (7.1).

Posição	***T1***	***T 2***	***T3***	***T4***
X [mm]	6,1	0,0	3,3	2,0
Y [mm]	7,2	9,0	7,0	3,4
Z [mm]	0,0	5,0	9,5	9,5

O teste de convergência consiste em analisar diferentes dimensões de malhas e verificar a influência destas nas temperaturas calculadas pelo modelo térmico. Por fim, escolhida a malha ideal, faz-se uma análise do balanço de energia. Assim, para o modelo térmico proposto foram analisadas as seguintes malhas:

Tabela 7.2 – Malhas utilizadas para análise de convergência.

Dimensões	***Numeração da malha1***	***Numero de nós***
1 mm em todo o modelo	Malha Nº. 1	55566
0,8 mm em todo o modelo	Malha Nº. 2	134420
0,5 mm em todo o modelo	Malha Nº. 3	483664
0,4 mm em todo o modelo	Malha Nº. 4	927360
0,5 mm na área do fluxo e 1 mm no resto do modelo	Malha Nº. 5	76912
0,06 mm na área do fluxo, 0,5 mm logo após a área do fluxo e 1 mm no resto do modelo	Malha Nº. 6	223944

Na Tab. (7.2) as malhas de Nº. 1 a 4 são regulares e as demais são irregulares. Ressalta-se que as malhas são geradas no software INV 3D conforme Carvalho (2005). Em todos os testes foram utilizados os seguintes parâmetros: intervalo de tempo de 0,448 s, temperatura inicial e ambiente iguais a 30,71 ºC, coeficiente de convecção constante de 20 W/m^2K, tempo total de 639,744 s e área retangular sujeita a fluxo de calor de 0.7859 mm^2.

A partir da solução do problema direto foi possível comparar as temperaturas medidas pelos sensores da Tab. (7.1). A Fig. (7.6) apresenta os resultados obtidos para o sensor T1:

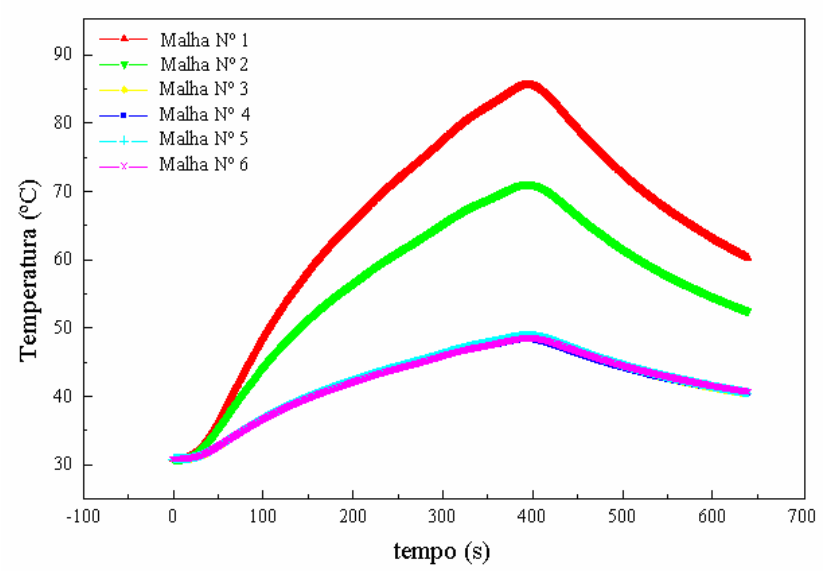


Figura 7.6 - Comparação entre as temperaturas calculadas no sensor $T1$ para as diferentes malhas apresentadas na Tab. (7.1).

De acordo com a Fig. (7.6), percebe-se que a temperatura tende a diminuir para malhas com uma maior quantidade de nós. Além disso, nota-se que a partir da malha Nº. 3 a faixa de variação de temperatura é muito pequena, o que confirma que as malhas de Nº. 3 a 6 não influenciam no cálculo da temperatura. Na Fig. (7.7) é possível visualizar melhor esses resultados.

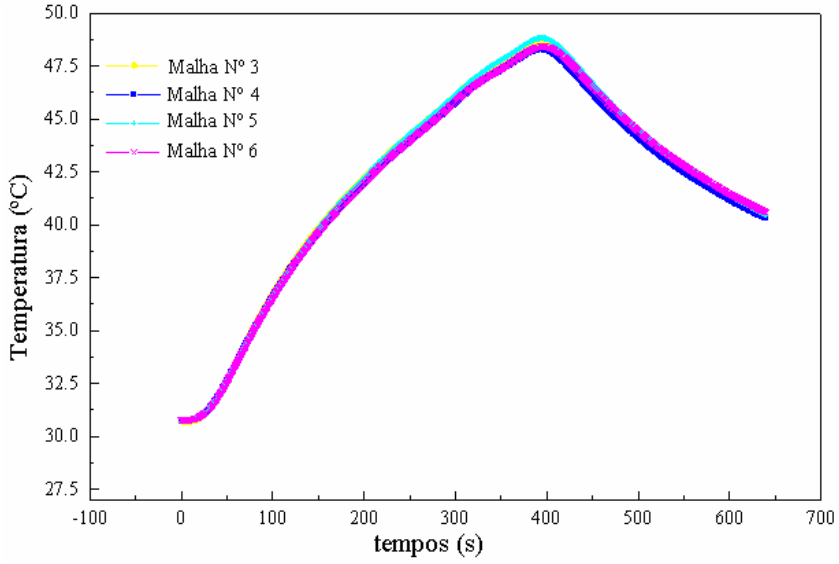


Figura 7.7 - Comparação entre as temperaturas calculadas no sensor T1 para as Malhas de Nº 3 a 6.

Comparando-se os resultados das malhas de Nº. 3 a 6, percebe-se que houve pouca diferença quanto ao valor das temperaturas calculadas. Além disso, o resíduo entre as malhas é praticamente desprezível, ou seja, o maior resíduo identificado é

inferior a 0,4 ºC, o que representa um erro de 0,7 % de uma malha para outra. Outra análise realizada foi com relação ao tempo computacional. A Tab. (7.3) apresenta os resultados obtidos.

Tabela 7.3 – Tempo gasto por cada malha utilizada para análise de convergência.

Malha	Nº. 1	Nº.2	Nº.3	Nº.4	Nº.5	Nº.6
Tempo Computacional (s)	460	1114	4009	7688	660	1856

De posse desses resultados, optou-se pela malha de Nº. 5 que alia uma pequena quantidade de nós (Tab. 7.2), baixo custo computacional (Tab. 7.3) e qualidade nos resultados. De posse da malha ideal, a próxima etapa consiste em verificar se o princípio do balanço de energia é respeitado.

7.3 – Análise do balanço de energia

No desenvolvimento e implementação do modelo numérico, falhas no algoritmo computacional e imprecisões na solução do sistema linear podem introduzir erros na solução do problema térmico. Assim, o objetivo desta etapa é verificar se numericamente toda a energia fornecida ao modelo térmico é igual à soma da parcela de energia acumulada e perdida para o meio. Para uma melhor compreensão do procedimento numérico para análise do balanço de energia considere a Fig. (7.8).

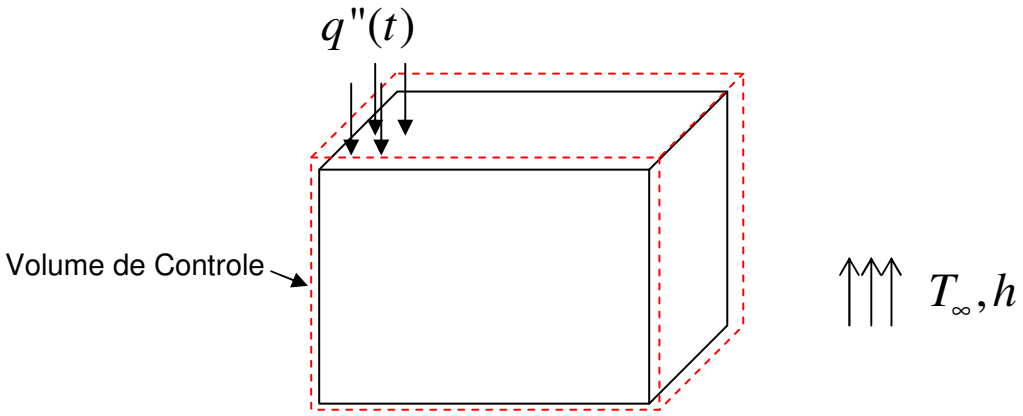


Figura 7.8 – Modelo térmico tridimensional

Considere o volume de controle sobre o problema térmico proposto. Neste caso, aplicando-se o princípio do balanço de energia tem-se:

$$q_e - q_s = \rho Cp \frac{\partial T}{\partial t} V \tag{7.5}$$

onde q_e é a energia fornecida na forma de calor, q_s é a energia perdida para o meio por convecção e $\rho Cp \frac{\partial T}{\partial t} V$ é a energia acumulada no modelo. Logo, tem-se que:

$$q''(t) A_{xy} - hA_h (T_f - T_\infty) = \frac{k}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \Delta x \Delta y \Delta z \tag{7.6}$$

onde A_{xy} é a área submetida ao fluxo de calor, A_h a área submetida à transferência de calor por convecção, T_f a temperatura da face do volume e $\frac{\lambda}{\alpha} = \rho Cp$.

Neste caso, a partir de um nó genérico (i, j, k) da malha numérica, integrando e rearranjando a Eq. (7.6), tem-se:

$$q''(t).A_{xy} - h.A_h.(T_{f_{i,j,k}}^{t+\Delta t} - T_\infty) = \frac{k}{\alpha}.\frac{T_{i,j,k}^{t+\Delta t} - T_{i,j,k}^{t}}{\Delta t}.\Delta x \Delta y \Delta z\,. \tag{7.7}$$

Resolvendo-se a equação acima para uma malha de n_x, n_y, n_z nós, tem-se finalmente que:

$$\begin{aligned} q''(t).A_{xy} &= \frac{\lambda.\Delta x.\Delta y.\Delta z}{\alpha.\Delta t} \sum_{i=1}^{n_x} \sum_{j=1}^{n_y} \sum_{k=1}^{n_z} \left(T_{i,j,k}^{t+\Delta t} - T_{i,j,k}^{t} \right) \\ &+ h. \sum_{i=1}^{n_x} \sum_{j=1}^{n_y} \sum_{k=1}^{n_z} \left[A_h \cdot \left(T_{f_{i,j,k}}^{t+\Delta t} - T_\infty \right) \right] \end{aligned} \tag{7.8}$$

Esta última equação nos mostra que, para o problema térmico proposto, a conservação de energia será obedecida se a energia fornecida na forma de fluxo de calor for igual à soma da parcela da energia acumulada em cada volume finito da amostra e da energia perdida por convecção nas fronteiras dos volumes. Caso estes valores coincidam, tem-se uma confirmação de que a discretização e implementação numérica do problema está correta.

Assim, considerando o fluxo de calor apresentado na Fig. (7.5) e a malha de Nº 5, realizou-se uma análise do balanço de energia conforme apresentado na Fig. (7.9).

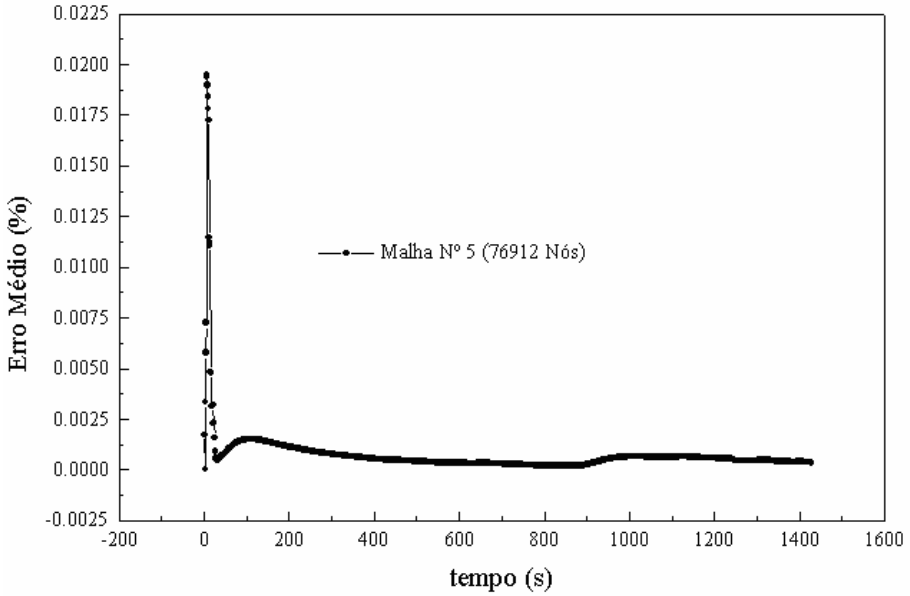


Figura 7.9 – Erro médio calculado para o balanço de energia.

Na fig. (7.9), verifica-se um erro máximo inferior a 0,02 %, o que confirma, numericamente, que o balanço de energia está sendo respeitado.

Por fim, objetivando uma redução no custo computacional, será realizada uma análise do fator de relaxação do solver (SOR) aplicado na solução do sistema linear.

7.4 – Análise do fator de relaxação do solver (SOR) aplicado na solução do sistema linear

No software INV 3D, o sistema de equações algébricas é resolvido por meio do método iterativo S.O.R (Método das Sobre-relaxações Sucessivas) que, por sua vez, pode ser facilmente deduzido a partir do método de Newton-Raphson cujo objetivo é determinar o zero da função F , conforme apresentado na Fig. (7.10).

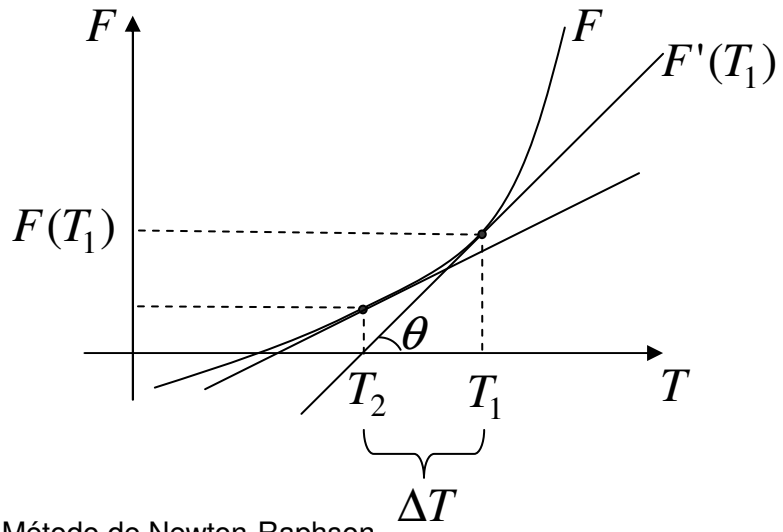


Figura 7.10 – Método de Newton-Raphson.

O método de Newton-Raphson é considerado um dos processos mais eficientes para o cálculo de raízes de equações e pode ser facilmente deduzido a partir das seguintes equações:

$$tg\theta = F'(T_1) = \frac{F(T_1) - 0}{T_1 - T_2} \tag{7.9}$$

Logo,

$$T_1 - T_2 = \frac{F(T_1)}{F'(T_1)} \tag{7.10}$$

ou ainda:

$$T_2 = T_1 - \frac{F(T_1)}{F'(T_1)} \tag{7.11}$$

Se $\Delta T \to 0$, pode-se considerar que $T_1 \cong T_2 \cong T$. Assim, tem-se que:

$$T = T - w\frac{F(T)}{F'(T)} \tag{7.12}$$

onde T é a temperatura em um dado nó da malha numérica, $F'(T)$ é a derivada da função F e w é o coeficiente de relaxação que serve para avançar mais rapidamente a solução, quando o processo está lento $(1 < w < 2)$, ou "segurar" a solução, quando a mesma está avançando em demasia e pode causar divergência $(0 < w < 1)$. Ressalta-se que o valor de w depende fortemente da distância entre nós $(\Delta x, \Delta y, \Delta z)$ e do intervalo de tempo (Δt) .

Resta ainda determinar $F(T)$ e $F'(T)$, neste caso, considere novamente a Eq. (3.6) definida no Capítulo 3. Assim, tem-se que:

$$F(T_P) = A_P.T_P + A_W.T_W + A_E.T_E + A_S.T_S + A_N.T_N + A_F.T_F + A_B.T_B - C \tag{7.13}$$

assim,

$$F'(T_P) = A_P \tag{7.14}$$

Substituindo as Eqs (7.13) e (7.14) na Eq. (7.12), tem-se:

$$T_P = T_P - w\left(\frac{A_P.T_P + A_W.T_W + A_E.T_E + A_S.T_S + A_N.T_N + A_F.T_F + A_B.T_B - C}{A_P}\right) \tag{7.15}$$

Após calcular o campo de temperatura de todos os nós da malha numérica a partir da expressão anterior, deve-se verificar a convergência do S.O.R. a partir da seguinte equação:

$$\left| T_P - \frac{A_W.T_W + A_E.T_E + A_S.T_S + A_N.T_N + A_F.T_F + A_B.T_B - C}{-A_P} \right| < \varepsilon \tag{7.16}$$

onde ε é um erro predefinido e estabelece o critério de parada do método iterativo. No cálculo da temperatura adota-se neste trabalho ε = 1x10^{-5} e no cálculo da sensibilidade ε = 10^{-15}.

Uma vez conhecido o método interativo S.O.R, verifica-se que a escolha correta do valor de w pode acelerar o processo de convergência, ou seja, reduzir o tempo computacional. Assim, o objetivo é determinar para o modelo térmico de usinagem o melhor valor de w.

O software INV 3D possui implementado uma funcionalidade específica para realizar esse tipo de teste. Primeiro é carregado o arquivo de entrada de dados com as

informações do modelo térmico de usinagem (problema direto), em seguida deve ser fornecido o fluxo de calor e por fim executa-se o procedimento apresentado na Fig. (7.11).

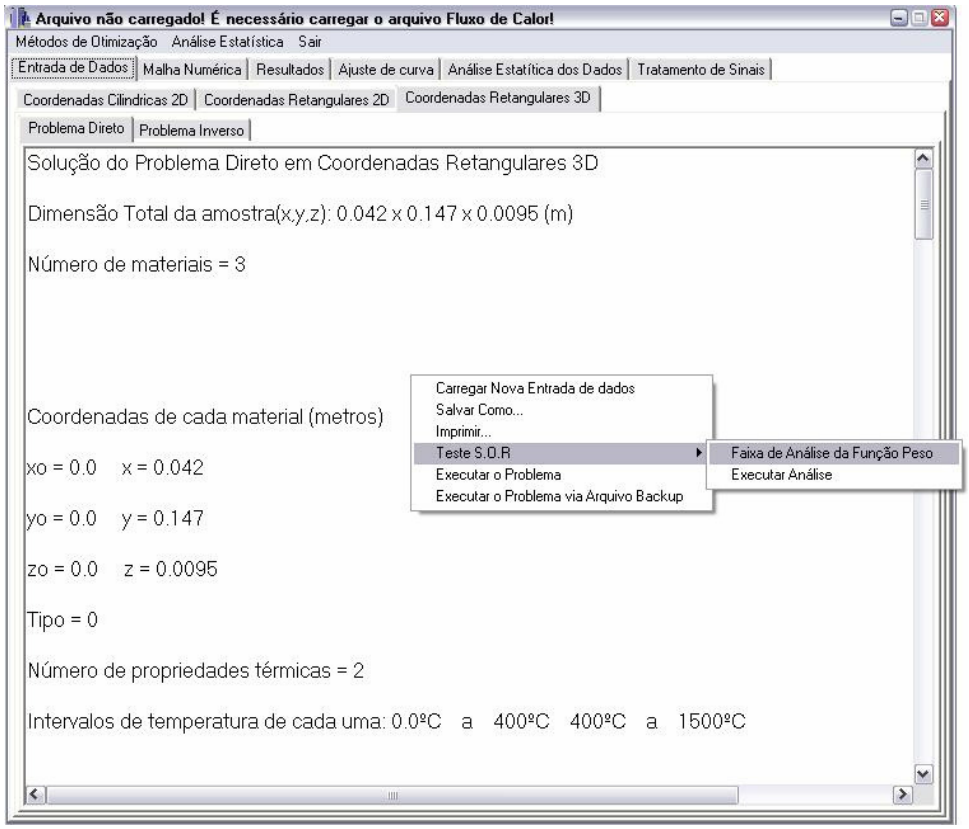


Figura 7.11 – Opções presentes na janela do Software INV 3D.

Conforme mostrado na Fig. (7.11), clicando com o botão direito na janela de entrada de dados abrem-se diversas opções oferecidas pelo software. Dentre as opções se encontra a opção “Teste S.O.R”. Passando o mouse sobre essa opção pode-se ativar outras sub-opções relacionadas e definir os parâmetros iniciais para o teste do S.O.R. Clicando na sub-opção “Faixa de Análise da Função Peso” será aberta a seguinte janela:

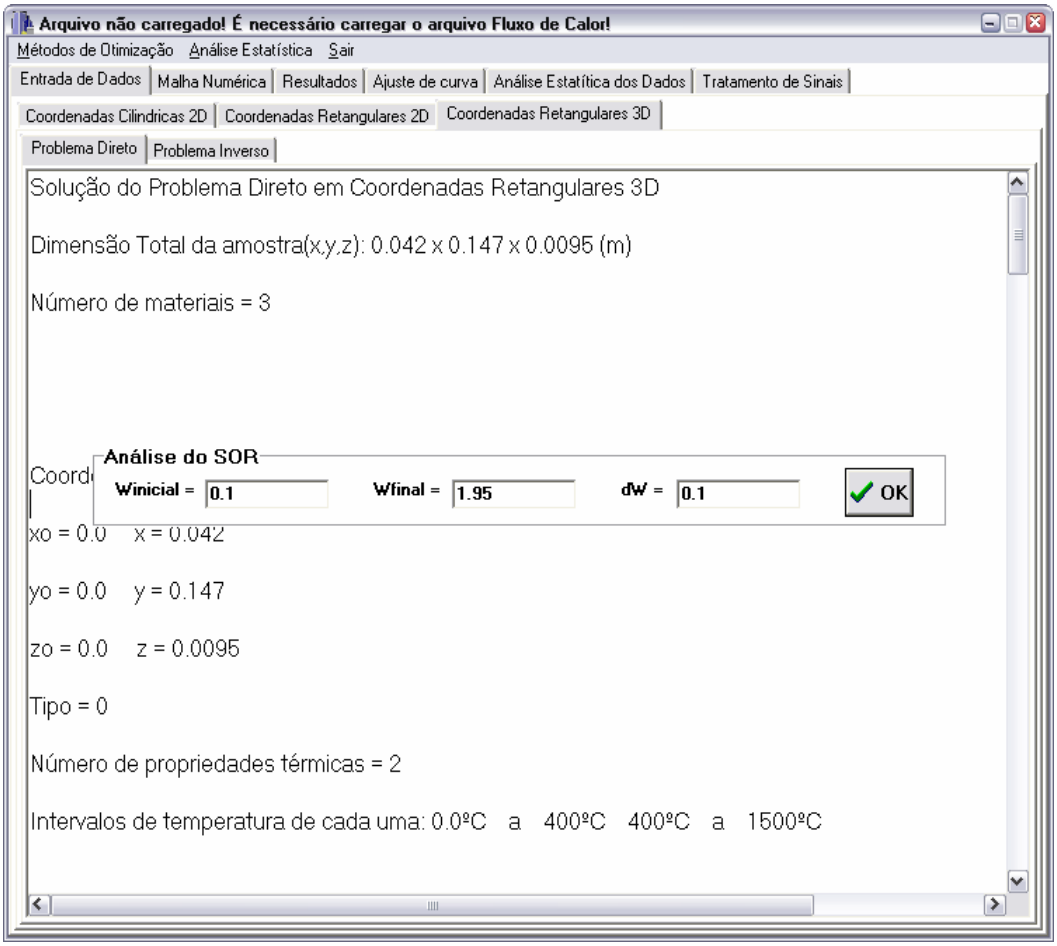


Figura 7.12 – Janela de entrada de dados para analise do S.O.R.

Uma vez aberta a janela mostrada na Fig. (7.12), é possível especificar: a faixa de análise para o valor de w e o incremento dessa faixa. Uma vez definido o valor inicial de w $(w_{inicial} = 1)$, o valor final $(w_{final} = 1{,}95)$ e o incremento $(dw = 0.1)$, executa-se a sub-opção "Executar Análise", conforme Fig. (7.12). Assim, o software resolve o problema direto, utilizando toda a faixa especificada anteriormente, e determina o valor de w mais eficiente para a solução do problema térmico de usinagem. O software possui ainda opções gráficas que permitem ao usuário analisar os resultados calculados conforme apresentado na Fig. (7.13).

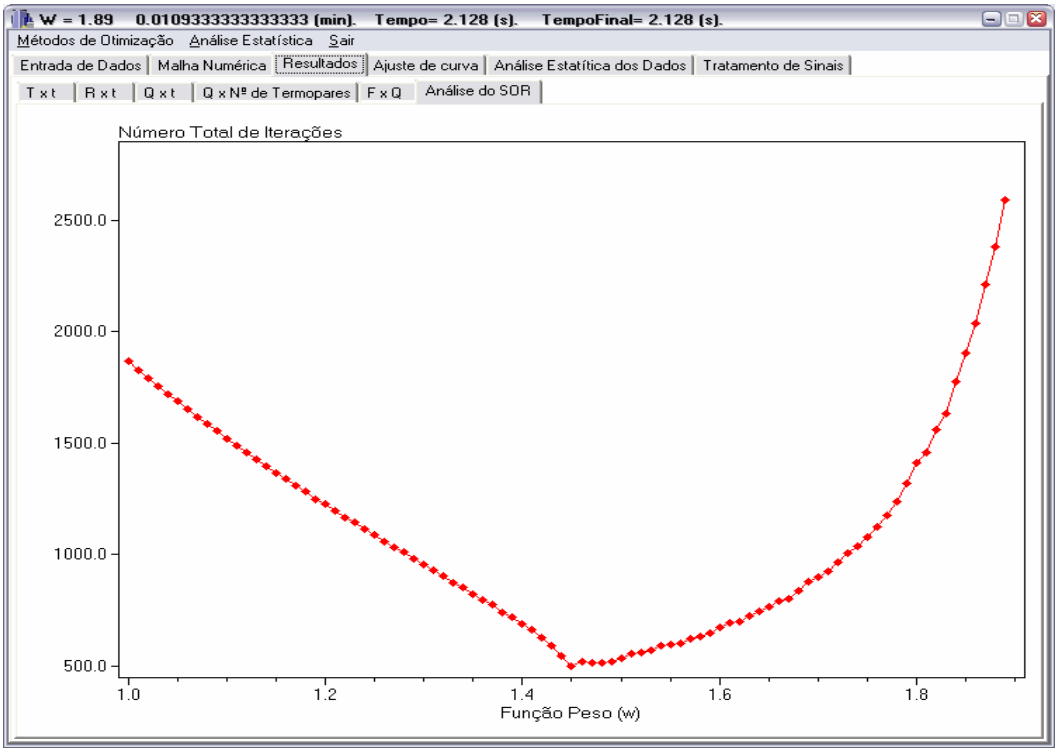


Figura 7.13 – Gráfico resultante da análise do coeficiente de relaxamento (w).

Observa-se na Fig. (7.13) uma relação entre os valores do coeficiente de relaxação (w) e o número de interações que o S.O.R realizou para resolver o problema térmico de usinagem. Assim, percebe-se facilmente que, quanto menor o número de interações realizados pelo S.O.R, menor é o tempo computacional. Como forma de exemplificar melhor o efeito do coeficiente de relaxação no modelo térmico, apresenta-se na Tab. (7.4) uma análise mais detalhada para alguns valores de w.

Tabela 7.4 – Comparação de alguns w com relação ao tempo computacional.

Coeficiente de relaxamento (w)	***Nº. de interações***	***Tempo Computacional gasto (s)***	***Percentual do tempo computacional em relação à w = 1.45 (%)***
1.0	1866	840	128
1.22	1167	720	109
1.45	496	660	100
1.72	966	720	109
1.89	2593	1020	156

Neste caso, o valor do coeficiente de relaxamento ideal para a solução do problema térmico de usinagem é 1,45, o que corresponde a 496 interações.

A partir da definição do problema físico e análise e otimização do modelo numérico, apresenta-se no próximo capítulo a montagem experimental para o processo de usinagem.

CAPITULO VIII

MONTAGEM EXPERIMENTAL DO PROCESSO DE USINAGEM POR TORNEAMENTO

Na montagem da bancada experimental, para análise do processo de usinagem, utilizou-se um torno mecânico convencional IMOR MAXI – II – 520 – 6CV. As temperaturas experimentais foram medidas por meio de um sistema de aquisição de dados HP 75000 Series B com voltímetro E1326B, comandado por PC, no qual foram conectados cinco termopares do tipo T. Estes termopares foram posicionados nas faces inferior e superior da ferramenta a partir do método da descarga capacitiva (CARVALHO, 2005). A Fig. (8.1) apresenta em detalhes o posicionamento dos termopares na ferramenta de corte.

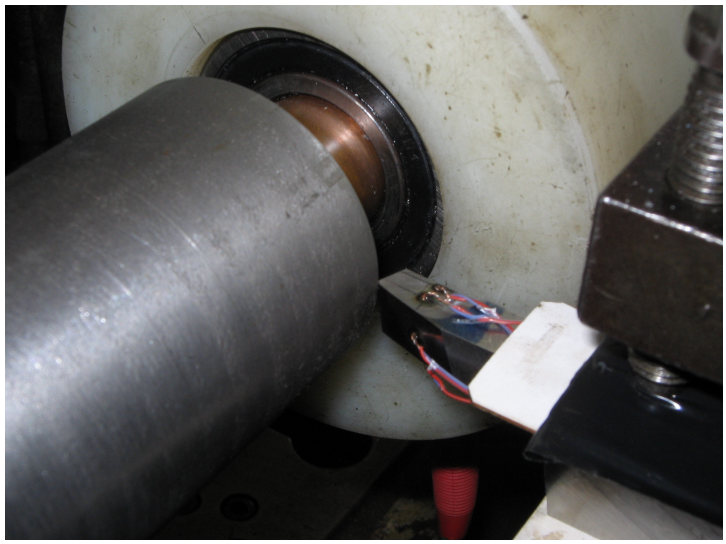


Figura 8.1 – Termopares fixados à ferramenta a partir do método da descarga capacitiva

As dimensões da ferramenta de corte de aço-rápido são apresentadas na Fig. (7.3). A Tab. (8.1), por sua vez, indica as coordenadas dos termopares de acordo com o eixo de coordenadas apresentado na Fig. (7.1).

Tabela 8.1 – Posição dos termopares na ferramenta

Posição/Termopar	1	2	3	4	5
X [mm]	0,61	2,70	0,0	3,30	2,00
Y [mm]	7,20	8,50	9,0	7,00	3,40
Z [mm]	0,0	0,0	5,0	9,50	9,50

Com relação ao material usinado, foram usados corpos-de-prova de aço de corte fácil com baixo carbono ao chumbo ABNT 12L14, cuja composição química é apresentada na Tab.(8.2).

Tabela 8.2 – Composição química da peça usinada. Usando por (LUIZ,2007).

Elemento Residual	C (%)	Si (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)	Pb (%)	Cr (%)	Ni (%)	Cu (%)
Quantidade	0,077	0,02	1,22	0,045	0,295	0,240	0,13	0,12	0,21

A ferramenta de corte, por sua vez, é de aço-rápido AISI M3:2 C com 10 % de cobalto. Demais informações sobre a ferramenta são apresentadas na Tab. (8.3).

Tabela 8.3. Informações referentes à ferramenta utilizada no experimento.

Especificação	AISI M 3:2C
Ângulo de Saída (%)	6º
Ângulo de Posição (%)	75º
Ângulo de Inclinação (%)	0º
Ângulo de Ponta (%)	90º
Ângulo de Folga (%)	8º
Raio de Ponta	Sem

Realizaram-se, no total, 41 experimentos com barras de aço de corte fácil com diâmetro de 50,2 mm. O tempo total de aquisição da temperatura foi de 168 s, com um intervalo de medição de 0.112 s. Nas Figs. (8.2) e (8.3) são apresentados um esquema e uma foto da bancada experimental, respectivamente.

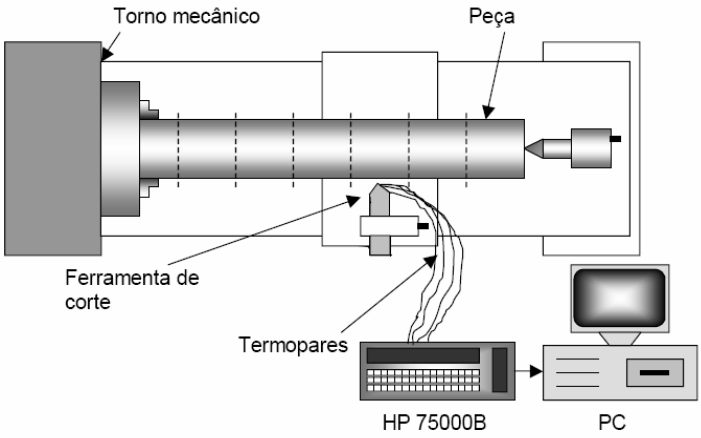


Figura 8.2 – Esquema da bancada experimental.

Figura 8.3 – Foto da bancada experimental.

Para avaliar a influência das condições de usinagem – profundidade de corte, avanço e velocidade de corte (rotação) – na temperatura da interface cavaco-ferramenta, foram realizados os seguintes testes, conforme Tabs. (8.4) a (8.6):

Tabela 8.4 – Variação da profundidade de corte - Vc = 56 m/mim e f = 0,138 mm/rot.

	Unidade [mm]			
Profundidade de corte (ap)	0,5	1,0	1,5	2,0

Tabela 8.5 – Variação do Avanço - Vc = 56 m/mim e ap = 1,0 mm.

	Unidade [mm/rot]					
Avanço (f)	0,138	0,162	0,176	0,204	0,242	0,298

Tabela 8.6 – Variação da Velocidade de Corte (Rotação) - f = 0,138 mm/rot e ap = 1,0 mm.

	Unidade (m/min)													
Velocidade de Corte (Vc)	4,4	7,1	8,8	11,2	14,2	17,7	22,1	28,4	35,3	44,2	56	88,3	112	142

Conhecidos os parâmetros de corte, uma das maiores dificuldades na solução do problema térmico de usinagem reside na identificação correta da área de contato cavaco-ferramenta. Na literatura é possível encontrar alguns métodos relacionados à determinação desta interface de contato, como, por exemplo, o uso de softwares de análise de imagens (JEN; GUITIERREZ, 2000) ou técnicas de aplicação de camadas (YEN; WRIGHT, 1986). No presente trabalho, é possível verificar nas Tabs. (8.4) a (8.6), que vários testes experimentais são realizados, no entanto, devido à pequena quantidade de ferramentas disponíveis, optou-se por medir a largura (L) e a altura (H) da área de contato ($A = H.L$) para apenas algumas condições de corte. Assim, a partir dos dados experimentais da área de contato, fez-se um ajuste de curva, de forma a obter equações para calcular as áreas para os demais testes. Por meio desta técnica são obtidas áreas retangulares representativas da interface de contato cavaco-ferramenta para todos os testes propostos.

Para uma melhor compreensão da metodologia adotada, considere as condições de corte apresentadas na Tab. (8.6), na qual quatorze testes experimentais são propostos. Para a análise de área de contato em cada teste, seriam necessárias sete ferramentas de corte, visto que cada ferramenta possui duas arestas de corte distintas, Fig. (7.1). No entanto, na realização dos experimentos, foram usadas apenas três ferramentas, ou seja, seis arestas de corte.

Inicialmente, para a obtenção da área de contato, considerando a velocidade de corte variável, foram realizados quatro testes experimentais com duas ferramentas de corte, a partir das quais mediu-se L e H conforme as condições apresentadas na Tab. (8.7).

Tabela 8.7 – Dimensões da área de contanto cavaco-ferramenta considerando a velocidade de corte variável, f = 0,138 mm/rot e ap = 1 mm.

Vc (m/mim)	4,4	28,4	56	142
H (mm)	0,543	0,841	0,653	1,016
L (mm)	1,176	1,3	1,153	1,441
A (mm^2)	0,639	1,093	0,753	1,464

Para a visualização da área de contato cavaco-ferramenta, em cada teste, utilizou-se um sistema de tratamento de imagens. O equipamento é composto por uma câmera de vídeo Hitachi CCD, modelo KP-110, por um computador AMD K6 450 MHz e por um software de tratamento das imagens, o GLOBAL LAB Image. Na Fig. (8.6) apresenta-se uma fotografia da área de contato para a condição de corte: ap = 1,0 mm, f = 0,138 mm/rot e Vc = 56 m/mim.

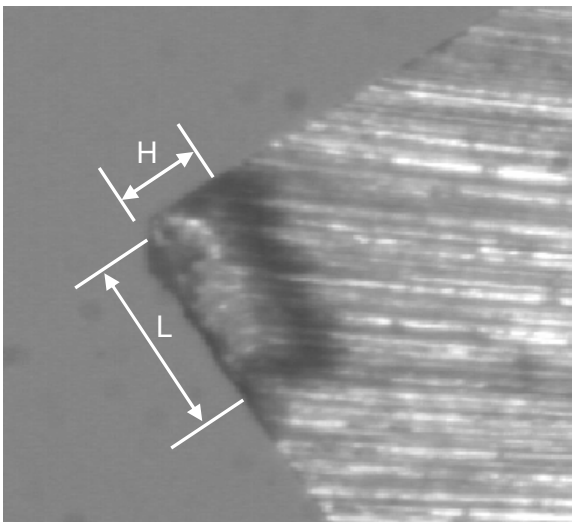
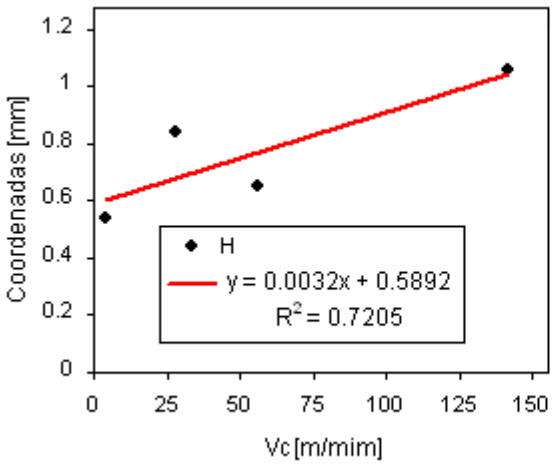
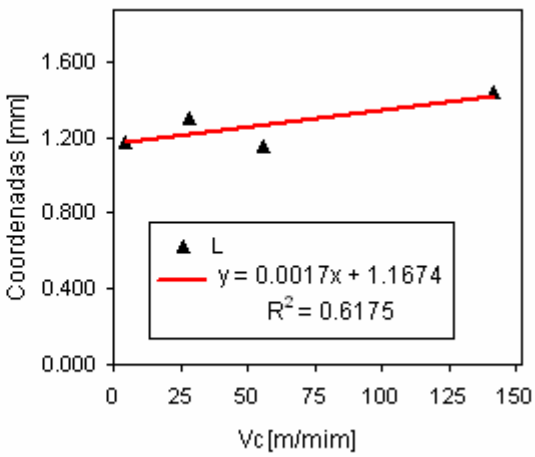


Figura 8.4 – Área de contato cavaco-ferramenta para a condição de corte: ap =1,0 mm, f =0,138 mm/rot e Vc =56 m/mim, escala 25:1.

Como base nos valores de L e H apresentados na Tab. (8.7), aplicou-se um ajuste de curva nos dados experimentais de modo a obter as áreas de contato para as demais condições de corte. Este procedimento é demonstrado na Fig. (8.5).



a)



b)

Figura 8.5 – a) Gráfico e equação da reta para Vc versus H ; b) Gráfico e equação da reta para Vc versus L. Demais condições de corte: f = 0,138 mm/rot; ap = 1,0 mm.

Analisando-se as Tabs. (8.4) a (8.6), verifica-se que a condição de corte ap = 1,0 mm, f = 0,138 mm/rot e Vc = 56 m/mim é comum entre todos os testes. Assim, com base na metodologia adotada anteriormente para a medição da área de contato, fez-se o uso de apenas mais uma ferramenta (duas arestas de corte) para obter as demais áreas. As Tabs. (8.8) e (8.9), apresentam, respectivamente, as dimensões da área de contato cavaco-ferramenta considerando a penetração (ap) e o avanço (f) variável.

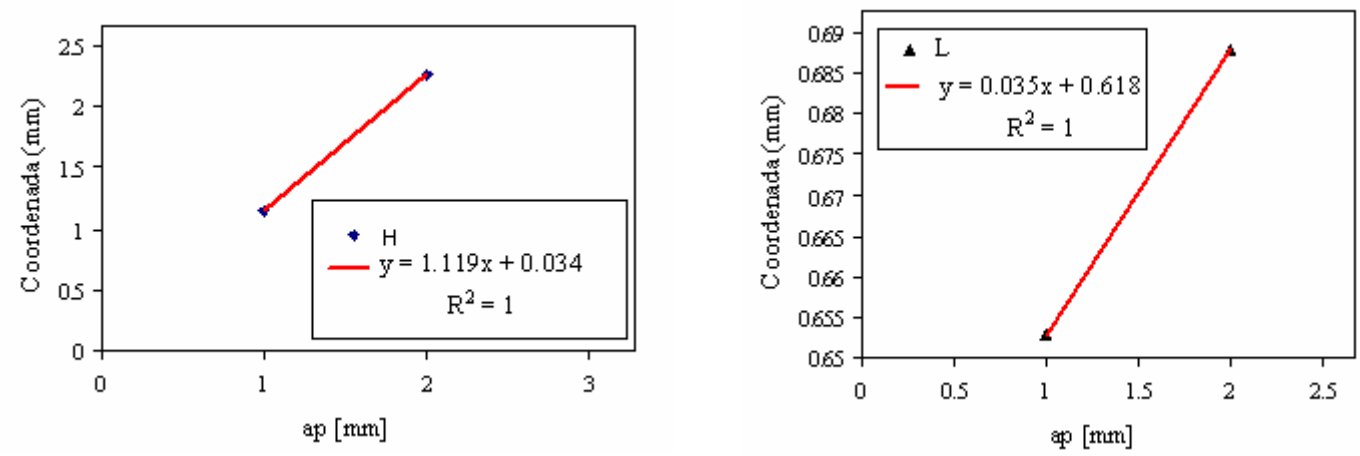
Tabela 8.8 – Dimensões da área de contanto cavaco-ferramenta considerando Vc = 56 m/mim, f = 0,138 mm/rot e ap variável.

ap [mm]	1,0	2,0
H [mm]	0,653	0,688
L [mm]	1,153	2,272
A [mm^2]	0,753	1,563

Tabela 8.9 – Dimensões da área de contanto cavaco-ferramenta considerando Vc = 56 m/mim, f variável e ap = 1,0 mm.

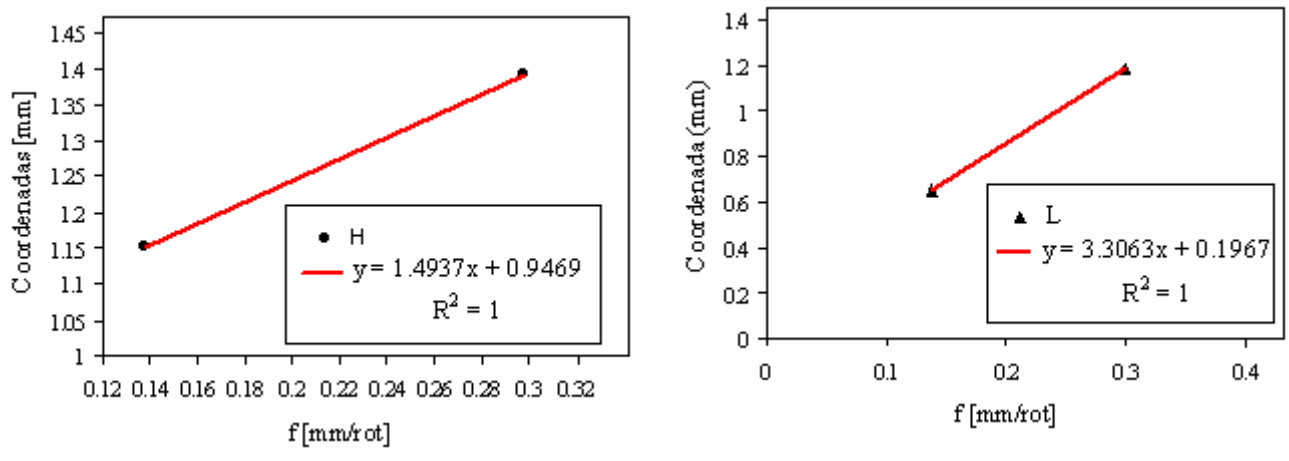
f [mm/rot]	0,138	0,298
H [mm]	0,653	1,182
L [mm]	1,153	1,392
A [mm^2]	0,753	1,645

Nas Figs. (8.6) a (8.7), são apresentados os ajustes de curva nos dados experimentais de modo a obter as áreas de contato para as demais condições de corte, ou seja, profundidade e avanço variável.



a) b)

Figura 8.6 – a) Gráfico e equação da reta para ap versus H ; b) Gráfico e equação da reta para ap versus L. Demais condições de corte: f = 0,138 mm/rot; Vc = 56 m/mim.



a) b)

Figura 8.7 – a) Gráfico e equação da reta para f versus H ; b) Gráfico e equação da reta para f versus L. Demais condições de corte: Vc = 56 m/mim; ap = 1,0 mm.

A partir das equações de L e H para avanço, profundidade e velocidade de corte variável, Figs (8.5) a (8.7), tem-se a informação necessária para calcular as áreas de contato cavaco-ferramenta para as demais condições de corte, conforme apresentado nas Figs. (8.8) a (8.10).

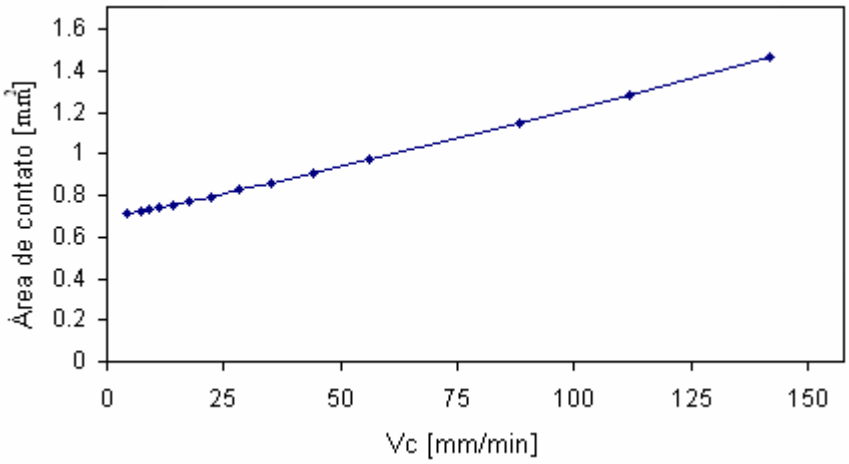


Figura 8.8 – Vc versus área de contato cavaco-ferramenta. Demais condições de corte: f = 0,138 mm/rot; ap = 1,0 mm.

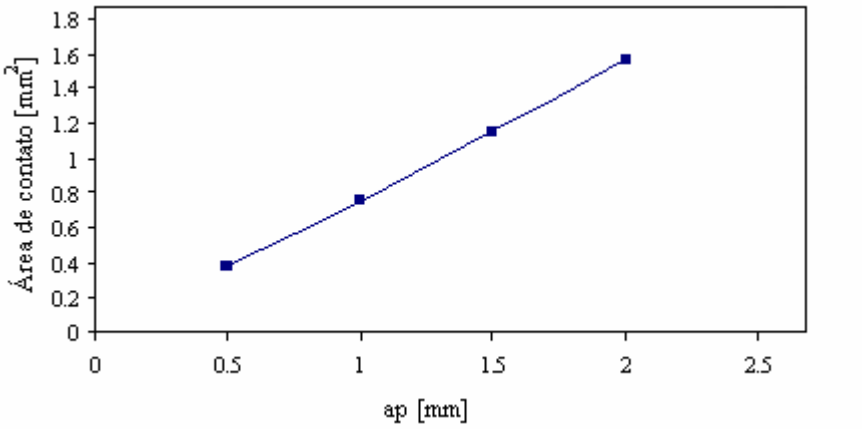


Figura 8.9 – ap versus área de contato cavaco-ferramenta. Demais condições de corte: f = 0,138 mm/rot; Vc = 56 m/mim.

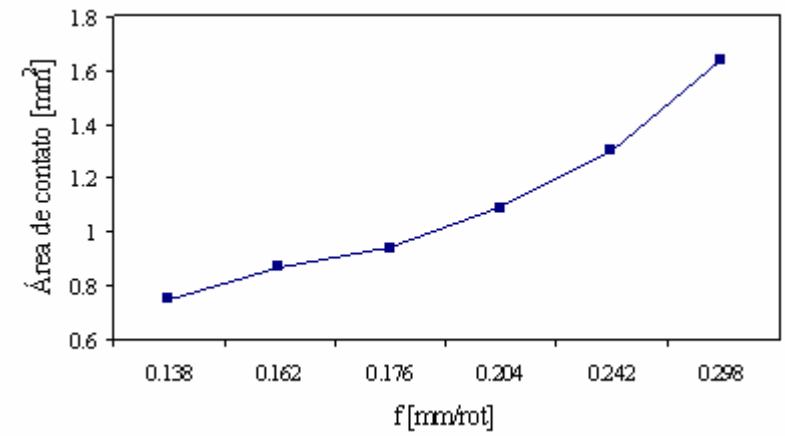


Figura 8.10 – f versus área de contato cavaco-ferramenta. Demais condições de corte: Vc = 56 m/mim; ap = 1,0 mm.

Analisando-se as figuras anteriores, verifica-se que quanto maior a velocidade de corte, profundidade de corte ou avanço, maior a área de contato cavaco-ferramenta. Com relação à profundidade de corte e ao avanço, percebe-se facilmente que à medida que aumenta estes parâmetros, ocorre um maior contato entre a ferramenta e a peça, fato este que aumenta as dimensões desta área. Machado e Silva (2004) definem que a largura de corte (b) aumenta com a profundidade de corte e que a espessura de corte (h_x) aumenta com o aumento do avanço, Eq. (8.1) e (8.2), respectivamente:

$$b = \frac{ap}{sen(x_r)} \tag{8.1}$$

$$h_x = f.sen(x_r) \tag{8.2}$$

onde x_r é o angulo de posição da aresta principal de corte.

A velocidade de corte, ao contrário do avanço e da profundidade de corte, não é um parâmetro que estabelece uma relação tão direta com a área de contato. Para analisar a influência da velocidade de corte na área de contato é necessário analisar outros efeitos e fenômenos que ocorrem durante a usinagem. Tais fenômenos e efeitos são dependentes, além das condições de usinagem, do material da peça e do material da ferramenta.

No processo de usinagem as baixas velocidades de corte tendem a ocorrer um fenômeno chamado aresta postiça de corte (APC). A aresta postiça de corte é um acúmulo de material encruado da peça que pode se formar na superfície de saída da ferramenta de corte durante a usinagem. Sua ocorrência está intimamente ligada às condições de corte e às características microestruturais do material da peça. Machado e Silva (2004) mencionam que a APC age como se fosse uma ferramenta com área de contato restrito, reduzindo efetivamente o comprimento de contato na aresta de corte. Aumentado a velocidade de corte, a APC tende a se tornar instável até que deixa de existir. Luiz (2007), em seu trabalho, também usina corpos de prova de aço de corte fácil com baixo carbono ao chumbo ABNT 12L14 com diferentes quantidades de elementos químicos, utilizando uma ferramenta de aço-rápido AISI M3:2 C com 10 % de cobalto. Analisando a relação da APC e a velocidade de corte em seu trabalho, ele conclui que:

- Para velocidades de corte da ordem de 11 m/min a APC existe, porém com pequenas dimensões. Eventualmente não apresentando forma característica estável.
- Para velocidades de corte entre 17 e 70 m/min as dimensões da APC aumentam, propiciando uma aresta postiça de corte estável.

- A partir de 88 m/min a quantidade de material aderido à ferramenta diminui muito e as dimensões da APC são bem reduzidas. Isto se deve ao desenvolvimento de temperaturas acima dos 600 °C

Diante disto, pode-se concluir que, havendo APC, existe uma tendência que a medida que a velocidade de corte aumente a APC desapareça e a área de contato aumenta.

A identificação da área de contato cavaco-ferramenta é uma das áreas de estudo mais importantes em usinagem (CARVALHO, 2005). Criar um método preciso para medir esta área é um grande desafio, porque são poucas as conclusões que podem ser tiradas de observações diretas durante o corte. A maioria das teorias disponíveis sobre a identificação da área de contato cavaco-ferramenta foi derivada do estudo desta interface após o corte ter sido interrompido. Neste trabalho, a metodologia aplicada também se baseia na análise da área de contato após o corte interrompido. Entretanto, mesmo com as áreas ampliadas a partir do software de análise, a identificação da área de contato não é uma tarefa fácil e exige experiência e conhecimento do pesquisador. Normalmente, o que se obtém são áreas aproximadas, porque mesmo com as várias teorias existentes é difícil ou até mesmo impossível dizer qual a real área de contato cavaco-ferramenta. Além disso, cabe ressaltar que nos testes realizados neste trabalho não foram analisadas todas as áreas devido à pequena quantidade de ferramentas disponíveis. Como a dificuldade em se medir tais áreas é grande, devido à instabilidade da geometria da área durante o processo, as estimativas aqui propostas buscam gerar valores médios, próximos do comportamento geral dessa região.

Conhecidos os parâmetros de corte, a área de contato cavaco-ferramenta e as temperaturas experimentais medidas para cada caso, resta resolver o problema inverso a partir do software INV 3D e estimar o fluxo de calor na interface de corte e a distribuição tridimensional de temperatura na ferramenta. Ressalta-se que os resultados obtidos serão comparados ao método experimental do termopar ferramenta-peça, conforme Luiz (2007).

CAPITULO IX

ANÁLISE TÉRMICA DA INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE CORTE NA FERRAMENTA DE AÇO-RÁPIDO

9.1 – Introdução

Durante o torneamento a energia mecânica é convertida em calor através da deformação plástica do cavaco e do atrito entre a ferramenta e a peça. O calor conduzido na ferramenta de corte resulta em altas temperaturas na interface de contato. A partir do conhecimento destas temperaturas é possível avaliar de uma forma mais eficiente o efeito térmico na ferramenta. Neste sentido, com base nos experimentos realizados no Capítulo 8, apresenta-se inicialmente neste capítulo uma análise dos campos térmicos na ferramenta de aço-rápido para a condição de corte mais severa com relação às velocidades de corte testadas,Tab.(8.6), ou seja: avanço de 0,138 mm/rot, velocidade de corte 142 m/min e profundidade de corte 1,0 mm (no raio). A segunda etapa da análise térmica consiste em avaliar a influência dos parâmetros de corte na temperatura da interface cavaco-ferramenta. Por fim, os resultados obtidos serão comparados a dados da literatura.

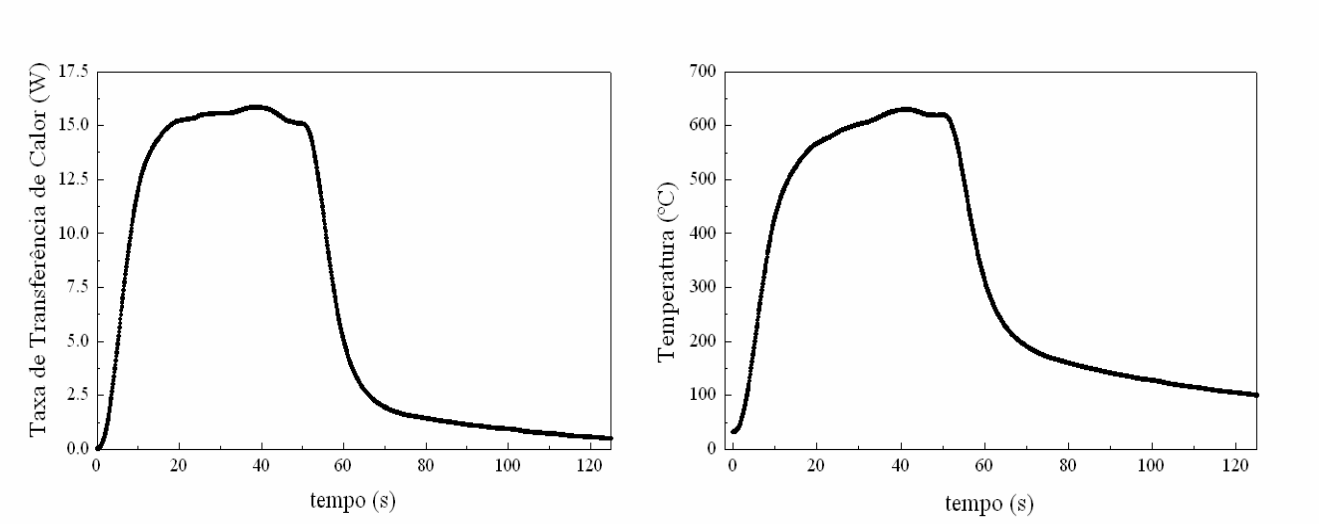
9.2 – Análise dos campos térmicos na ferramenta de aço-rápido para a condição de corte mais severa entre as velocidades de corte estudadas

No modelo térmico definido no Capítulo 7, considerou-se que a condutividade (λ) e a difusividade (α) térmica da ferramenta de corte de aço-rápido AISI M32 C, com 10 % de cobalto, variam com a temperatura (site: taytorspecialsteels, 2005), conforme apresentado na Tab. (9.1):

Tabela 9.1 – Propriedades térmicas da ferramenta variando com a temperatura. (taytorspecialsteels, 2005).

	Valor das Propriedades	
Faixa de Temperatura (ºC)	0 ≥ T ≤ 400	T > 400
Condutividade Térmica (W/mK)	0,0105T + 23,8	-0,005T + 30
Difusividade Térmica (m²/s)	-5,03e-10T + 7,02e-06	-5,94e-09T + 9,19e-06

Assim, a partir do sinal experimental da temperatura medido pelos termopares, Tab. (8.1), e do modelo térmico, Fig. (7.1), aplicou-se a técnica inversa da Função Especificada Seqüencial para estimar a taxa de transferência de calor na interface cavaco-ferramenta para a condição de corte mais severa entre as velocidades de corte estudadas. Ressalta-se que o mesmo procedimento será aplicado para a análise da influência dos parâmetros de corte, Tabs. (9.3) à (9.5), na temperatura da interface cavaco-ferramenta. As Figs. (9.1 a) e (9.1 b) apresentam a taxa de transferência de calor e a variação da temperatura média na interface de corte durante o período de usinagem para as seguintes condição: avanço de 0,138 mm/rot, velocidade de corte de 142 m/min (rotação de 900 rpm) e profundidade de corte de 1,0 mm (no raio).



a) b)

Figura 9.1 – a) Taxa de transferência de calor; b) Variação da temperatura média na interface de corte durante o processo de usinagem.

Analisando-se a Fig. (9.1), verifica-se que, no último instante de aquecimento, a taxa de transferência de calor foi de 15 W, o que corresponde a uma temperatura média na interface de corte de 621 ºC. Luiz (2007) obteve resultados para as mesmas condições de corte e

ferramenta mencionados anteriormente, utilizando o método termopar ferramenta-peça. Neste caso o autor identifica uma temperatura média na interface de corte de 620 °C. Percebe-se, portanto, uma boa concordância entre os valores obtidos. Segundo Trent (1984) a temperatura média na interface cavaco-ferramenta para ferramenta de aço-rápido com baixo carbono varia de 600 °C à 800 °C. Assim, verifica-se que a faixa de temperatura está em conformidade com aquela definida na literatura.

Na Fig. (9.2), por sua vez, apresenta-se uma comparação entre a temperatura experimental e calculada para o termopar T1 da Tab. (8.1).

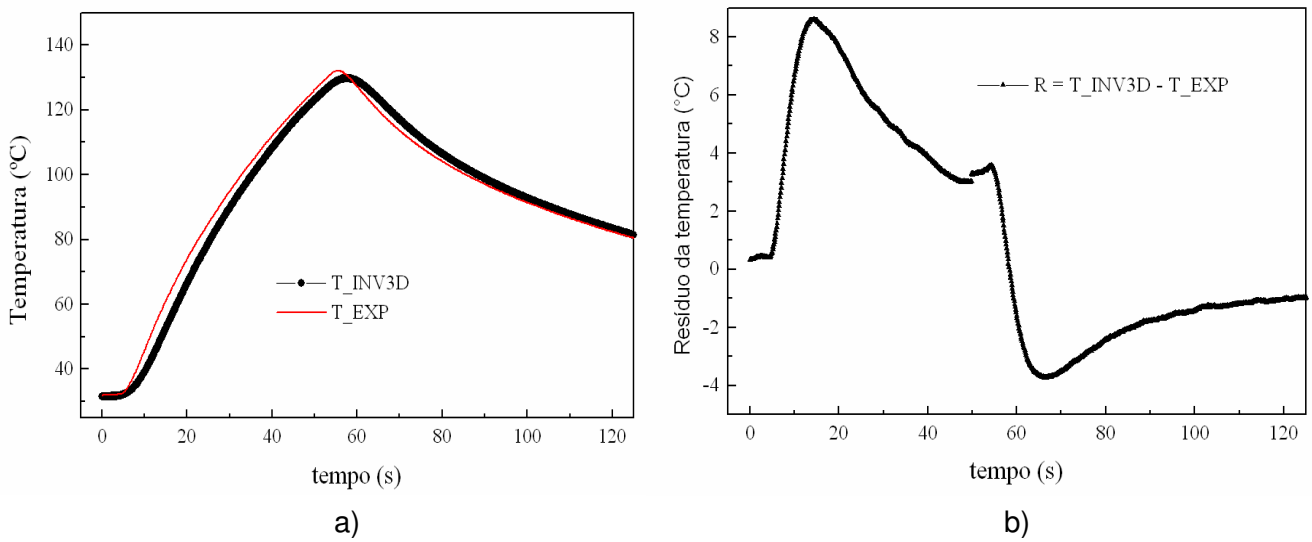


Figura 9.2 – a) Comparação entre a temperatura experimental e a calculada pelo INV 3D; b) Resíduo entre a temperatura experimental e calculada.

Na Fig. (9.2 a) nota-se uma boa concordância entre a temperatura experimental e calculada, que é confirmada na Fig. (9.2 b), onde se verifica que o resíduo entre as temperaturas foi inferior a 6 %, ou seja, inferior a 8,6 ºC. Tal erro, apesar de pequeno, pode ser justificado tanto por imprecisões numéricas quanto experimentais.

A Fig. (9.3) apresenta o campo de temperatura tridimensional na ferramenta de corte durante o último instante de aquecimento (tempo = 57 s).

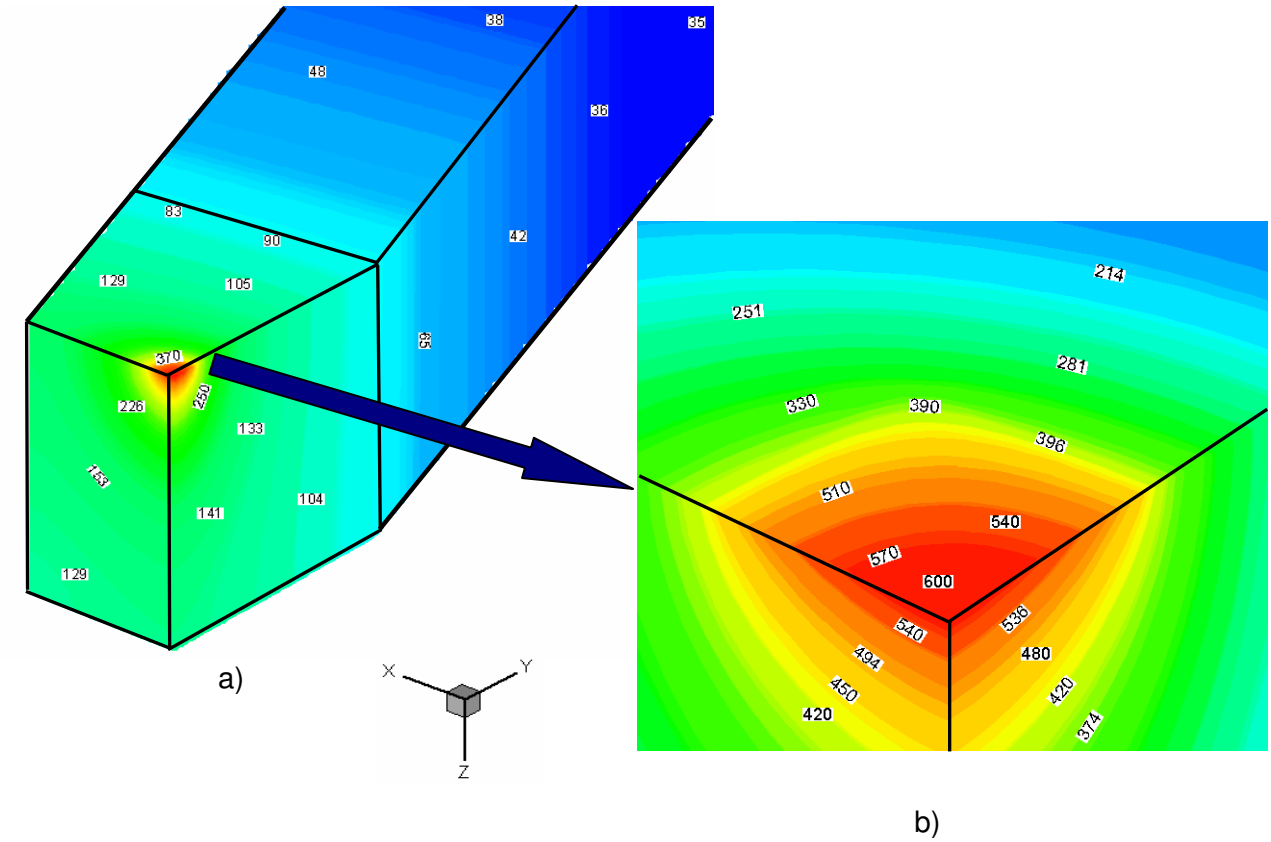


Figura 9.3 – Distribuição tridimensional da temperatura: a) Ferramenta em escala 3:1 e b) Região da interface de corte: escala 20:1.

Ressalta-se que a distribuição de temperatura foi obtida a partir de uma malha numérica com 76912 nós conforme apresentado no Capítulo 7. Além disso, os campos térmicos apresentados na Fig. (9.3) se referem às temperaturas localizadas no centro dos volumes finitos e não na superfície, o que explica os valores menores da temperatura (600 °C) na região próxima à interface de corte comparando com a Fig. (9.1 b). Na Fig. (9.3), em escala 20:1, é possível identificar como um dos principais fatores responsáveis pelo aumento do desgaste e diminuição da vida útil da ferramenta, ou seja, o elevado gradiente térmico na interface cavaco-ferramenta.

Na Fig. (9.4) apresenta-se o balanço de energia do modelo térmico que relaciona à taxa de transferência de calor fornecida ao modelo com as taxas acumuladas no modelo, por condução, e perdidas para o ambiente, por convecção.

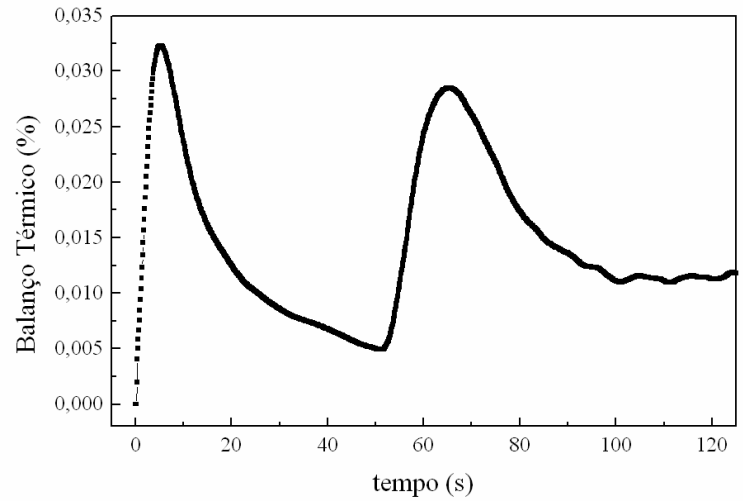


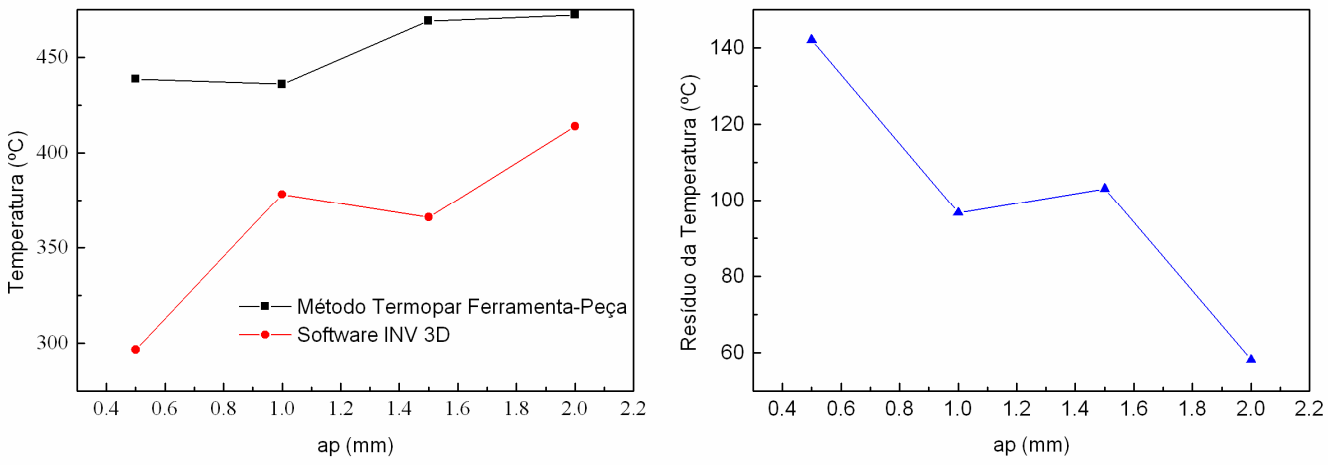
Figura 9.4 – Conservação do balanço de energia do modelo de usinagem proposto.

Neste caso, verifica-se que a conservação da energia foi mantida apresentando uma diferença máxima inferior a 0,035 %. Na seqüência, apresenta-se a análise térmica da influência dos parâmetros de corte na temperatura da interface cavaco-ferramenta e uma comparação dos resultados obtidos com o método do termopar ferramenta-peça, Luiz (2007).

9.3 – Análise térmica da influência dos parâmetros de corte na temperatura da interface cavaco-ferramenta

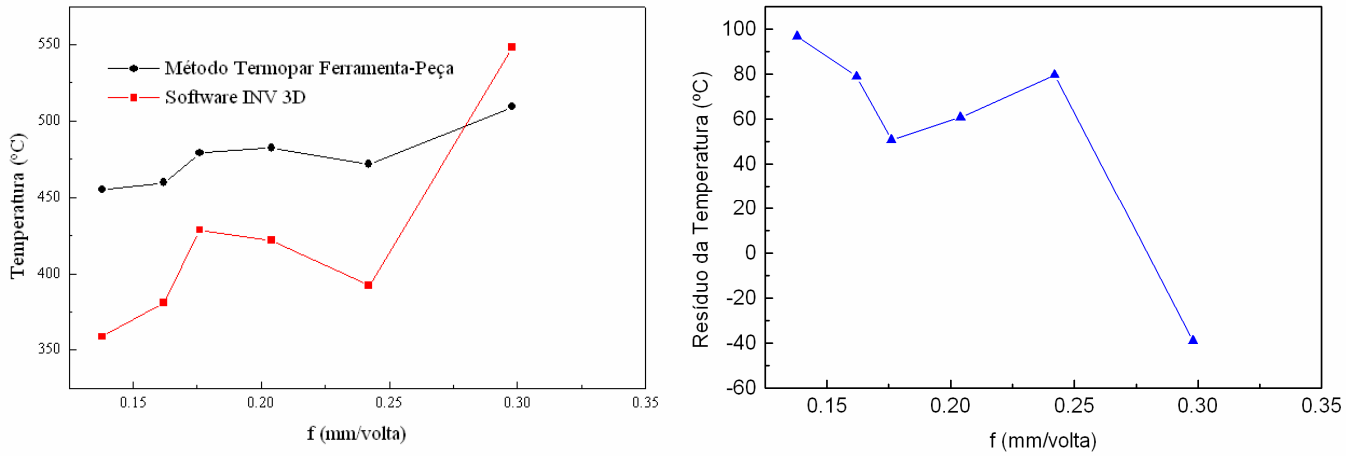
A partir das condições de corte definidas nas Tabs. (8.4) a (8.6), mediu-se o sinal experimental das temperaturas e aplicou-se a técnica inversa da Função Especificada Seqüencial para estimar a taxa de transferência de calor e conseqüentemente calcular a temperatura média na interface cavaco-ferramenta para cada condição de corte analisada. Os resultados encontrados são comparados àqueles obtidos por Luiz (2007) que aplicou o método do termopar ferramenta-peça para medir a temperatura média na interface de corte.

As Figs. (9.5) à (9.7) da uma olhada na norma, apresentam o comportamento da temperatura na interface de corte em função da variação da profundidade de corte, avanço e velocidade de corte (rotação), conforme as condições de corte definidas nas Tabs. (8.4) à (8.6), respectivamente. Os resultados obtidos no processo de simulação são comparados aos valores obtidos por Luiz (2007), a partir do método do termopar ferramenta-peça.



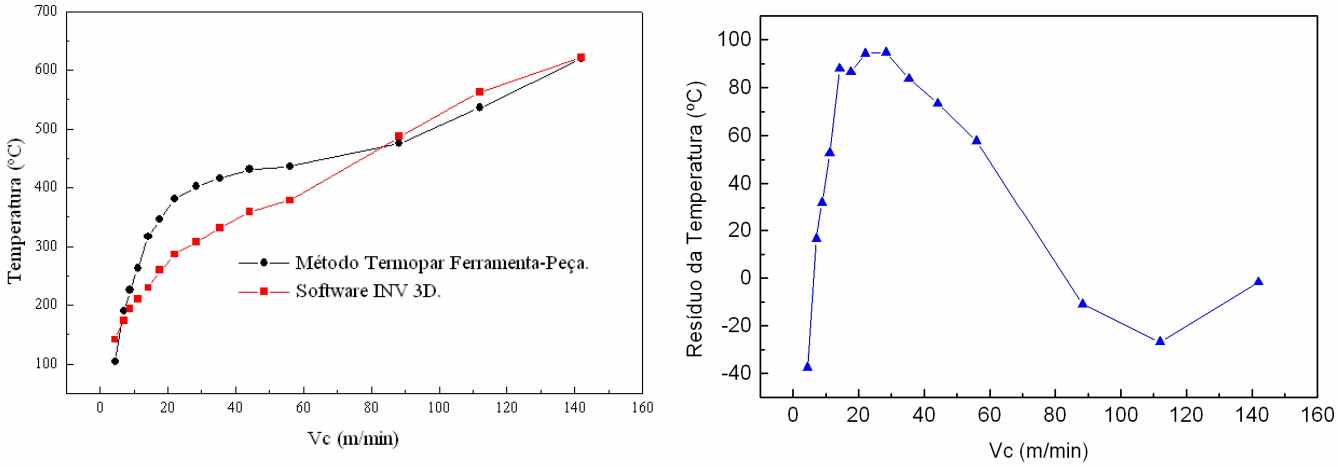
a) b)

Figura 9.5 – a) Variação da temperatura na interface cavaco-ferramenta considerando a profundidade de corte (ap) variável; Vc = 56 m/min (rotação de 355 rpm) e f = 0,138mm/rot; b) Diferença (resíduo) entre as temperaturas da Fig. (9.5 a), adotando o método do termopar ferramenta-peça como referência.



a) b)

Figura 9.6 – a) Variação da temperatura na interface cavaco-ferramenta considerando o avanço (f) variável, Vc = 56 m/min (rotação de 355 rpm) e ap = 1,0 mm no diâmetro; b) Diferença (resíduo) entre as temperaturas da Fig. (9.6 a), adotando o método do termopar ferramenta-peça como referência.



a) b)

Figura 9.7 – Variação da temperatura na interface cavaco-ferramenta, considerando a (Vc) variável, ap = 1,0 mm no diâmetro e f = 0,138mm/volta; b) Diferença (resíduo) entre as temperaturas da Fig. (9.7 a), adotando o método do termopar ferramenta-peça como referência.

Analisando-se as Figs. (9.5), (9.6) e (9.7) de uma forma geral, verifica-se que conforme definido na literatura, a temperatura na interface de corte aumenta com o aumento das condições de corte. Aumentando-se o avanço e a profundidade de corte, segundo a literatura, há um aumento da área de contato nos planos de cisalhamento primário e secundário e conseqüentemente, maior será a quantidade de deformação existente. Aumentando a deformação, aumenta-se a energia gerada e conseqüentemente a temperatura na interface de corte. No caso da velocidade de corte, há um aumento da taxa de deformação sofrida pelo material à medida que se aumenta a velocidade. Como quase a totalidade da energia que é gasta para deformar o material é convertida em calor há o aumento da temperatura na região de corte.

Com relação aos resultados encontrados neste trabalho e os obtidos na literatura, pode-se tirar as seguintes conclusões:

- Tanto a literatura usada como referência (LUIZ, 2007 e TRENT, 1984) como os resultados obtidos neste trabalho, concluem que a temperatura aumenta com o aumento das condições de corte (Vc, ap e f).

- O perfil de temperatura calculado na interface de corte, quando do aumento da velocidade (Vc), apresentou um comportamento bastante similar àquele obtido por Luiz (2007) a partir do uso do método termopar ferramenta-peça, sendo que o erro médio encontrado foi de aproximadamente 16%, Fig. (9.7 b). Trent (1984) afirma que para velocidades de corte (Vc) dentro da faixa de 100 a 200 m/min, a temperatura na interface de corte para ferramentas de

aço-rápido com baixo carbono variam entre 600 °C e 800 °C. Diante disto, analisando os resultados obtidos neste trabalho, conclui-se que ambas as técnicas prevêem temperaturas dentro da faixa especificada.

- O perfil de temperatura calculado na interface de corte, quando do aumento da profundidade (ap), dentre as condições de corte, foi o que apresentou o maior desvio, Fig. (9.6 b), em relação aos resultados obtidos por Luiz (2007). O desvio médio foi de aproximadamente 22 %.
- Já no caso do aumento do avanço (f), verificou-se um erro médio de 13% entre as técnicas analisadas, Fig. (9.6 b).

É importante destacar que a metodologia utilizada neste trabalho e aquela proposta por Luiz (2007) possuem fontes de erros que podem influenciar nos resultados apresentados e também justificar as diferenças entre os resultados obtidos. Com relação às fontes de erro presentes na simulação do processo de transferência de calor na ferramenta de corte pelo INV 3D pode-se destacar as seguintes: as imprecisões na geometria do modelo matemático, as simplificações adotadas, a dificuldade de se identificar corretamente as propriedades térmicas da ferramenta, imprecisões e limitações da técnica inversa escolhida, a real influência da convecção entre o modelo e o meio, a incerteza e os ruídos nas temperaturas medidas e a incerteza nas medidas das áreas de contato cavaco-ferramenta para cada condição de corte. Tais fontes de erro serão analisadas em detalhes no Capítulo 10.

Segundo Luiz (2007) as fontes de erro no método do termopar ferramenta-peça se dividem basicamente na calibração do sistema e na montagem da bancada experimental. O método do termopar ferramenta-peça depende de uma boa calibração para que obtenha resultados satisfatórios. Assim, é necessário que na calibração do método se utilize um forno com boa precisão. Segundo Luiz (2007), no processo de calibração da junta ferramenta-peça, utilizou-se um forno de aquecimento por indução, desenvolvido no LNMIS (Laboratório de Novos Materiais Isolantes e Semicondutores) da Universidade Federal de Uberlândia (UFU), que tem como objetivo elevar a temperatura da junta quente (ferramenta-peça) à temperaturas próximas àquelas obtidas durante a usinagem. A junta fria do sistema, por sua vez, foi obtida utilizando-se água e gelo. Desta forma, a partir de um multímetro digital, mediu-se a tensão gerada pelo efeito “Seebeck “ (BORCHARDT; GOMES, 1979), criando assim uma curva de calibração que relaciona a temperatura e a tensão. A partir das informações fornecidas por Luiz (2007) e Naves (2006), verifica-se que o forno elétrico utilizado na calibração não possui um controle eletrônico de tensão/temperatura e se encontra ligado à rede elétrica não-estabilizada do laboratório, o que pode gerar uma grande variação nos valores de tensão (milivoltagem) medidos pelo multímetro. No que diz respeito à medição da temperatura durante a usinagem, com o método do termopar ferramenta-peça, torna-se necessário criar um circuito que envolva peça, ferramenta e sistema de aquisição, para assim medir a diferença de potencial gerada

pelo efeito “Seebeck”. Porém, a peça usinada se encontra em movimento giratório, o que dificulta a conexão do sistema. Assim, foi utilizada uma cuba de mercúrio, Fig. (9.8), com a função de fechar o circuito elétrico. Neste caso, interferências ou ruídos advindos da movimentação do mercúrio podem influenciar o sinal de tensão lido pelo multímetro.

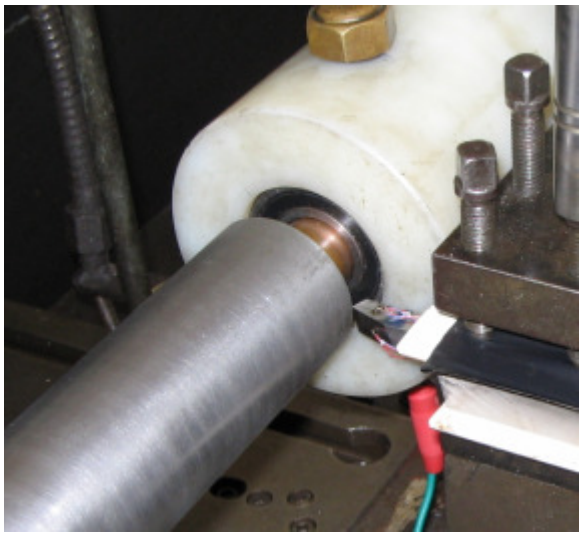


Figura 9.8 – Detalhe da cuba de mercúrio utilizada no método termopar ferramenta-peça, Luiz (2007).

Quanto à temperatura medida pelo método do termopar ferramenta-peça, Astakhov (1998) afirma que o método termopar ferramenta-peça apresenta valores da tensão que representam os valores médios da temperatura na interface de contato. Por outro lado, Stephenson (1992) afirma que a força eletromotriz medida é um valor médio e esta não corresponde à temperatura média da interface. Isto somente ocorre se a temperatura for uniforme ou se a força eletromotriz do par ferramenta-peça variar linearmente com a temperatura. Assim, percebe-se que ainda existe certa dúvida quanto ao fato da temperatura medida ser realmente a temperatura média da interface cavaco-ferramenta-peça. Como o contato da ferramenta com a peça não é linear e estável, existem picos e vales nesta região, o que pode influenciar nos valores da tensão medidos. O método apresenta como desvantagem a necessidade de que o par ferramenta-peça seja sempre formado por materiais condutores de eletricidade. Assim, ferramentas de cerâmica e peças de materiais não metálicos não podem ser utilizadas neste método.

Diante dos resultados apresentados e das possíveis fontes de erro analisadas, verifica-se que nenhuma técnica existente até o momento é universalmente aceita como absoluta (MACHADO; SILVA, 2004). O que na verdade existe são tentativas de se entender os pontos fundamentais do processo de transferência de calor durante a usinagem por torneamento, pois,

julga-se que o entendimento é o passo mais próximo da capacidade de se prever o desempenho deste processo de fabricação.

CAPITULO X

ANÁLISE DE ERROS NA SOLUÇÃO DO PROBLEMA TÉRMICO DE USINAGEM

Neste capítulo, apresenta-se uma discussão e análise sobre as principais fontes de erro presentes na simulação do processo de transferência de calor na ferramenta de corte, assim como uma análise das possíveis fontes de erros da montagem experimental utilizada. Tais fontes de erro devem ser determinadas e minimizadas para se atingir a máxima precisão dos resultados. Dentre as fontes de erro citam-se:

I) Incerteza na geometria do modelo matemático e simplificações adotadas;

II) Identificação das propriedades térmicas da ferramenta;

III) A transferência de calor por convecção entre a ferramenta e o meio;

IV) Incerteza na medição das temperaturas experimentais;

V) Incerteza na medição da área de contato cavaco-ferramenta.

10.1 - Incerteza na representação geométrica do modelo matemático e simplificações adotadas

A modelagem teórica busca representar o fenômeno físico real com a maior fidelidade possível. Entretanto, vários fatores são responsáveis pela inserção de erros ou incertezas no modelo matemático, dentre eles citam-se: as simplificações geométricas, os efeitos do ajuste entre a geometria e a malha, e os erros no processo de medição das coordenadas dos materiais envolvidos.

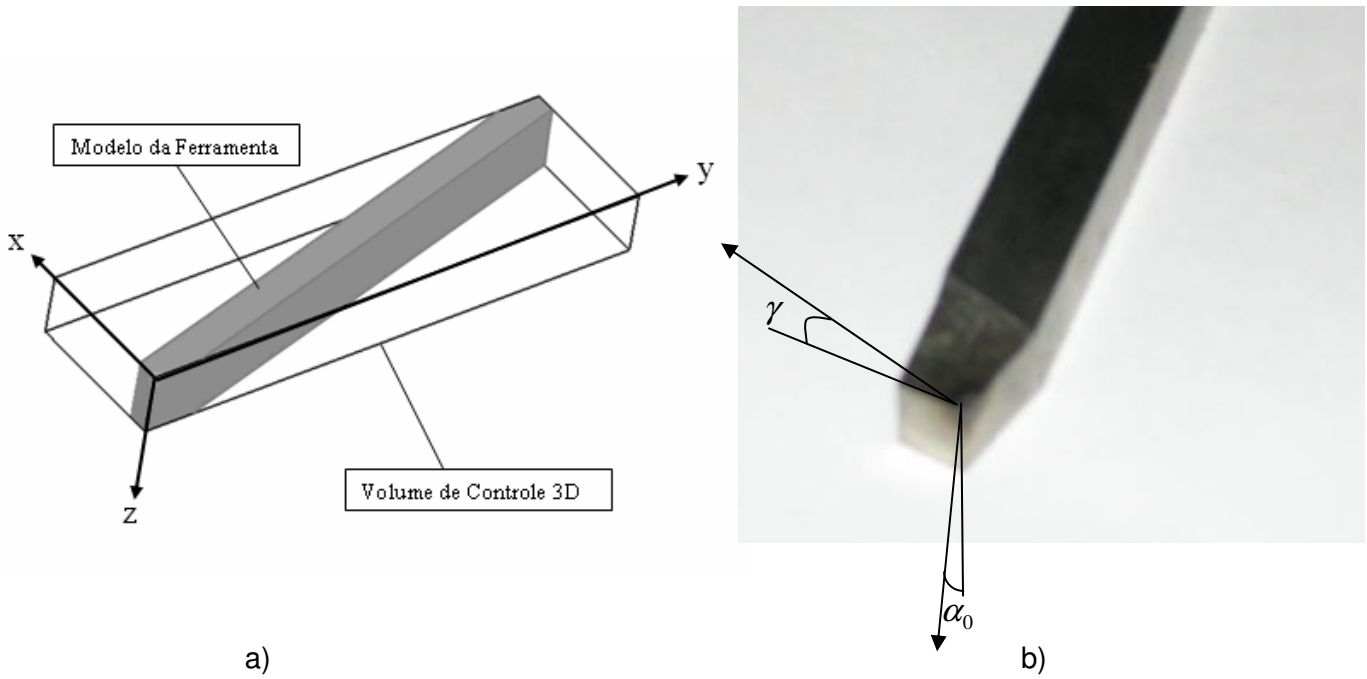


Figura 10.1 - Comparação geométrica: a) modelo simulado; b) modelo real.

Percebe-se, analisando a Fig. (10.1 a), que algumas simplificações geométricas foram adotadas para o modelo térmico de usinagem quando comparado à ferramenta, Fig. (10.1 b). Por exemplo, observa-se no modelo apresentado na Fig. (10.1 a) que ele não possui o ângulo de saída (γ). De acordo com Machado e Silva (2004) este ângulo tem a finalidade de facilitar o escoamento (deslizamento) do cavaco na superfície de saída da ferramenta e de favorecer a quebra do mesmo durante o processo de usinagem. Além da ausência do ângulo de saída, o modelo apresenta outra simplificação no que se refere à ausência do ângulo de folga (α_o), também chamado de ângulo de incidência da ferramenta, Fig. (10.1 b). Machado e Silva (2004) mencionam que durante o processo de torneamento, o ângulo de folga evita que a superfície lateral da ferramenta tenha atrito a superfície principal de usinagem, o que garante a integridade da ferramenta e da peça. Analisando as simplificações mencionadas, do ponto de vista de simulação computacional, os ângulos não possuem grande relevância, uma vez que eles são relativamente pequenos. Assim, optou-se por um ângulo de saída γ igual a 0° e um ângulo de folga α_o igual a 0°. Essa simplificação fez com que o modelo térmico da ferramenta apresentasse 1,95 x 10^{-7} m^3 a mais de material do que a ferramenta real, o que significa que volume do modelo térmico excede em 1,47 % o volume da ferramenta real. Do ponto de vista térmico, essa quantidade de material é muito pequena, logo tem pouca influência na solução numérica do modelo térmico.

Outra fonte de erro é quanto ao “efeito degrau” gerado nas regiões cortadas do modelo térmico. Conforme apresentado no Capítulo 7, este efeito está fortemente ligado à malha utilizada, sendo que quanto mais fina a malha, menor o efeito degrau. Nos Capítulos 5 e 7, foram feitas uma série de estudos com relação a esse efeito objetivando encontrar uma malha fina o suficiente para minimizá-lo ao máximo, mantendo a confiabilidade nos cálculos e estimativas dos parâmetros em estudo, dentro de um tempo computacional baixo.

Quanto as dimensões da ferramenta, estas são fornecidas ao modelo matemático por meio de coordenadas reais medidas experimentalmente e têm como objetivo simplificar e facilitar o processo de modelagem. As coordenadas, representadas por conjuntos de pontos (x, y, z) medidos a partir de um eixo fixo de referência, foram obtidas por meio de um paquímetro com divisão de escala de 0,02 mm. Este equipamento, apesar de sua boa precisão, pode levar a erros de medição como, por exemplo: erros de leitura que são influenciados principalmente por dois fatores: paralaxe e pressão de medição (máx. ± 0,005 mm); erros de influências objetivas e subjetivas caracterizados por: erros de planicidade dos bicos de medição (máx. ± 0,002 mm); erros de paralelismo dos bicos de medição (máx. ± 0,003 mm); erros das divisões da régua (máx. ± 0,005 + L/0,050 mm, onde L é o comprimento da escala); erro da divisão do VERNIER (máx. ± 0,005 mm); erro da colocação em zero (máx. ± 0,005 mm); e erros de leitura (máx. ± 0,015 mm). A partir do conhecimento dos erros que podem estar presentes no processo de medição das dimensões da ferramenta, foram tomados os devidos cuidados, seguindo todos os procedimentos para o uso correto do paquímetro, para que estes erros fossem minimizados ao máximo. Além disso, foram efetuadas uma série medições para cada dimensão, realizando-se assim uma análise de repetibilidade dos valores medidos. Este procedimento permitiu gerar a malha numérica tridimensional para a simulação da transferência de calor no processo de torneamento, Fig. (7.3 b).

10.2 – Identificação das propriedades térmicas da ferramenta

Outra incerteza importante, e ainda relacionada ao modelo, refere-se às propriedades térmicas da ferramenta de corte que foram obtidos no endereço eletrônico: <http:/ www.taytorspecialsteels.co.uk>, conforme a Tab. (9.1). Observa-se que os valores usados baseiam-se na hipótese de que a ferramenta em estudo possui a mesma composição química, tratamento térmico ou qualquer outro tipo de beneficiamento da ferramenta usada para a obtenção dos valores de referência.

Analisando a Tab. (9.1), percebe-se que a propriedade térmica do material envolvido foi considerada dentro de apenas duas faixas específicas de temperatura, que são de 0 ºC à 400 ºC e acima de 400 ºC. Entretanto, devido aos altos gradientes térmicos desenvolvidos durante

o processo de torneamento, as propriedades térmicas podem variar muito, o que geram erros e incertezas no processo de simulação utilizando apenas essas duas faixas. O ideal neste tipo de trabalho seria medir previamente as propriedades termofísicas dos materiais envolvidos, comparando os resultados obtidos com os fornecidos pela literatura ou pelo fabricante da ferramenta, e especificando uma curva que forneça uma gama maior de faixas relacionando a variação das propriedades térmicas com a temperatura. Por outro lado, tal procedimento é dispendioso e requer equipamentos e softwares sofisticados. A identificação das propriedades térmicas de ferramentas de corte é atualmente tema de pesquisas do Laboratório de Transferência de Calor e Massa e Dinâmica dos Fluídos (LTCM) da Faculdade de Engenharia Mecânica (FEMEC) da Universidade Federal de Uberlândia (UFU).

10.3 - A transferência de calor por convecção entre a ferramenta e o meio

Outra fonte de erro a ser analisada se refere à transferência de calor por convecção entre a ferramenta e o meio onde ela se encontra (ar). Desta forma, foi realizado um estudo da convecção livre laminar nas fronteiras do modelo térmico. A convecção livre, de uma forma geral, surge de uma instabilidade térmica criada pela diferença de temperatura entre uma superfície e o meio. Ela ocorre quando os fluídos mais quentes e mais leves deslocam-se em relação aos fluídos mais frios e mais pesados (INCROPERA, 1998). Observa-se que as propriedades térmicas do meio, assim como as equações governantes, devem ser conhecidas para uma análise do efeito da convecção. A taxa de transferência de calor por convecção entre a ferramenta e o meio (ar) é dada pela lei do resfriamento de Newton (INCROPERA, 1998), Eq. (10.1).

$$q_{conv} = h\, A_{\sup} \left(T_{\sup} - T_{\infty} \right) \tag{10.1}$$

onde q_{conv} representa a taxa de transferência de calor por convecção, $A_{\sup}$ e $T_{\sup}$ a área e a temperatura superficial do conjunto, T_{∞} a temperatura ambiente e h o coeficiente de transferência de calor por convecção.

Neste trabalho adotou-se um h médio de 20 W/m²K em toda a superfície da ferramenta para obter a solução do problema térmico de usinagem por torneamento (Capítulo 9). No entanto, sabe-se que a determinação correta do coeficiente de transferência de calor por convecção não é uma tarefa fácil. Nesse sentido, realizou-se uma análise da influência do coeficiente de transferência de calor por convecção na temperatura calculada na interface do corte, conforme apresentado nas Figs. (10.2) e (10.3).

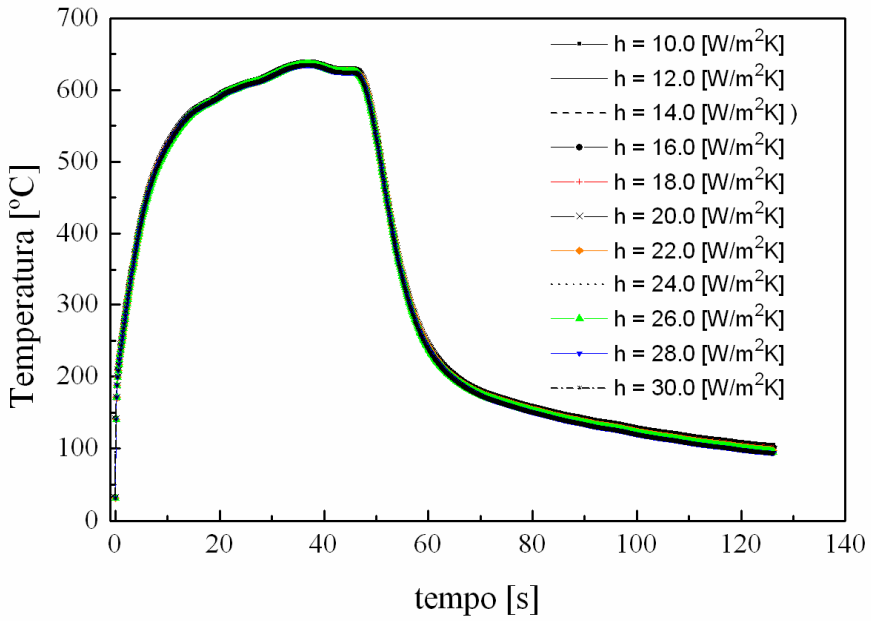


Figura 10.2 – Variação da temperatura na interface de corte para diferentes valores de h. Condição de corte analisada: avanço de 0,138 mm/rot, velocidade de corte de 142 m/min (rotação de 900 rpm) e profundidade de corte de 1,0 mm (no raio).

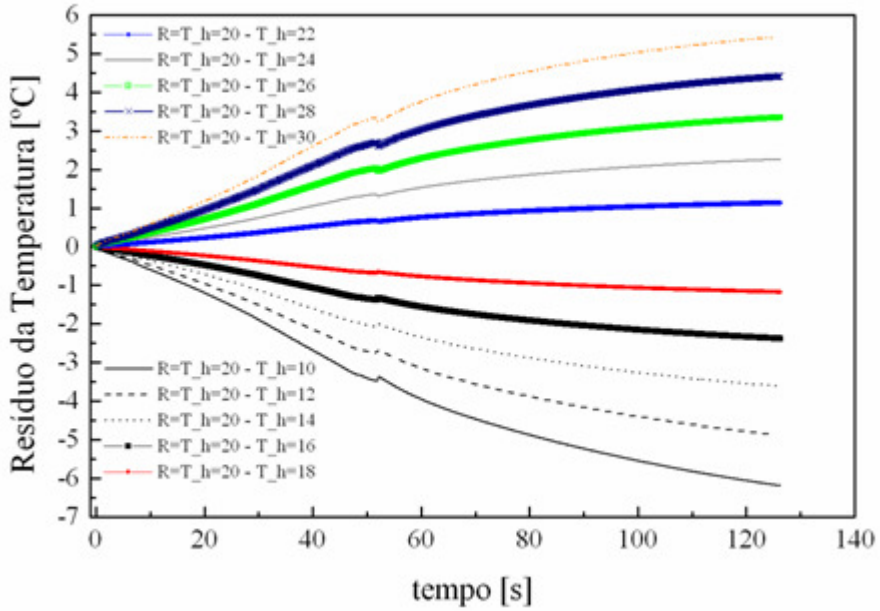


Figura 10.3 – Resíduo entre as temperaturas na interface de corte Fig. (10.2), considerando como referência a temperatura calculada para h = 20 W/m²K.

Cabe ressaltar inicialmente que o campo de temperatura na Fig. (10.2) é para a condição de corte avanço de 0,138 mm/rot, velocidade de corte de 142 m/min e profundidade de corte no diâmetro de 1,0 mm.

Nota-se na Fig. (10.2) que os coeficientes de transferência de calor por convecção (h), dentro da faixa analisada (10 – 30 W/m^{2}K), têm pouca influência na temperatura final da interface de corte. Adotando-se um h médio de 20 W/m²K como referência, Fig. (10.3), e comparando a temperatura calculada com aquelas obtidas para os demais valores de h, obteve-se um erro máximo inferior a 0,74 %. Diante deste resultado, conclui-se que a faixa de valores de h analisada não compromete o cálculo da temperatura na interface de corte. Fato esse que justifica a adoção de um h médio de 20 W/m²K.

A Fig. (10.4) apresenta a taxa de transferência de calor por convecção (Eq. 10.1) na interface de corte para diferentes valores de h ao longo do período de usinagem.

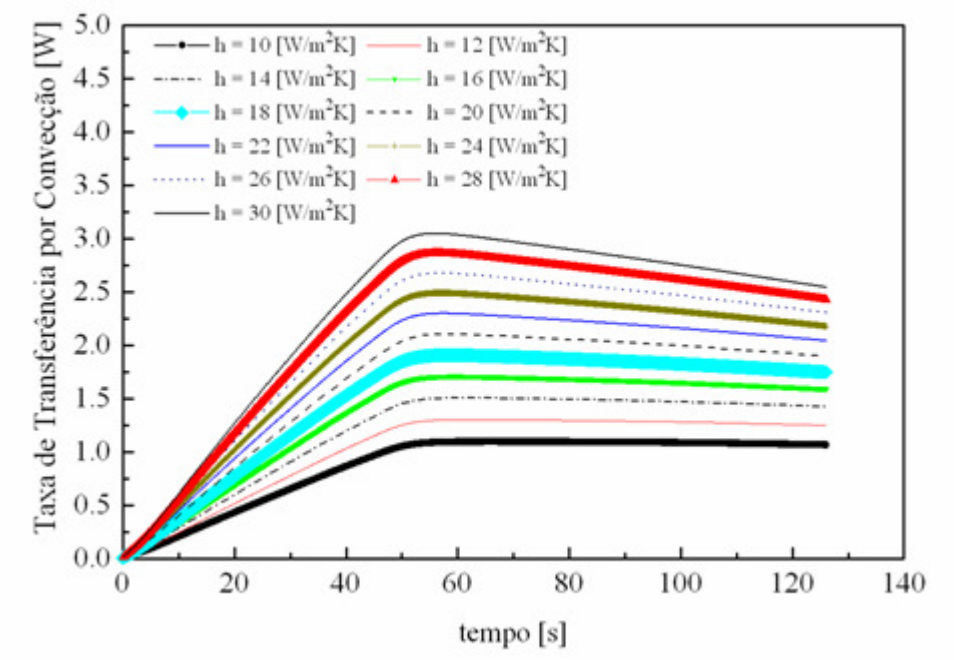


Figura 10.4 – Taxa de transferência de calor por convecção total para diferentes valores de h para as seguintes condições de corte: avanço de 0,138 mm/rot, velocidade de corte de 142 m/min (rotação de 900 rpm) e profundidade de corte de 1,0 mm (no raio).

Analisando-se a Fig. (10.4), verifica-se que aumentando o h, a taxa de transferência de calor torna-se mais significativa. Além disso, dentro da faixa de valores de h analisados (10 – 30 W/m^{2}K), obtêm-se uma diferença máxima de 1 W em relação a taxa padrão calculada para h = 20 W/m²K. Sabendo-se que a energia máxima gerada na interface de corte, durante o processo de usinagem analisado, é 16,2 W (Fig. 9.1 a), verifica-se que, apesar da temperatura

na interface de corte sofrer pouca influência de variações no valor de h, a energia total perdida por convecção chega a representar um valor máximo de 6,1 % da energia total gerada na interface de corte. Neste caso, o ideal seria que o h fosse calculado através de formulações empíricas ou matemáticas, pois num processo real de usinagem, a ferramenta está submetida simultaneamente a diferentes valores de h, influenciados pela temperatura da ferramenta, temperatura do meio, tipo da superfície de troca, entre outros fatores.

10.4 - Incerteza na medição das temperaturas experimentais

A temperatura é uma das grandezas mais medidas no mundo, perdendo apenas para a grandeza tempo. Diante disto, pode-se ter uma idéia de sua relevância na vida das pessoas e na produção industrial. Esta grandeza pode ser utilizada para monitorar, controlar um processo, como também em meteorologia, em pesquisas de novos combustíveis, aproveitamento da energia solar, desenvolvimento de motores para automóveis, tratamentos médicos e conservação de alimentos, entre outras diversas aplicações. Praticamente todo o processo industrial está sobre os efeitos dessa grandeza, portanto, controlá-la corretamente é primordial nos tempos de hoje. Ao contrário da pressão, a medição da temperatura não depende da quantidade do material que se pretende avaliar. Por esse motivo, foram muitas as dificuldades em se desenvolver um instrumento capaz de medi-la corretamente. Neste trabalho, optou-se pelos termopares tipo T, compostos por Cobre e Níquel, cuja faixa de medição é de -200 a 350 ºC (Iope, 2005). Estes equipamentos, ligados a um sistema de aquisição de dados HP 75000 Séries B com voltímetro E1326B, comandado por PC, Fig. (8.2) permitem a aquisição da temperatura na ferramenta.

Entende-se por erro de um termopar, o máximo desvio que este pode apresentar em relação a um padrão que é adotado como padrão absoluto. Este erro pode ser expresso em graus Celsius ou em porcentagem de temperatura medida, adotando-se sempre o maior valor. No caso do termopar tipo T os limites de erro são, de acordo com a norma IEC-584 - 2 (Revisão junho de 1989), de ± 0,5 ºC para a faixa de temperatura de -40 a 125 ºC e de 0,4 % para a faixa de 125 a 350 ºC. Outro fato importante é a relação temperatura máxima versus bitola do fio. Os termopares têm limites máximos e mínimos de aplicação que são funções das características físicas e termelétricas dos fios. O limite mínimo, segundo a ANSI MC 96.1, é de -200 ºC para o tipo T. O limite superior depende do diâmetro do fio utilizado na construção do termopar e no caso do termopar tipo T, segundo a ANSI MC 96.1 (1982), é de 370 ºC para um termopar de diâmetro de 1,63 mm (IOPE, 2005).

A qualidade do sinal está ainda relacionada com a sensibilidade do termopar, razão entre o sinal de saída e entrada, que deve ser constante na faixa de medição da temperatura

(range). Outra fonte de erro se refere à fixação do termopar na ferramenta de corte. Neste trabalho optou-se pela técnica da descarga capacitiva. Nesta técnica, o termopar é soldado no material que se deseja medir a temperatura o que possibilita a minimização do problema da resistência térmica de contato. A desvantagem é se tratar de uma aplicação exclusiva para materiais que são condutores elétricos.

No que diz respeito ao sistema de aquisição (HP 75000 Series B com voltímetro E1326B comandado por PC), este deve tolerar o uso de oito ou mais termopares, simultaneamente, além de permitir o ajuste do intervalo de aquisição da temperatura (Δt) de acordo com a necessidade do operador e possuir uma resolução mínima de ± 0.01 ºC. Estima-se que o erro de medição em todo o sistema (sensor/voltímetro) seja inferior a ± 0.3 ºC.

10.5 – Incerteza na medição da área de contato cavaco-ferramenta

O estudo para se definir a área de contato cavaco-ferramenta é uma das tarefas mais importantes em usinagem. Desenvolver uma metodologia precisa para medir corretamente esta área tem sido alvo de grandes esforços por parte dos estudiosos do ramo, isto por que são poucas as conclusões que podem ser retiradas de observações diretas durante o processo de usinagem. A maioria das análises e informações disponíveis sobre a identificação da área de contato cavaco-ferramenta são retiradas do estudo desta interface, após o corte ter sido interrompido.

Neste trabalho, a metodologia aplicada também se baseia na análise da área de contato após o corte interrompido, e consiste em medir a área em três arestas distintas da ferramenta para cada condição de usinagem, obtendo-se assim um valor médio. No processo de medição usou-se um sistema de tratamento de imagens assim como apresentado no Capítulo 8, Fig. (8.4), no qual, a partir do corte interrompido, visualiza-se a área de contato por meio de uma câmera de vídeo de alta resolução e na seqüência trata-se a imagem a partir do software GLOBAL LAB Image.

Entretanto, mesmo com as áreas de contato ampliadas a partir de um software de análise, a identificação da área de contato não é uma tarefa fácil e exige experiência e conhecimento do pesquisador. Normalmente, o que se obtém são áreas aproximadas, porque mesmo com as várias teorias existentes é difícil qual é a real área de contato cavaco-ferramenta.

Neste trabalho optou-se em aproximar o formato da área de contato cavaco-ferramenta para uma forma retangular, na qual a energia é distribuída uniformemente. No entanto, analisando-se a área de contato ampliada (Fig. 8.4), percebe-se que a distribuição de energia não é uniforme. Dearnley (1983) estudando a distribuição de temperatura em insertos de metal

duro utilizando técnicas metalográficas determinou o seguinte comportamento da temperatura com o aumento do avanço, Fig. (10.5).

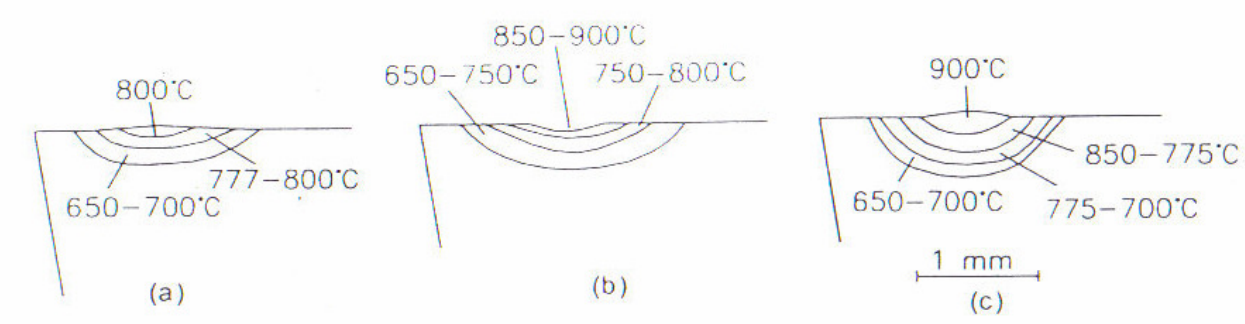
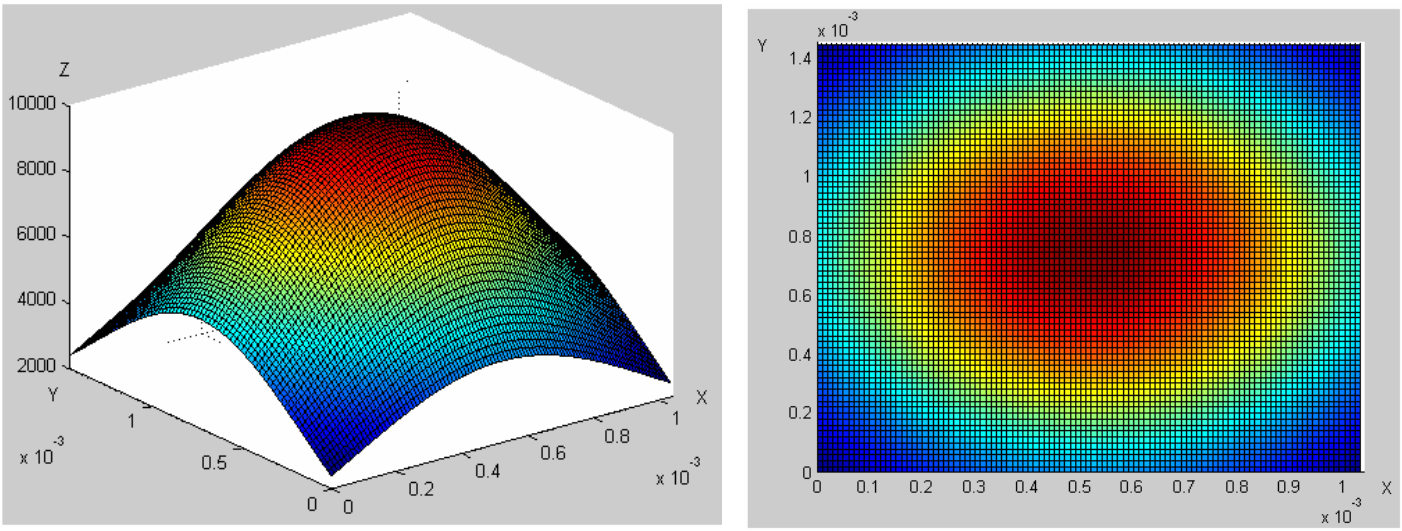


Figura 10.5 – influência do avanço nas temperaturas das ferramentas usadas para cortar aço com avanços de a) 0,125 mm/volta; b) 0,250 mm/volta; c) 0,5 mm/volta; (DEARNLEY, 1983).

Nesse sentido, propõe-se neste capítulo aplicar uma distribuição de calor não uniforme na interface de corte e analisar e comparar os campos térmicos desenvolvidos na ferramenta de corte com aqueles calculados a partir do fluxo de calor uniforme. Nesse sentido, optou-se por uma distribuição exponencial do fluxo de calor na interface de corte conforme apresentado na Fig. (10.6).



a) b)

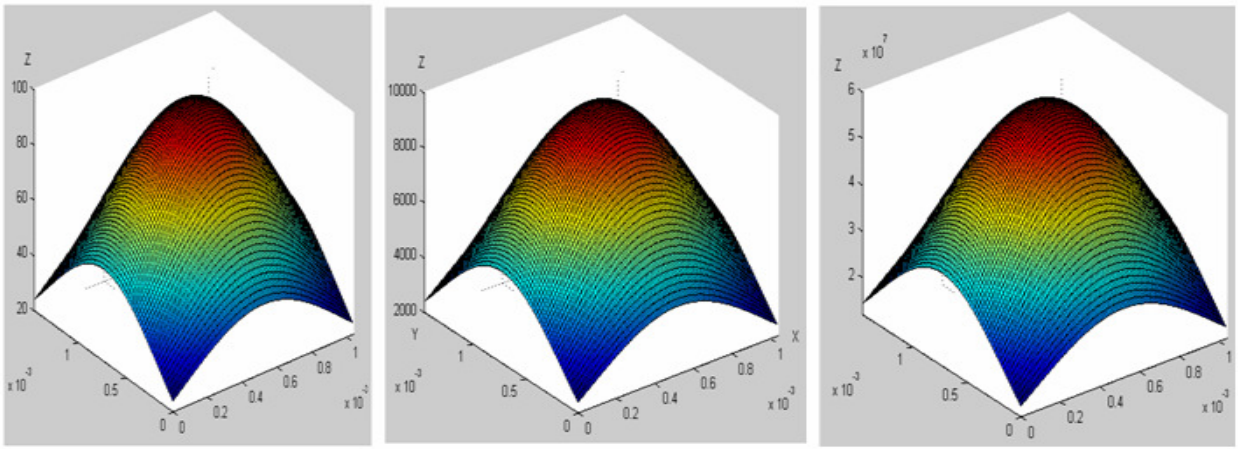
Figura 10.6 – a) Forma exponencial utilizada para simular o fluxo de calor na área de contato cavaco-ferramenta (plano xy) considerando por exemplo um fluxo de calor de 10000 W/m^2; b) Visualização 2D da distribuição de energia na área de contato.

Neste caso, a função exponencial adotada é apresentada na Eq. (10.2):

$$q'' = q''_a \cdot e^{(-\frac{1}{l_x^2}).(x-x_o)^2 + (-\frac{1}{l_y^2}).(y-y_o)^2} \qquad (10.2)$$

onde as variáveis x e y definem as coordenadas da área de contanto, q_a'' permite ajustar a amplitude máxima do fluxo na área de contato a cada instante de aquecimento (eixo Z), l_x e l_y ajustam as dimensões da área de contato e x_0 e y_0 definem o ponto de maior amplitude na área. Ressalta-se que as variáveis l_x, l_y, x_o e y_o são ajustadas para cada condição de corte, a partir da análise das áreas de contato ampliadas por meio do software GLOBAL LAB Image. Desta forma, a partir da solução inversa, pode-se estimar com maior precisão a distribuição de energia fornecida a ferramenta.

Para mostrar a flexibilidade da função adotada para distribuir o fluxo de calor na área de contanto cavaco-ferramenta, as Figs. (10.7) a (10.10) apresentam algumas variações da função exponencial de acordo com cada variável definida anteriormente.



a) b) c)

Figura 10.7 – Função exponencial com variação crescente da amplitude q_a''.

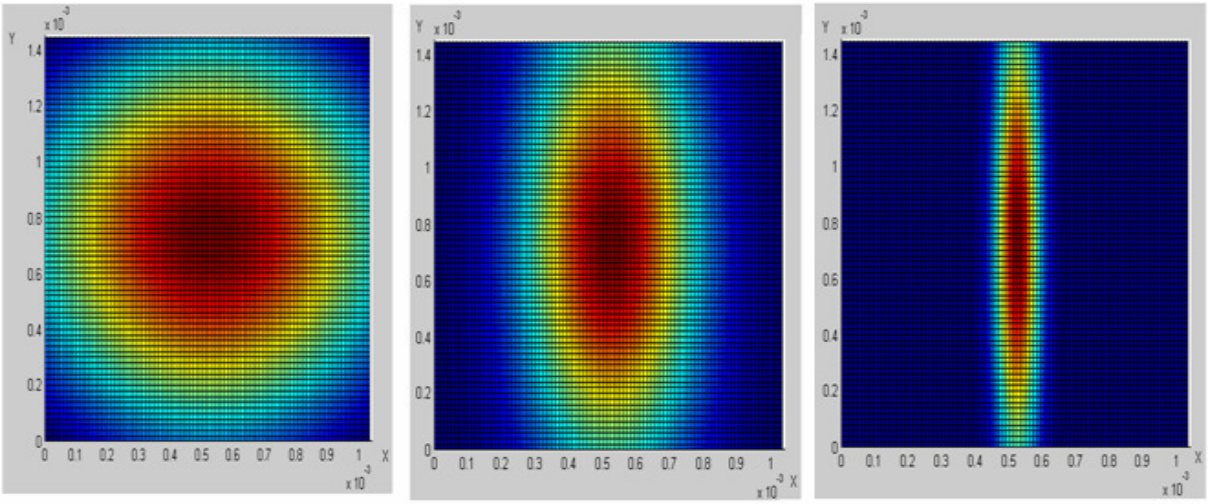


Figura 10.8 – Função exponencial com variação da dimensão da largura l_x .

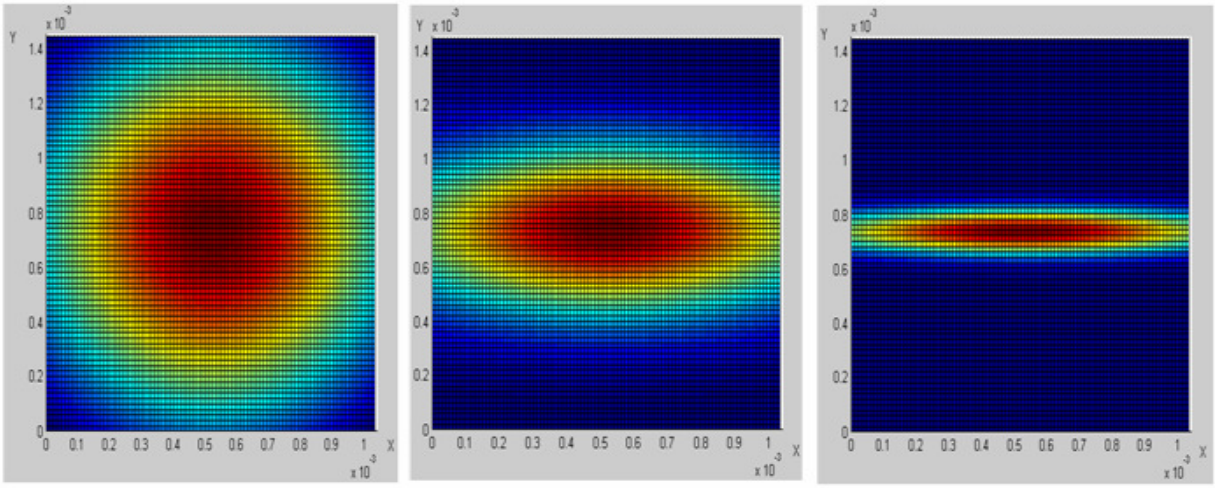
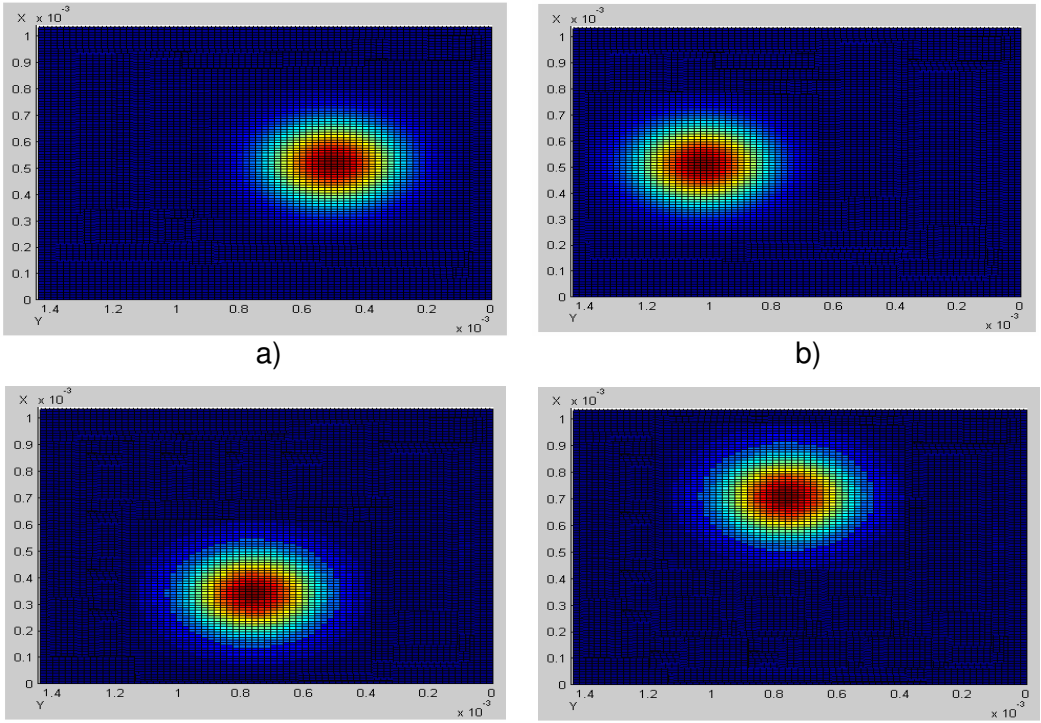


Figura 10.9 – Função exponencial com variação da dimensão l_y .

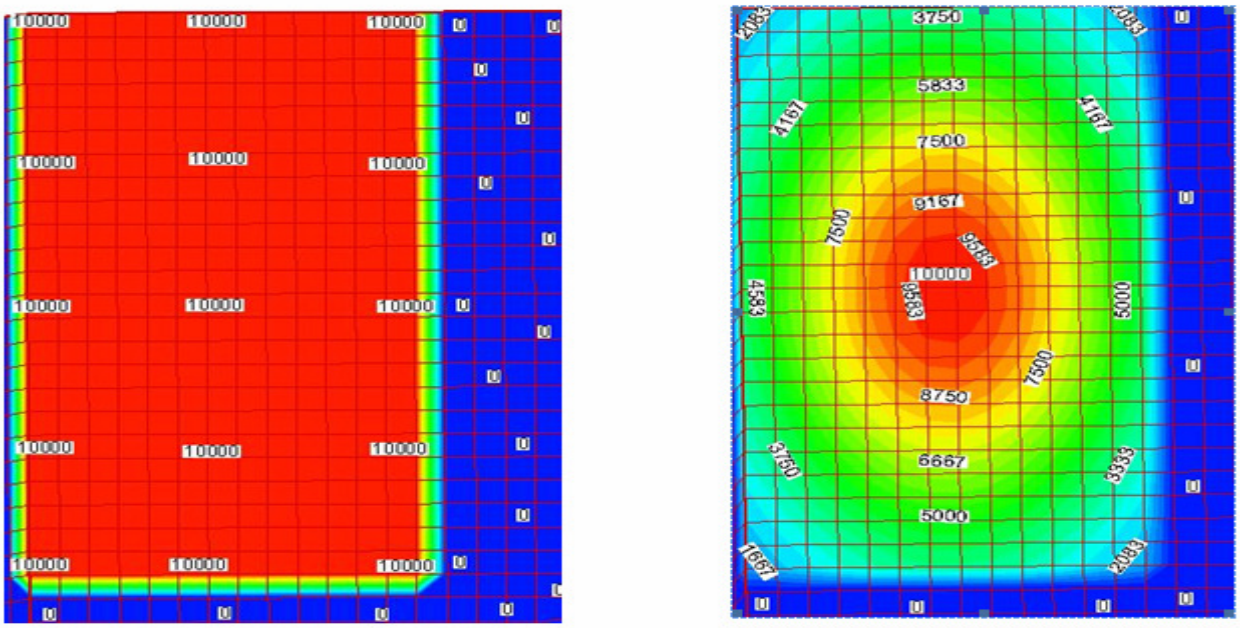


a) b)

c) d)

Figura 10.10 – Função exponencial com variação das coordenadas x_0 e y_0 referentes ao ponto de maior amplitude na área de contanto.

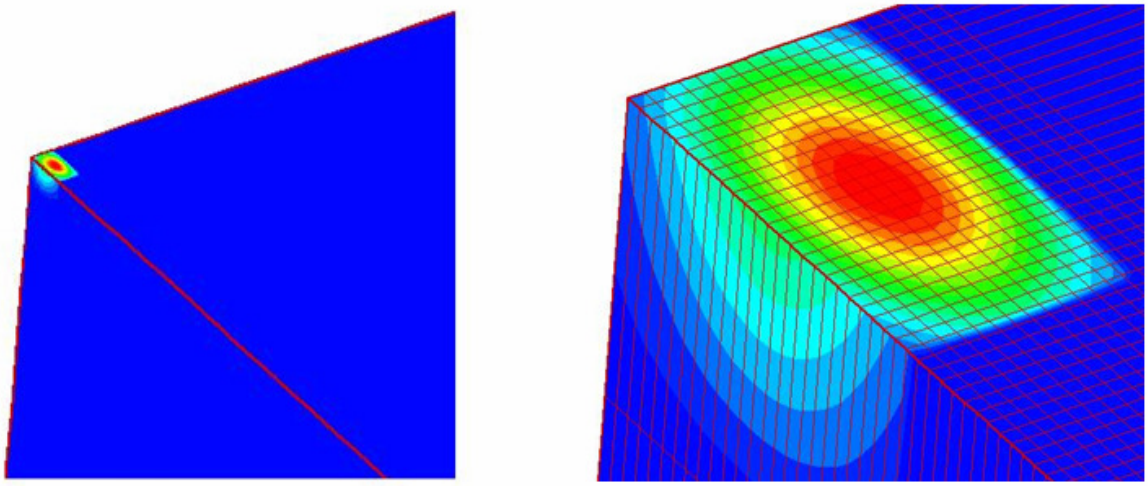
Assim, implementando a função exponencial no software INV 3D é possível refazer os cálculos numéricos e comparar os resultados obtidos com aqueles apresentados no Capítulo 9 para fluxo uniforme. A Fig. (10.11) apresenta de forma clara a distribuição do fluxo de calor (exemplo 10000 W/m^2) conforme as duas abordagens adotadas neste trabalho.



a) b)

Figura 10.11 – a) Distribuição de um fluxo de calor uniforme de 10000 W/m^2 na interface de corte. b) Distribuição de um fluxo de calor exponencial de 10000 W/m^2 na interface de corte

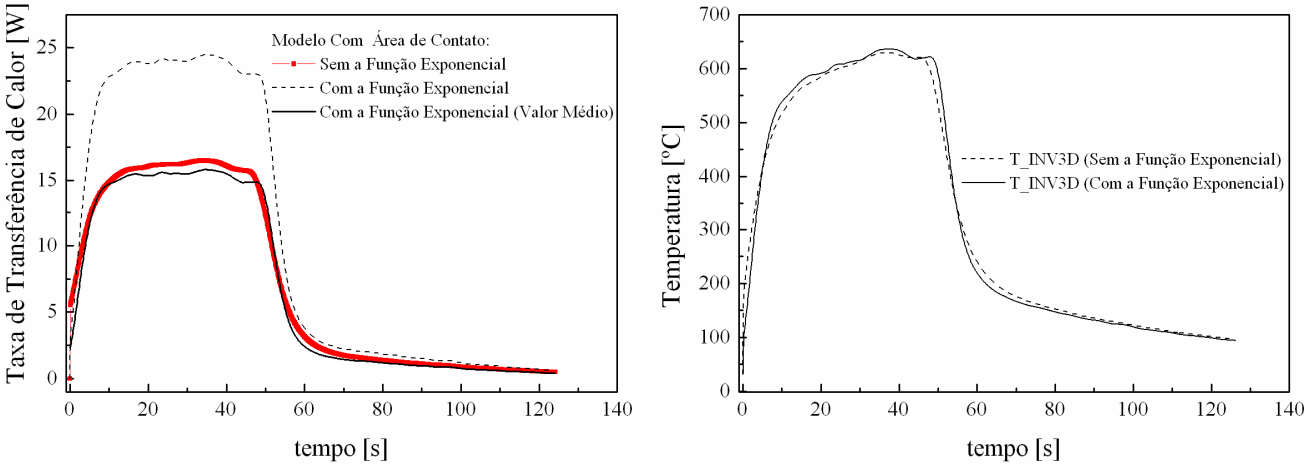
A Fig. (10.12) apresenta a visualização tridimensional do fluxo de calor na interface de corte a partir da função exponencial.



a) b)

Figura 10.12 – a) Visualização tridimensional do fluxo de calor na interface de corte a partir da função exponencial. b) Detalhe da distribuição do fluxo de calor.

Na Fig. (10.13), por sua vez, apresenta-se uma comparação entre os resultados estimados a partir do fluxo de calor exponencial e aqueles apresentados no Capítulo 9 para fluxo uniforme.



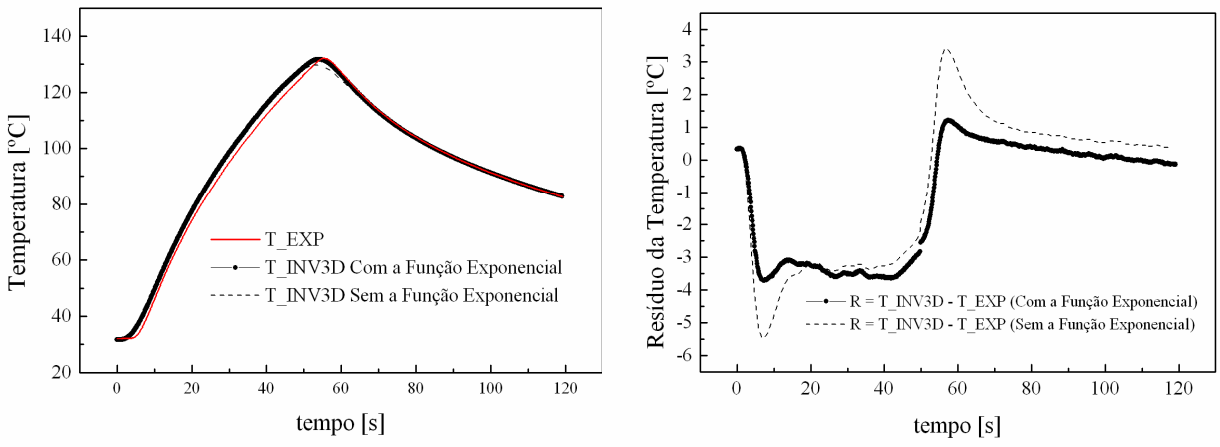
a) b)

Figura 10.13 – a) Comparação entre as taxas de transferência de calor. b) Temperatura na interface de corte calculada a partir de cada metodologia.

Ressalta-se que os resultados apresentados na Fig. (10.13) são para as seguintes condição de usinagem: avanço de 0,138 mm/rot, velocidade de corte de 142 m/min e profundidade de corte no diâmetro de 1,0 mm.

A partir da análise da Fig. (10.13 a), verifica-se que a função exponencial permite definir uma taxa de transferência de calor máxima e média na interface de corte. Além disso, a taxa de transferência de calor média estimada com fluxo não uniforme é muito similar àquela encontrada no Capítulo 9, estimada a partir do fluxo de calor uniforme. Na Fig. (10.13 b), nota-se que a temperatura calculada na interface de corte em ambos os casos é praticamente a mesma. Fato este já esperado, pois em ambos os casos a energia total fornecida ao modelo térmico foi praticamente a mesma.

Na Fig. (10.14), apresenta-se uma comparação entre a temperatura experimental e calculada a partir da cada metodologia.

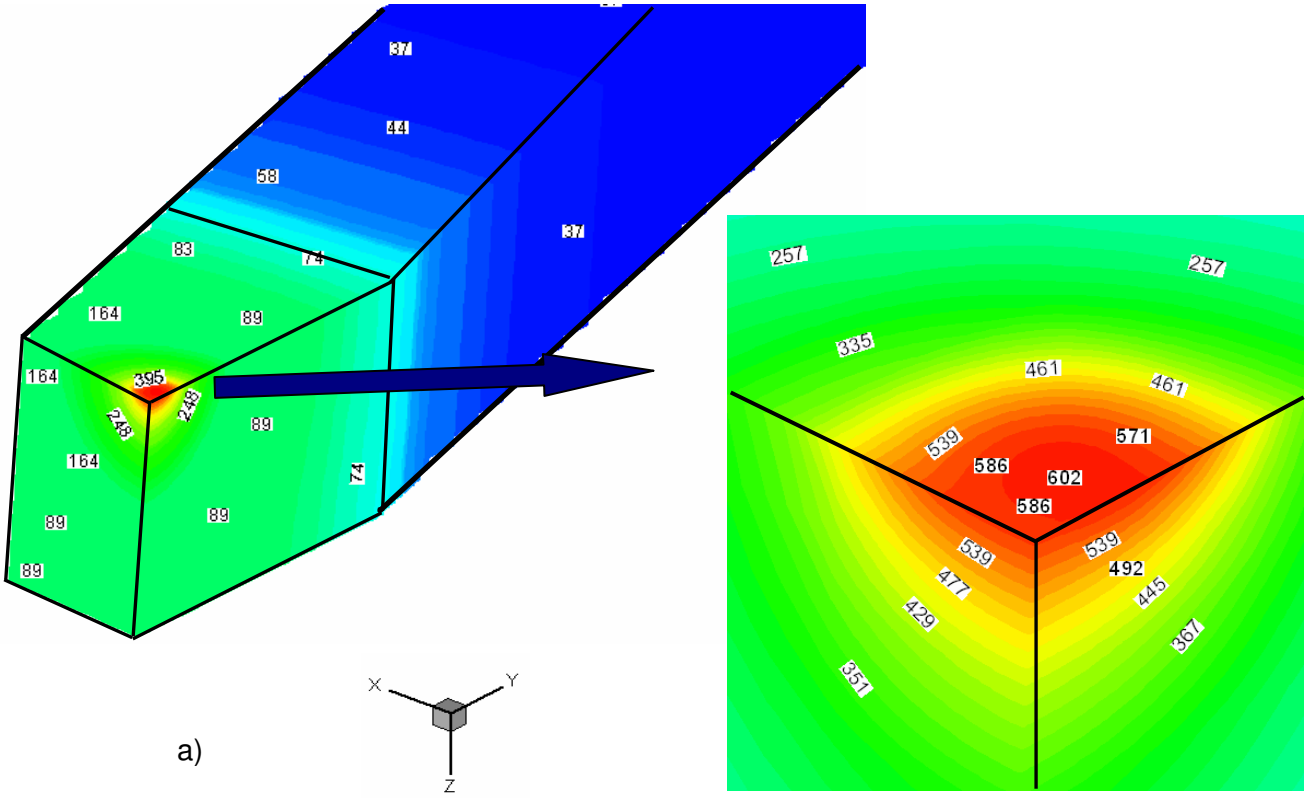


a) b)

Figura 10.14 – a) Comparação entre a temperatura experimental e calculada pelo INV 3D. b) Resíduo entre as temperaturas.

Na Fig. (10.14 a), verifica-se uma boa concordância entre as temperaturas. Contudo, analisando a Fig. (10.14 b) percebe-se que o modelo apresenta um resíduo menor, em comparação com a temperatura experimental, quando utiliza a função exponencial.

Para se obter uma análise mais detalhada dos campos térmicos desenvolvidos na ferramenta de corte considerando o fluxo de calor exponencial, apresenta-se na Fig. (10.15) uma visualização tridimensional da temperatura no último instante de aquecimento (57 s).



a) b)

Figura 10.15 – Distribuição tridimensional da temperatura a partir do fluxo de calor exponencial: a) Ferramenta em escala 3:1 e b) Região da interface de corte: escala 20:1.

O modelo da Fig. (10.15) apresenta a distribuição de temperatura obtida a partir de uma malha numérica com 76912 nodos, conforme apresentado no Capítulo 7. Ressalta-se que os campos térmicos apresentados acima se referem às temperaturas nos centros dos volumes finitos e não na superfície, o que explica os valores menores encontrados quando comparados com a Fig. (10.13 b).

Percebe-se na Fig. (10.15 a) que a distribuição tridimensional, usando a função exponencial, apresenta um comportamento térmico parecido com o da Fig. (9.3). Porém, como a concentração de energia térmica é distribuída de forma não uniforme, a transferência da energia é mais lenta. Assim, a técnica inversa escolhida (Função Seqüencial Especificada), para compensar o efeito térmico mais lento da energia transferida ao modelo, estima um fluxo térmico maior que o obtido no Capítulo 9, Fig. (9.1 a). Analisando-se a Fig. (10.15 b), verifica-se que o gradiente térmico na interface de corte, usando a função exponencial, é maior do que aquele apresentado no Capítulo 9, Fig. (9.1 b). Este fato é claramente comprovado a partir da análise das Figs. (10.16) e (10.17).

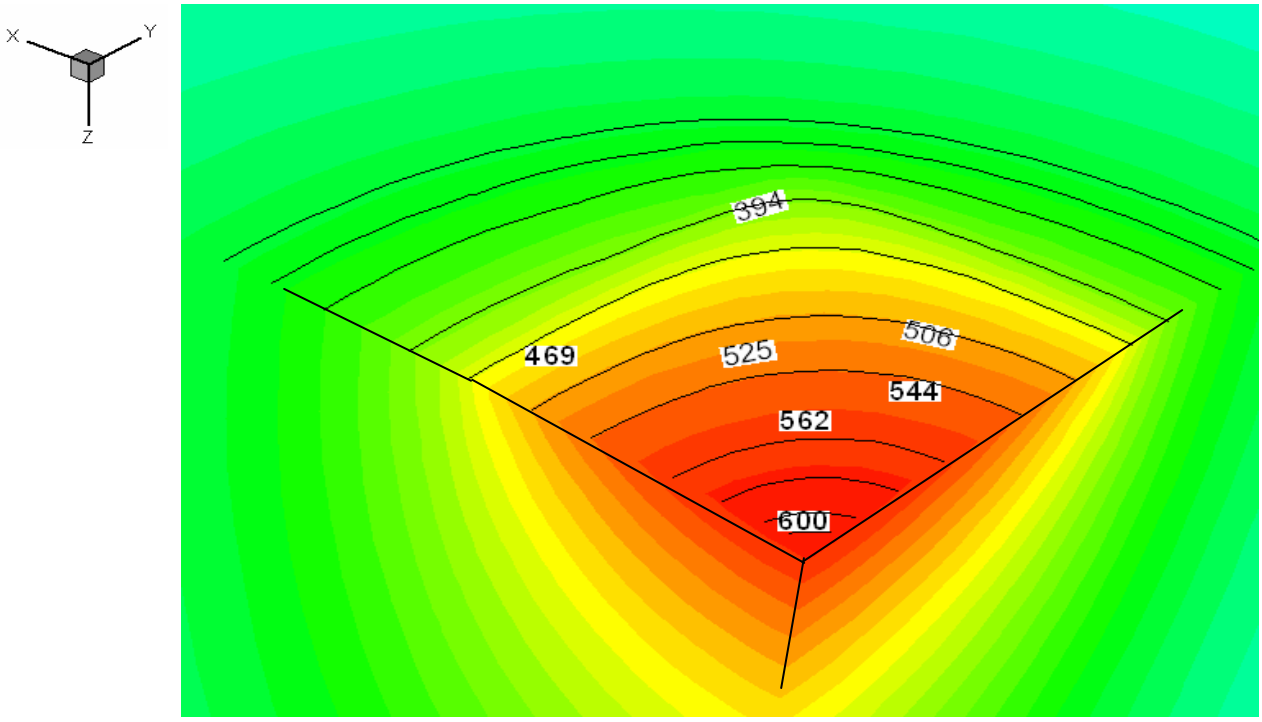


Figura 10.16 – Isotermas considerando fluxo de calor uniforme: escala 50:1.

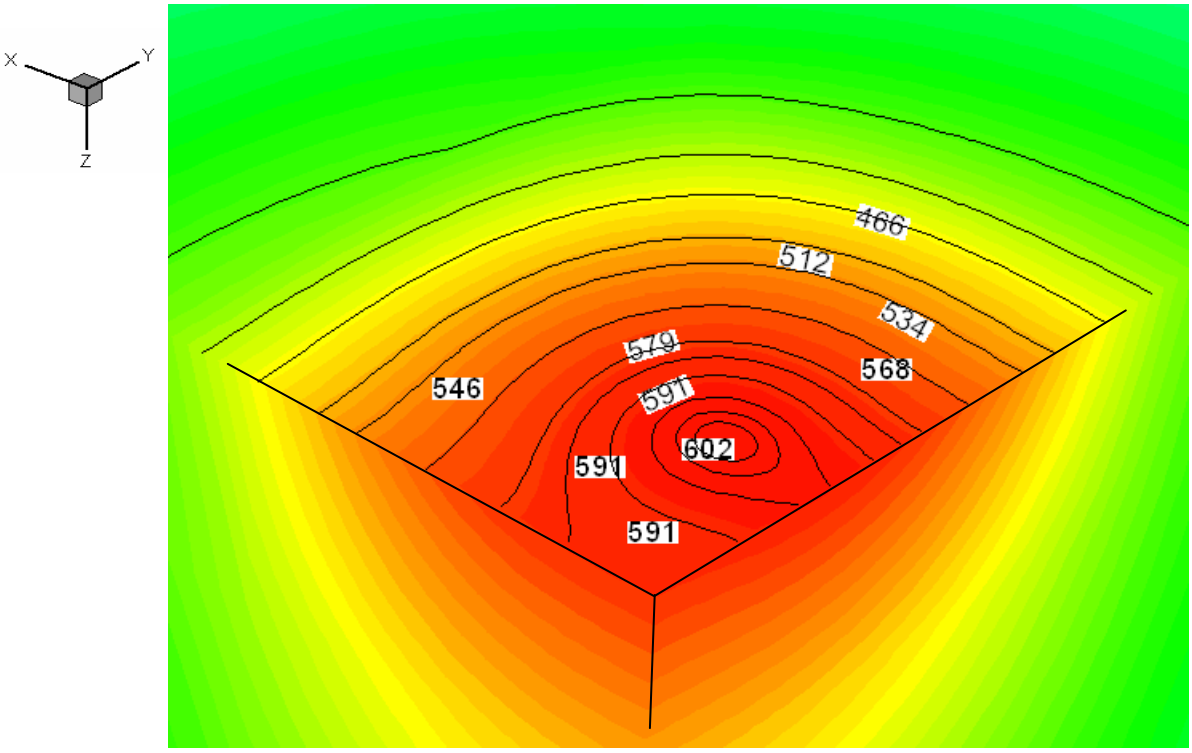
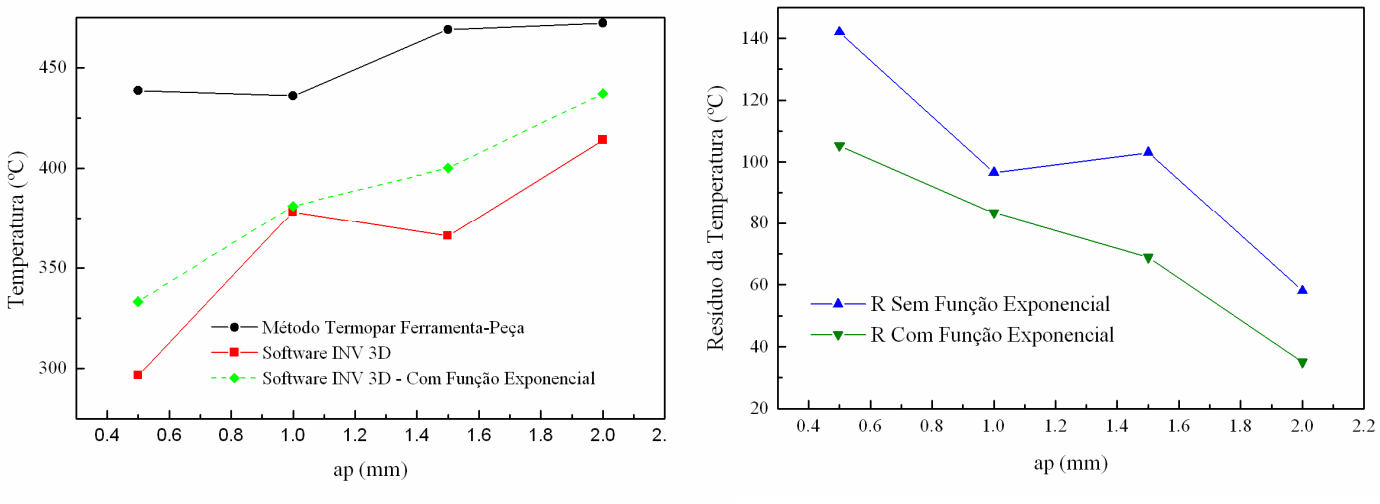


Figura 10.17 – Isotermas considerando fluxo de calor exponencial: escala 60:1.

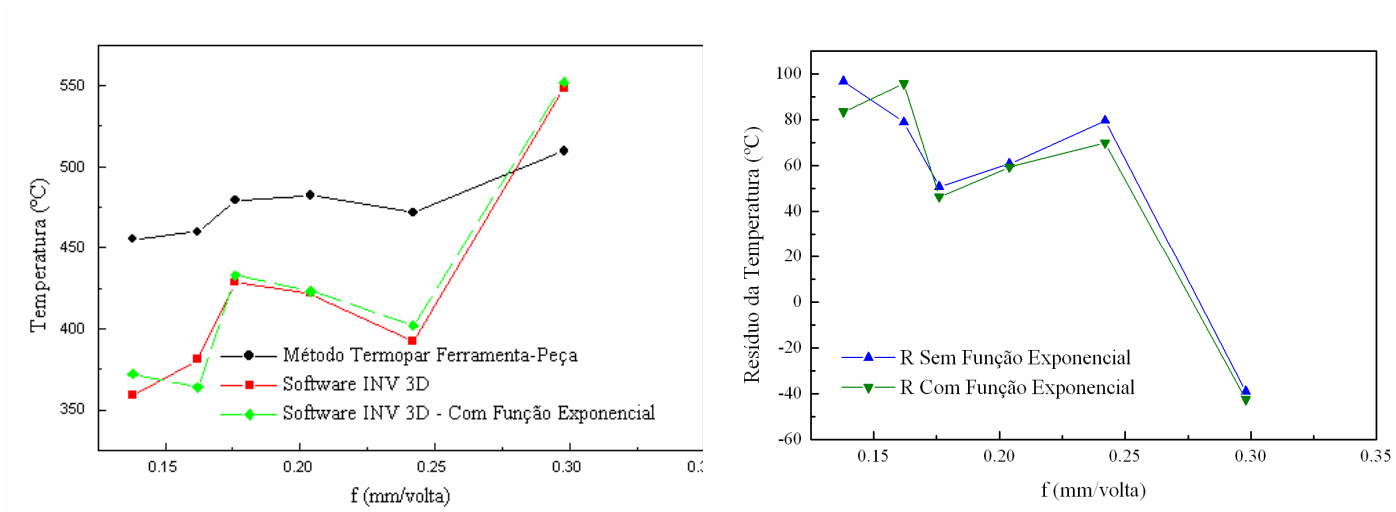
Analisando-se as Fig. (10.16) e (10.17), e comparando tais resultados com outros encontrados na literatura, dentre eles o de Dearnley (1983), percebe-se que as isotermas em um processo de usinagem real tendem a se comportar conforme apresentado na Fig. (10.17), ou seja, a temperatura máxima na área de contato se apresenta a uma determinada distância da aresta principal de corte.

As Figs. (10.18) a (10.20) apresentam o comportamento da temperatura na interface de corte em função da variação da profundidade de corte, avanço e velocidade de corte (rotação), conforme as condições de corte definidas nas Tabs. (8.4) à (8.6), respectivamente. Os resultados obtidos no processo de simulação são comparados novamente aos valores obtidos por Luiz (2007), a partir do método do termopar ferramenta-peça.



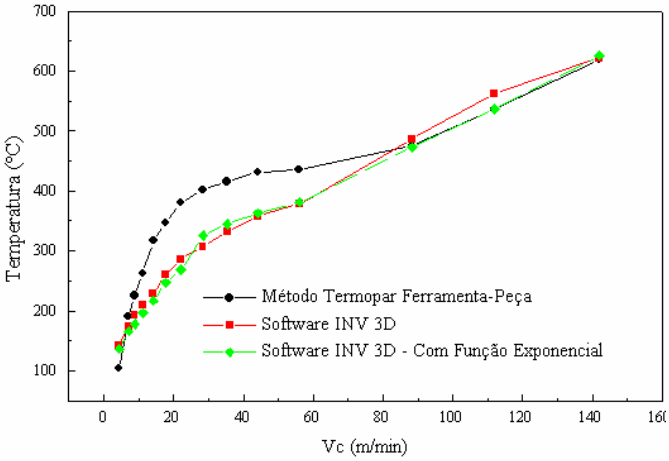
a) b)

Figura 10.18 – a) Variação da temperatura na interface cavaco-ferramenta considerando a profundidade de corte (ap) variável; Vc = 55,98 m/min (rotação de 355 rpm) e f = 0,138mm/rot; b) Diferença (resíduo) entre as temperaturas da Fig. (10.18 a), adotando o método do termopar ferramenta-peça como referência.

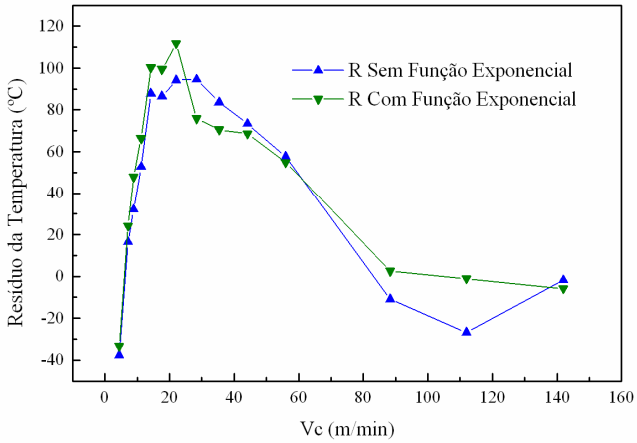


a) b)

Figura 10.19 – a) Variação da temperatura na interface cavaco-ferramenta considerando o avanço (f) variável, Vc = 55,98 m/min (rotação de 355 rpm) e ap = 1,0 mm no diâmetro; b) Diferença (resíduo) entre as temperaturas da Fig. (10.19 a), adotando o método do termopar ferramenta-peça como referência.



a)



b)

Figura 10.20 – Variação da temperatura na interface cavaco-ferramenta, considerando a (Vc) variável, ap = 1,0 mm no diâmetro e f = 0,138mm/volta; b) Diferença (resíduo) entre as temperaturas da Fig. (10.20 a), adotando o método do termopar ferramenta-peça como referência.

Analisando-se os gráficos apresentados nas Figs. (10.18), (10.19) e (10.20), pode-se concluir que, no geral, os resultados utilizando ou não a função exponencial são bastante parecidos. Porém, para o caso da profundidade de corte, Fig. (10.17), houve um aumento significativo no valor da temperatura, aproximando-se mais dos resultados encontrados por Luiz (2007). O que mostra a tendência da função exponencial em representar melhor os fenômeno físico de usinagem que ocorre na interface cavaco-ferramenta-peça.

Para a Fig. (10.18 b), o resíduo máximo foi de 96,1 ºC, o que representa um erro de aproximadamente 21 % comparando o método do termopar ferramenta-peça com o modelo sem a função exponencial. Com a função exponencial, o resíduo máximo foi de 95,4 ºC, o que representa um erro de aproximadamente 20 %. Percebe-se que para o caso do avanço, o uso da função exponencial, no geral, aproximou os resultados encontrados ao método do termopar ferramenta-peça.

Analisando-se a Fig. (10.19 b), encontra-se um resíduo máximo de 142,02 ºC, o que representa um erro de aproximadamente 32 % comparando o método do termopar ferramenta-peça com o modelo sem a função exponencial. Com a função exponencial, o resíduo diminui para 105,3 ºC que representa um erro de 23 %. Conclui-se que para a profundidade de corte, o uso da função exponencial aproximou de forma mais significativa os resultados encontrados com o método do termopar ferramenta-peça.

Por fim, observando a Fig. (10.20 b), é possível levantar um resíduo máximo de 94,5 ºC, o que representa um erro de aproximadamente 23 % entre o método do termopar ferramenta-

peça e o modelo sem a função exponencial. Utilizando a função exponencial, o resíduo máximo é de 111,7 ºC que representa um erro de 29 %. No caso da velocidade de corte, apesar do resíduo máximo ter aumentando, nota-se na Fig. (10.20 b) que o uso da função exponencial no geral aproximou os resultados encontrados com o método termopar ferramenta-peça.

Ressalta-se que a função exponencial, aqui proposta, para a área de contato da ferramenta-peça é apenas uma sugestão. Propõe-se que em trabalhos futuros, uma pesquisa mais aprofundada e novos testes sejam realizados para confirmar e validar completamente seu uso na solução de problemas térmicos envolvendo o processo de torneamento.

Conclui-se este capítulo enfatizando que à medida que são eliminadas simplificações no modelo, os resultados tendem a se aproximar cada vez mais dos resultados reais, isto é, o modelo representa melhor o problema físico estudado. Porém, tais simplificações devem ter relevância para o modelo caso contrário será gasto um esforço computacional para melhorias pouco significativas.

CAPITULO XI

CONCLUSÃO

Neste trabalho, apresenta-se um estudo interdisciplinar envolvendo duas grandes áreas da engenharia mecânica: transferência de calor e processos de fabricação. Assim, com base nos conhecimento destas duas áreas, foi desenvolvido um novo algoritmo computacional para resolver problemas de transferência de calor aplicados a processos de fabricação, com foco no processo de usinagem por torneamento. É importante destacar que este algoritmo foi implementado no software INV 3D, idealizado e desenvolvido por Carvalho (2005) no Laboratório de Transferência de Calor e Massa e Dinâmica dos Fluidos (LTCM) da Universidade Federal de Uberlândia (UFU).

Com relação às simulações realizadas, preocupou-se em otimizar ao máximo o modelo numérico proposto a partir de análises envolvendo a malha numérica, custo computacional, convergência do solver aplicado na solução do sistema linear (S.O.R), qualidade dos resultados numéricos e possíveis fontes de erros de modo a obter uma relação custo-benefício que garanta a eficiência e a qualidade dos resultados obtidos. Além disso, nos experimentos realizados neste trabalho, procurou-se também minimizar ao máximo as fontes de erros experimentais, tomando-se todos os cuidados e procedimentos necessários.

No que tange os efeitos térmicos estudados, foi possível calcular e analisar a distribuição de temperatura tridimensional no modelo térmico de usinagem, bem como na interface cavaco-ferramenta. As temperaturas calculadas numericamente são comparadas a dados experimentais o que permite aumentar a confiabilidade e a credibilidade nos resultados encontrados. Além da temperatura, estimou-se neste trabalho o fluxo de calor na interface de contato, o que possibilitou uma análise quantitativa da energia térmica gerada no processo de usinagem.

Para a estimativa do fluxo de calor foram analisadas e validadas, a partir de um experimento controlado, quatro técnicas inversas: Seção Áurea, Simulated Annealing,

Observador Dinâmico baseados em Funções de Green e Função Especificada Seqüencial. Esta análise teve como objetivo selecionar a técnica mais apropriada para a solução do problema térmico de usinagem. Neste caso, a metodologia adotada foi a da Função Especificada Seqüencial baseada nos seguintes fatores: dificuldade de implementação computacional moderada; facilidade de ajuste dos parâmetros para a simulação; baixo custo computacional; baixa influência de ruídos experimentais. Considera-se ainda, como um diferencial neste trabalho, a análise térmica da conservação da energia no modelo numérico. Tal análise contribuiu para tornar o modelo mais robusto, uma vez que se verifica que a física do problema estudado é respeitada durante a simulação.

Quanto ao processo de usinagem, este trabalho contribuiu para aprofundar os estudos sobre os efeitos térmicos desenvolvidos durante o torneamento e, além disso, proporcionou uma análise da influência das condições de corte (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte) na temperatura gerada na interface cavaco-ferramenta. Analisando-se os resultados obtidos, verificou-se que, conforme definido na literatura, a temperatura na interface de corte aumenta com o aumento das condições de corte. Ressalta-se que os resultados deste trabalho não se ajustam perfeitamente àqueles apresentados por Luiz (2007), a partir do uso do método experimental do termopar ferramenta-peça. Atribui-se este fato às possíveis fontes de erro de cada metodologia que têm influência direta nos resultados obtidos. Diante disso, verifica-se que nenhuma técnica existente até o momento pode ser universalmente aceita como absoluta, o que na verdade existe são tentativas de se entender os pontos fundamentais do processo de transferência de calor durante a usinagem por torneamento, pois, julga-se que o entendimento é o passo mais próximo da capacidade de se prever o desempenho deste processo de fabricação.

Por fim, é importante destacar que o novo algoritmo foi implementado como parte de um software já existente, utilizado e testado em outras aplicações (processos de soldagem) e trabalhos (CARVALHO, 2005), as implementações aqui desenvolvidas contribuirão também na evolução do INV 3D, que se apresenta como uma ferramenta que possibilita a análise e simulação de diversos problemas de transferência de calor, mesmo em condições adversas, como: presença de geometrias complexas, sensores experimentais de temperatura em posições aleatórias, entre outras.

Assim, este trabalho também contribui para a evolução do software INV 3D da seguinte forma: corrigindo imperfeições encontradas, oferecendo uma abordagens numéricas mais eficientes e validando os resultados encontrados com dados experimentais e com outros trabalhos. Assim o software INV 3D caminha para se tornar uma ferramenta de uso não só científico, no desenvolvimento e pesquisar dos fenômenos térmicos, como também no setor

industrial, como ferramenta que auxilia na otimização de parâmetros de acordo com a necessidade da indústria.

Como mencionado no Capítulo 10, existem alguns pontos que podem ser melhorados, assim, como propostas para trabalhos futuros citam-se:

Com relação ao software:

- Implementar equações empíricas para determinar o coeficiente de convecção de forma a represar os efeitos térmicos da transferência de calor por convecção, tornando assim o modelo térmico mais realista;
- Pesquisar e implementar novas técnicas inversas no processo de usinagem, levantando as vantagens e desvantagens, o que contribuirá para o estudo de quais técnicas são eficientes para tratar problemas térmico de usinagem;
- Avaliar, com maiores detalhes, diversas alternativas de distribuição da energia térmica na área de contato cavaco-ferramenta-peça, como por exemplo, o uso de uma função exponencial;
- Buscar mais trabalhos experimentais e numéricos para compará-los aos obtidos pelo INV 3D, de forma a buscar, no meio cientifico, consagra a viabilidade dessa metodologia propostas .

Com relação à parte experimental e ao processo de usinagem

- Determinar as propriedades térmicas da ferramenta de preferência variando com a temperatura e comparar com os valores fornecidos pelo fabricante;
- Realizar um experimento controlado considerando geometria que apresentem cortes e rebaixos. Desta forma, pode-se validar, definitivamente, a equação da energia quando submetida a cortes numéricos;
- Realizar uma quantidade maior de experimentos, o que contribuirá para analisar com mais detalhes e informações o fenômeno de usinagem e o algoritmo desenvolvido;

Referências Bibliográficas

ALMEIDA, D. O; Naves, V T G; MACHADO, A. R.; SILVA M B., Influência da Direção de Aplicação do Fluido de Corte na Temperatura da Interface Cavaco-Ferramenta. COBEF – CONGRESSO BARSILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA DE FABRICAÇÃO, 2006, Belo Horizonte, MG, Brasil.

ASTAKHOV, V. P. Metal Cutting Mechanics. 1 ed. Boca Raton, Florida: CRC Press, 1998. 297p.

BECK, J.V.; BLACKWELLI, B.; ST. CLAIR, C. Inverse Heat Conduction: Ill-posed Problems. New York: Wiley-Interscience Publication, 1985. 308p.

BLUM, J.W. MARQUARDT, W. An optimal solution to inverse heat conduction problems based on frequency-domain interpretation and observers. Numerical Heat Transfer, Part B: Fundamentals, 32, P. 453-478. Dec. 1997.

BORCHARDT, I. G. ; GOMES, A, F. Termometria termoelétrica- termopares. - Livro texto – Sagra: Porto Alegre, 1979.

CARVALHO, S. R. Determinação da temperatura na interface cavaco-peça-ferramenta durante o processo de usinagem por torneamento. 2005. 123 f. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica (Faculdade de Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG.

CARVALHO, S. R.; LIMA e SILVA, S. M. M.; PINHO, F. A. A.; MACHADO, A. R.; GUIMARÃES, G. Determinação da temperatura na interface cavaco-peça-ferramenta durante o processo de torneamento usando a técnica do simulated annealing. 2º COBEF – CONGRESSO BRASILEIRO de ENGENHARIA de FABRICAÇÃO, 2003, Uberlândia, MG, Brasil.

DEARNLEY, P. A.; New Technique for Determining Temperature Distribution in Cemented Carbide Cutting Tools. Metals Technology. vol, pp 205-214, 1983.

DESSOLY V.; SHREYES N.; MELKOTE; C. L. Modeling and verification of cutting tool temperatures in rotary tool turning of hardened steel. International Journal of Machine Tools & Manufacture. Vol. 44, p.1463–1470, March 2004.

DINC, C.; LAZOGLU, I.; SERPENGUZEL, A. Analysis of thermal fields in orthogonal machining with infraded imaging. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 98, p. 47–57, April 2008.

GANG, F.; PAN, Z. Three-dimensional thermo–elastic–plastic coupled FEM simulations for metal oblique cutting processes. Journal of Materials Processing Technology. Vol.168, p. 42–48, 2004.

GRZESIK, W. Determination of temperature distribution in the cutting zone using hybrid analytical-FEM technique. International Journal of Machine Tools & Manufacture. Vol. 46, , p. 651–658, April 2005.

GRZESIK, W.; BARTOSZUK M.; NIELONSY P. Finite difference analysis of the thermal behaviour of coated tools in orthogonal cutting of steels. International Journal of Machine Tools & Manufacture. Vol. 44, p. 1451–1462, April 2004.

HOOG, F. R.; KNIGHT, J. H.; STOKES, A. N., Quotient difference method with accelerated convergence for the continued fraction expansion". SIAM J. Sci. Stat. Comput. (1982) 3, 357-366.

INCROPERA, F. P., and DeWitt, D. P., Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa, John Wiley & Sons Inc.,4o Ed., 1998, Brasil.

IOPE - Instrumentos de Medição
<http://www.iope.com.br/p_temp_termop_b.htm> Acesso em: 12 jan. 2005.

JEN, T. C.; GUITIERREZ, G., Numerical heat transfer analysis in transient cutting tool temperatures. In: NATIONAL HEAT TRANSFER CONFERENCE - PROCEEDINGS OF THE 34TH NATIONAL HEAT TRANSFER CONFERENCE, 2000, Pennsylvania, p 34.

JIE, L. Y. KEVIN, C. On temperatures and tool wear in machining hypereutectic Al–Si alloys with vortex-tube cooling. International Journal of Machine Tools & Manufacture. Vol.47, p. 635–645, 2007.

LAZARD M.; CORVISIER P., inverse method for transient temperature estimation during machining, PROCEEDINGS OF THE 5th INTERNATIONAL CONFERENCE ON INVERSE PROBLEMS IN ENGINEERING: THEORY AND PRACTICE, 2005, Cambridge, UK, 11-15th.

LAZOGLU, I.; ALTINTAS, Y. Prediction of tool chip temperature in continuous and interrupted machining, International Journal of Machine Tools & Manufacture, v.42, p. 1011-1022, 2002.

LIMA, F. R. S. Modelagem tridimensional de problemas inversos em condução de calor: aplicação em problemas de usinagem. 2001. 172 f. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica (Faculdade de Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG.

LUIZ, N. E. Usinabilidade do aço de corte fácil baixo carbono ao chumbo abnt 12l14 com diferentes níveis de elementos químicos residuais (cromo, níquel e cobre). 2007. 189 f. Tese Doutorado em Engenharia Mecânica (Faculdade de Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG.

MACHADO, A. R.; SILVA, M.B. Usinagem dos Metais. 8ª Ed., Brasil, 2004.

MALISKA C. R; Transferência de Calor e Mecânica dos Fluídos, Editora LTC 2ª Ed, Brasil 2004.

NAKAO, S., NAJITA, J., & KARASAKI, K. Sensitivity Study on Hydraulic Well Testing Using Sumulated Annealing, Ground water Publishing Company, Vol. 37, Issue 5, pp. 736-747, 1999.

NAVES. V. T. G; LUIZ, N. L.; MACHADO A. R. e DANTAS N. O., Calibração de um sistema termopar ferramenta-peça para medição de temperatura de usinagem. 16º POSMEC – SIMPÓSIO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA, 2006, Uberlândia, MG, Brasil.

PATANKAR, S. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, 1980, USA: Hemisphere Publishing Corporation.

PRADIP, M. R.; JAYARAMACHANDRAN, S.; GANESAN, Finite element analysis of temperature rise in metal cutting processes, Applied Thermal Engineering Vol. 25, p. 2152–2168, 2005.

RADULESCU, R.; KAPOOR, S.G. An analytical model for prediction of tool temperature-fields during continuos and interrupted cutting. Journal of Engineering for Industry, v.116, p. 135-143, 1994.

SARAMAGO, S.F.P., ASSIS, E.G., & STEFFEN, V., Simulated Anneling: Some Applications in Mechanical Systems Optimization. 20th IBERIAN LATIN – AMERICAN CONGRESS ON COMPUTATIONAL METHODS IN ENGINNERING (CD – ROM), 1999, São Paulo, Brasil.

SHEIKH, H.; BECK, J. V..; AGONAFER D., Steady-state heat conduction in multi-layer bodies. International Journal of Heat and Mass Transfer. Vol. 46, p. 2363–2379, April 2003.

STEHFEST, H., Remarks on algorithm 368. Numerical inversion of Laplace transform. Com. A.C.M. 624, 13, 47-49, 1970.

STEPHENSON, D. A. Tool-work thermocouple temperature measurements: theory and implementation issues. PROCEEDINGS OF WINTER ANNUAL MEETING OF ASME. Anaheim, 1992 CA, p. 81-85.

STEPHENSON, D. A..; ALI, A. Tool Temperatures in Interrupted Metal Cutting, Journal of Engineering for Industry. Vol.114, p.127-133, 1992.

SOUSA, P.F.B. Desenvolvimento de uma técnica baseada em funções de Green e observadores dinâmicos para aplicação em problemas inversos. 2006. 101 f. Dissertação de mestrado - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG.

TAYLORSPECAILSTEELS – taylor special steels ltda <http://www.taylorspecialsteels.co.uk/pdfdownload/m35.pdf#search='M35%20thermal%20properties'> Acesso em: 12 novembro. 2005.

TRENT, E. M. Metal cutting, 2º Ed, Butterworths. London, 1984

VANDERPLAATS, G.N. Numerical optimization techniques for engineering design. New York: Mc Graw-Hill College, 1984, USA.

WOODBURY K. A.; SUPRASANNA D. I.; KEVIN C. Y.; JIE L., Use of Evolutionary Algorithms to determine Tool Heat Fluxes in a Machining Operation. 2nd INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON INVERSE PROBLEMS DESIGN AND OPTIMIZATION (IPDO) , Miami Beach, 2007, Florida, U.S.A, april 16-18.

YEN, D.W.; WRIGHT, P.K. A Remote temperature sensing technique for estimating the cutting interface temperature distribution. Journal of Engineering for Industry. v.108, p.252-263, 1986.

YVONNET, A. J. UMBRELLOB, D. CHINESTAA, F. MICARI, F. A simple inverse procedure to determine heat flux on the tool in orthogonal cutting. International Journal of Machine Tools & Manufacture Vol.46, p. 820–827, 2006.

ZHANG, S; ZHANQIANG, L. Analytical and numerical solutions of transient heat conduction in monolayer-coated tools. Journal of Materials Processing Technology.Vol. 201, August 2008.