

SOLIDÔNIO RODRIGUES DE CARVALHO

**DETERMINAÇÃO DO CAMPO DE TEMPERATURA
EM FERRAMENTAS DE CORTE DURANTE UM
PROCESSO DE USINAGEM POR TORNEAMENTO**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2005

SOLIDÔNIO RODRIGUES DE CARVALHO

**DETERMINAÇÃO DO CAMPO DE TEMPERATURA EM
FERRAMENTAS DE CORTE DURANTE UM PROCESSO DE
USINAGEM POR TORNEAMENTO**

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

Área de Concentração: Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos

Orientador: Prof. Dr. Gilmar Guimarães

UBERLÂNDIA - MG

2005

FICHA CATALOGRÁFICA

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

C331d Carvalho, Solidônio Rodrigues de, 1978 -
 Determinação do campo de temperatura em ferramentas de corte durante um processo de usinagem por torneamento / Solidônio Rodrigues de Carvalho. - Uberlândia, 2005.
 123f. : il.
 Orientador: Gilmar Guimarães.
 Tese (doutorado) – Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
 Inclui bibliografia.
 1. Usinagem - Teses. 2. Ferramentas para cortar metais - Teses. 3. Engenharia mecânica - Teses. I. Guimarães, Gilmar. II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

621.9 (043.3)

Dedico este trabalho à minha esposa
Luciana, aos meus pais Hélió e Maracy
e ao meu irmão Marcelo.

Agradecimentos

Ao Prof. Gilmar Guimarães, pela orientação, paciência, amizade e confiança depositada na condução deste trabalho.

Ao Dr. Sandro Metrevelle Marcondes de Lima e Silva pela amizade e apoio na realização dos testes experimentais.

Ao Prof. Álisson Rocha Machado e aos Engs. Msc. Valério Luiz Borges e Vinícius Sales Rocha pelo convívio e apoio técnico-científico.

À minha esposa Luciana Tibúrcio Campos Gonçalves, 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.

Aos colaboradores do LEPU e LAPROSOLDA 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: processo 140975/2004-7.

“... é possível que a existência, tão complexa, se dissolva feito fumaça assim que o coração e o cérebro param de funcionar?...”

Gabriela Carelli – Jornalista – Revista Veja (2005)

SUMÁRIO

Lista de figuras.....	xv
Lista de tabelas.....	xix
Lista de símbolos.....	xxi
Resumo.....	xxv
Abstract	xxvii
Capítulo I – Introdução.....	1
Capítulo II – Problema térmico de usinagem – revisão bibliográfica.....	7
2.1 – <i>Introdução.....</i>	7
2.2 – <i>Métodos experimentais para obtenção da temperatura na interface de corte.....</i>	8
2.2.1 – <i>Método do termopar ferramenta-peça.....</i>	8
2.2.2 – <i>Medição da temperatura por meio da radiação térmica.....</i>	9
2.2.3 – <i>Termopares implantados.....</i>	10
2.3 – <i>Técnicas analíticas, numéricas e inversas para a solução do problema térmico de usinagem.....</i>	11
2.3.1 – <i>Técnicas analíticas.....</i>	11
2.3.2 – <i>Técnicas numéricas.....</i>	12
2.3.2.1 – <i>Método das diferenças finitas.....</i>	12
2.3.2.2 – <i>Método dos elementos finitos.....</i>	13
2.3.2.3 – <i>Método dos elementos de contorno.....</i>	14
2.3.3 – <i>Técnicas inversas.....</i>	14
2.4 – <i>Técnica numérica e inversa adotada neste trabalho para a solução do problema térmico de usinagem.....</i>	18

Capítulo III – Problema direto: obtenção do modelo térmico.....	21
Capítulo IV – Solução numérica do problema direto: método das diferenças finitas.....	25
4.1 – Geração da malha tridimensional irregular.....	26
4.2 – Obtenção da equação discretizada.....	30
4.3 – Solução do sistema linear: SOR (Successive Over Relaxation) - Carvalho et al., (2003).....	33
Capítulo V – Problema inverso de transferência de calor - seção áurea.....	37
Capítulo VI – Software Inv3D – processamento e análise.....	39
6.1 – Validação da técnica inversa e modelo numérico através de um experimento controlado.....	43
Capítulo VII – Montagem experimental em processo de usinagem por torneamento.....	53
Capítulo VIII – Resultados.....	57
8.1 – Introdução.....	57
8.2 – Resultados experimentais.....	57
8.3 – Análise qualitativa dos resultados a partir de dados da literatura.....	64
Capítulo IX – Análise de erros na solução do problema térmico de usinagem: uma discussão.....	69
9.1 – Incerteza no modelo matemático (modelagem do conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta).....	69
9.2 – Identificação das propriedades térmicas da ferramenta, calço e porta-ferramenta.....	71
9.3 – O problema da resistência térmica de contato.....	72
9.4 – O processo de transferência de calor por convecção.....	76
9.5 – Incerteza nas temperaturas medidas experimentalmente.....	80
9.6 – Incerteza na medição da área de contato cavaco-ferramenta.....	81
Capítulo XI – Conclusão.....	83

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	87
--	-----------

Anexo I – Aplicação do software Inv3D em problemas térmicos de soldagem.....	95
<i>A1.1 – Introdução.....</i>	<i>95</i>
<i>A1.2 – Revisão bibliográfica – problema térmico de soldagem.....</i>	<i>95</i>
<i>A1.3 – Problema direto: obtenção do modelo térmico.....</i>	<i>99</i>
<i>A1.4 – Solução numérica do problema direto: método das diferenças finitas.....</i>	<i>104</i>
<i>A1.5 – Problema inverso de transferência de calor.....</i>	<i>106</i>
<i>A1.5.1 – Seção áurea.....</i>	<i>106</i>
<i>A1.6 – Aplicação do software Inv3D e montagem experimental em processo real de soldagem.....</i>	<i>106</i>
Anexo II: Seção áurea (Golden section).....	121

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Zonas de geração de calor num processo de usinagem por torneamento.....	3
Figura 2.1- Esquema para medição da temperatura de corte usando o método do termopar ferramenta-peça.....	9
Figura 2.2 – Aparato experimental para medição da temperatura de corte, Lin <i>et al.</i> (1992).....	10
Figura 2.3 – Aparato experimental para medição da temperatura da ferramenta de corte com inserção de termopar, Melo (1998).....	10
Figura 3.1 - Representação esquemática do conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta: a) Exposto a um meio convectivo; b) Vista em detalhe do calço e porta-ferramenta; c) Vista em detalhe da ferramenta de corte.....	22
Figura 3.2 - Problema térmico tridimensional do conjunto ferramenta e porta-ferramenta.....	23
Figura 4.1 - Dimensões em mm do conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta.....	25
Figura 4.2 - Discretização do conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta a partir de uma malha tridimensional irregular.....	26
Figura 4.3 - Algoritmo para a geração da malha não-uniforme.....	27
Figura 4.4 - Visualização da malha tridimensional representando o conjunto ferramenta de corte e porta-ferramenta.....	28
Figura 4.5 - Foto do conjunto ferramenta de corte, calço e porta-ferramenta.....	29
Figura 4.6 - Resistência térmica de contato: a) Foto do conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta; b) Modelo térmico tridimensional.....	30
Figura 4.7 - Volume de controle infinitesimal em coordenadas cartesianas.....	31
Figura 4.8 - Zero da função $F(T)$ encontrado pelo método de Newton-Raphson.....	33
Figura 4.9 - a) Análise do número de interações do S.O.R em função do coeficiente de relaxação (W); b) Análise do tempo gasto na solução do sistema linear em função de W	34
Figura 5.1 - Gráfico apresentando o menor valor da função objetivo.....	38
Figura 6.1 - Janela inicial do Inv3D e métodos de otimização implementados.....	39

Figura 6.2 - Variação da temperatura experimental de uma amostra de Aço AISI 304.....	40
Figura 6.3 - Ajuste polinomial realizado pelo software Inv3D.....	41
Figura 6.4 - Temperatura experimental de uma amostra de aço AISI 304.....	42
Figura 6.5 - Inv3D aplicado à análise estatística de dados experimentais.....	43
Figura 6.6 - Aparato experimental contendo aquecedor, fonte de alimentação, transdutor, sistema de aquisição (HP), micro computador (PC) e termopares fixados à ferramenta.....	44
Figura 6.7 - Esquema para a fixação dos termopares por descarga capacitiva na ferramenta.....	45
Figura 6.8 - a) Fluxo térmico experimental; b) Temperatura experimental.....	45
Figura 6.9 - Janela de entrada de dados do software Inv3D.....	46
Figura 6.10 - Malha numérica tridimensional.....	47
Figura 6.11 - Comparação entre a temperatura experimental e a calculada pelo Inv3D a partir da solução do problema direto.....	48
Figura 6.12 - Resíduo entre a temperatura experimental e a calculada pelo Inv3D a partir da solução do problema direto.....	48
Figura 6.13 - Comparação entre o fluxo térmico experimental e o calculado pelo Inv3D a partir da solução do problema inverso.....	49
Figura 6.14 - Comparação entre a temperatura experimental e a calculada pelo Inv3D a partir da solução do problema inverso.....	50
Figura 6.15 - Resíduo entre a temperatura experimental e a calculada pelo Inv3D a partir da solução do problema direto.....	51
Figura 7.1 - a) Sistema de aquisição (HP) e micro computador; b) Termopares tipo K fixados ao conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta.....	53
Figura 7.2 - Posicionamento dos termopares T1 a T8 no conjunto ferramenta e porta-ferramenta.....	54
Figura 7.3 - a) Visualização da área de contato por meio da câmera de vídeo e b) Tratamento da imagem realizado pelo software GLOBAL LAB Image.....	55
Figura 8.1 - Taxa de transferência de calor estimada para a condição de usinagem mais severa de 15 experimentos.....	58
Figura 8.2 - Comparação entre as temperaturas estimadas na interface cavaco-ferramenta para as taxas da Fig. (8.1).....	58
Figura 8.3 - Modelagem tridimensional da ferramenta de corte.....	59

Figura 8.4 - Taxa de transferência de calor estimada considerando apenas a

ferramenta de corte no modelo térmico para as seguintes condições de corte: avanço de 0.138 mm/rot, rotação de 900 rpm e profundidade de corte de 3.0 mm (Carvalho et al., 2003).....	59
Figura 8.5 - Comparação entre modelos: a) Modelo experimental de capacidade térmica C_{exp} ; b) Modelo térmico proposto em Carvalho et al., (2003), de capacidade térmica C_1 ; c) Modelo térmico proposto no presente trabalho cuja capacidade térmica é C_2	60
Figura 8.6 - Vista dos campos de temperatura no conjunto no instante $t = 60$ s para a condição mais severa.....	61
Figura 8.7 - Vista dos campos de temperatura na parte inferior do conjunto no instante $t = 60$ s para a condição mais severa.....	62
Figura 8.8 - Temperaturas na interface cavaco-ferramenta considerando $v_c = 135.47$ m/min, $a_p = 1.5$ mm no raio e 3 avanços diferentes.....	63
Figura 8.9 - Temperaturas na interface cavaco-ferramenta considerando 2 velocidades de corte diferentes, $a_p = 1.5$ mm no raio e $f = 0.138$ mm/rot.....	63
Figura 9.1 - Comparação geométrica: a) modelo simulado; b) modelo real.....	70
Figura 9.2 - Posicionamento dos termopares na ferramenta de corte.....	73
Figura 9.3 - Comparação entre as temperaturas calculadas e experimentais no caso dos termopares fixados à ferramenta de corte.....	74
Figura 9.4 - Posicionamento dos termopares no calço e porta-ferramenta.....	75
Figura 9.5 - Comparação entre as temperaturas calculadas e experimentais no caso dos termopares fixados ao calço e ao porta-ferramenta.....	76
Figura 9.6 - Coeficiente de transferência de calor por convecção em função da temperatura na superfície da ferramenta.....	78
Figura 9.7 – Taxa de transferência de calor por convecção em função da temperatura na superfície da ferramenta.....	79
Figura 9.8 – Influência do coeficiente de transferência de calor por convecção (h) na temperatura na interface cavaco-ferramenta.....	80
Figura A1.1 - Representação esquemática do processo de soldagem de TIG.....	100
Figura A1.2 - Decomposição da velocidade de soldagem (u) ao longo das direções x e y da chapa metálica.....	101
Figura A1.3 - Procedimento experimental para a medição das temperaturas na chapa de alumínio após o desligamento da tocha de soldagem.....	102
Figura A1.4 - Temperatura experimental medida pelo termopar T1 (Fig. A1.3).....	103
Figura A1.5 - Temperatura medida pelo termopar T1 (Fig. A1.3) após a	

eliminação dos ruídos elétricos.....	104
Figura A1.6 - Malha tridimensional representando a chapa de Alumínio.....	105
Figura A1.7 - a) Análise do número de interações do S.O.R em função do coeficiente de relaxação (W); b) Análise do tempo gasto na solução do sistema linear em função de W.....	105
Figura A1.8 - Montagem experimental: a) Posicionamento dos termopares na chapa de alumínio e marcas indicando o local de início e fim do processo de soldagem; b) Vista em detalhes da tocha de soldagem e do eletrodo de tungstênio situado a 5 mm da chapa metálica.....	107
Figura A1.9 - Distância mínima para o posicionamento dos termopares na chapa de alumínio.....	109
Figura A1.10 - Montagem experimental: a) Microcomputador; b) Sistema de aquisição inserido em uma gaiola de Faraday.....	110
Figura A1.11 - Processo de soldagem TIG da liga de alumínio 6060T5.....	111
Figura A1.12 - Temperaturas experimentais de acordo com os parâmetros de soldagem apresentados na Tab. (A1.2).....	112
Figura A1.13 - Janela de entrada de dados do software Inv3D – Processo de soldagem.....	113
Figura A1.14 - Largura média do cordão de solda.....	114
Figura A1.15 - Comparação entre a temperatura experimental e a calculada pelo Inv3D a partir da solução do problema inverso.....	115
Figura A1.16 - Resíduo entre a temperatura experimental e a calculada pelo Inv3D a partir da solução do problema inverso.....	115
Figura A1.17 - Comparação entre a temperatura experimental e a calculada pelo Inv3D a partir da solução do problema direto.....	116
Figura A1.18 - Resíduo entre a temperatura experimental e a calculada pelo Inv3D a partir da solução do problema direto.....	117
Figura A1.19 - Visualização da largura e penetração do cordão de solda.....	118
Figura A1.20 - Largura do cordão de solda ao longo da posição da tocha no eixo x de coordenadas (Fig. A1.1).....	118
Figura A1.21 - Penetração do cordão de solda ao longo da posição da tocha no eixo x de coordenadas (Fig. A1.1).....	119
Figura A2.1 - Método da seção áurea.....	121

LISTA DE TABELAS

Tabela 7.1 - Posição dos termopares no conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta segundo os eixos de coordenadas definidos na Fig. (3.2).....	54
Tabela 7.2 - Identificação dos testes experimentais de usinagem.....	55
Tabela 9.1 - Propriedades térmicas da ferramenta, calço e porta-ferramenta ($T=30^{\circ}\text{C}$).....	71
Tabela 9.2 - Erros máximos obtidos entre as temperaturas calculadas e as experimentais para os termopares fixados à ferramenta de corte.....	72
Tabela 9.3 - Erros máximos obtidos entre as temperaturas calculadas e as experimentais para os termopares fixados ao calço e ao porta-ferramenta.....	75
Tabela A1.1 - Posição dos termopares na chapa de alumínio segundo os eixos de coordenadas definidos na Fig. (A1.1).....	110
Tabela A1.2 - Parâmetros de soldagem obtidos.....	111
Tabela A1.3 - Parâmetros de soldagem obtidos.....	116
Tabela A1.4 - Comparação dos resultados experimentais e calculados.....	119

LISTA DE SÍMBOLOS

LETRAS LATINAS

A_h	Área de transferência de calor por convecção	m^2
A_q	Área de contato cavaco-ferramenta – processo de torneamento	m^2
A_{sup}	Área superficial	m^2
A_{xy}	Área circular – processo de soldagem	m^2
C_p	Calor específico	J/KgK
g	<i>Aceleração da gravidade</i>	m/s^2
h	Coeficiente de transferência de calor por convecção	W/m ² K
i	Coordenada do nó na direção x	
j	Coordenada do nó na direção y	
k	Coordenada do nó na direção z	
k_{ar}	Condutividade térmica do ar	W/mK
L	Comprimento da superfície do conjunto	m
Nu	Número de Nusselt	
Pr	Número de Prandtl	
q	Taxa de transferência de calor	W
q_{conv}	Taxa de transferência de calor por convecção	W
$q_o''(t)$	Fluxo térmico - interface cavaco-ferramenta	W/m ²
$q_o''(x, y)$	Fluxo térmico útil ao processo de soldagem	W/m ²
Ra	Número de Rayleigh	
S	Direção de soldagem	
t	Tempo total de soldagem	s
T	Temperatura	°C
T_f	Temperatura de película	K

T_o	Temperatura inicial	°C
T_{sup}	Temperatura superficial	K
T_{∞}	Temperatura ambiente	°C
u	Velocidade de soldagem	m/s
V	Volume	m ³
x	Direção axial	
Y	Temperatura experimental	°C
y	Direção axial	
z	Direção axial	
W	Coeficiente de relaxação	

LETRAS GREGAS

α	Difusividade térmica	m ² /s
α_{ar}	Difusividade térmica do ar	m ² /s
δ	Função delta de Dirac	
Δt	Intervalo de medição da temperatura	s
Δx	Distância entre nós na direção x	m
Δy	Distância entre nós na direção y	m
Δz	Distância entre nós na direção z	m
λ	Condutividade térmica	W/mK
ρ	Densidade específica	kg/m ³
ν_{ar}	Viscosidade cinética do ar	m ² /s

CARVALHO, S. R. **Determinação do campo de temperatura em ferramentas de corte durante um processo de torneamento**, 2005, 123f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

Resumo

Durante a usinagem de metais, altas temperaturas são geradas na interface de cavaco-ferramenta. Essas temperaturas, por sua vez, têm forte influência no controle da taxa de remoção de material e no atrito entre o cavaco e a ferramenta de corte. Observa-se, entretanto que a medição direta de temperaturas nessa região é de difícil execução devido ao movimento da peça e a presença do cavaco. Assim, o uso de técnicas inversas em condução de calor se apresenta como uma boa alternativa para a obtenção dessas temperaturas uma vez que essas técnicas permitem o uso de dados experimentais obtidos em regiões acessíveis. Este trabalho propõe uma nova metodologia experimental para a determinação dos campos térmicos e do fluxo térmico gerado em ferramentas de corte durante um processo de torneamento. Uma das inovações apresentadas é o desenvolvimento de um modelo térmico tridimensional transiente que considera além da ferramenta de corte, o conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta. O problema direto é então resolvido numericamente usando-se diferenças finitas a partir de uma malha de discretização não uniforme. O problema inverso, por sua vez, é resolvido por meio da técnica de otimização da seção áurea. Para a solução dos problemas envolvidos, desenvolveu-se um código computacional específico, denominado INV3D. O programa INV3D contém ainda uma série de funções que auxiliam na aquisição dos dados experimentais, na geração da malha tridimensional e na análise em ambiente gráfico. O trabalho apresenta também os procedimentos experimentais usados na medição das temperaturas na ferramenta, calço e porta-ferramenta e na identificação da área de interface de corte. Os resultados obtidos são validados por meio de experimentos controlados em laboratório e de análises qualitativas. Além do problema de usinagem investigado, como exemplo da generalidade do Inv3D na solução de problemas térmicos, apresenta-se também uma aplicação deste software no estudo de campos térmicos decorrentes de um processo de soldagem TIG em alumínio.

Palavras Chave: Software. Usinagem. Problemas inversos. Condução de calor tridimensional. Otimização. Soldagem.

CARVALHO, S. R. **Cutting temperature estimation during a machining process.** 2005. 119f. Doctorate Thesis, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

Abstract

During machining, high temperatures are generated in the region of the tool cutting edge, and these temperatures have a controlling influence on the wear rate 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 rotating movement of the workpiece and the presence of the chip. Therefore, the use of inverse heat conduction techniques represents a good alternative since these techniques takes into account temperatures measured from accessible positions. This work proposes a new experimental methodology to determine the thermal fields and the heat generated in the chip-tool interface during machining process using inverse problems techniques. This work develops a numerical 3-D transient thermal model that takes into account both the tool and toolholder assembly. The thermal model represents the direct problem and is solved using finite volume techniques on a non uniform mesh. The related inverse problem is solved by using the golden section technique. The experimental data and inverse technique are processed using a computational algorithm developed specifically for inverse heat flux estimation in manufacturing processes called INV3D. An error analysis of the results and the experimental procedures to determine the cut area and the tool holder temperature are also presented. Besides the machining problem, INV3D is also able to solve different thermal problems. As an example of its generality, this work also presents an application of this software in the thermal fields study during a welding process.

Keywords: Software. Machining. Inverse problems. Three-dimensional heat conduction. Optimization. Welding.

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Desde o início da civilização o homem tem usado a fabricação para a produção de artigos em madeira, pedra, cerâmica, barro e metal. Com o passar dos anos e o desenvolvimento da humanidade, o ser humano começou a criar uma grande quantidade de materiais e processos de fabricação que, atualmente, podem ser usados tanto na manufatura de produtos simples - como uma esfera de aço - até produtos sofisticados, tais como automóveis, computadores e aeronaves.

Dentre os vários processos de fabricação desenvolvidos pelo homem, a usinagem dos metais ocupa uma posição de destaque, uma vez que está presente em praticamente todas as áreas da engenharia mecânica.

Não de modo diferente, a usinagem evoluiu juntamente com o homem. No período paleolítico, por exemplo, as facas, pontas de lanças e machados eram fabricados com lascas de grandes pedras. Com o descobrimento de novos materiais, no fim da pré-história o homem passou a usar metais para a fabricação de ferramentas e armas. Os primeiros metais usados foram o cobre e o ouro, e, em escala menor, o estanho. O ferro foi o último metal que o homem passou a utilizar na fabricação de seus instrumentos. Já no século 19, com a evolução da máquina ferramenta, surgiram as máquinas movidas a vapor, cuja energia era transmitida às oficinas por meio de eixos, correias e roldanas, o que agilizava o serviço do ferreiro. Mais tarde a energia elétrica substituiu o vapor e a introdução do torno mecânico possibilitou um grande avanço no processo de usinagem dos metais.

Entretanto, para o desenvolvimento de produtos de qualidade e baixo custo, uma série de variáveis devem ser conhecidas e analisadas. Surge assim a necessidade de se estudar com maiores detalhes os altos gradientes térmicos comuns ao processo de usinagem por torneamento.

Segundo Melo (1998), a maior parte da potência consumida durante o processo de usinagem é usada para provocar o cisalhamento do material levando à formação do cavaco e da superfície usinada. Dessa energia, uma pequena parcela fica retida no material deformado principalmente sob as formas de energia elástica e energia de superfície. Estudos realizados por Taylor e Quiney (1934, 1937) mostram que apenas de 1 a 3% da energia gasta na formação do cavaco não é convertida em calor.

Para Trent (1984) a geração de calor durante o processo de torneamento pode ser quantificada por meio da seguinte relação

$$P_m = F_c v \quad (1.1)$$

onde P_m é a taxa de energia consumida durante o corte, F_c é a força de corte e v é a velocidade de corte. Assim quando o material é deformado elasticamente a energia requerida para o processo é armazenada no material sob a forma de tensão interna, isto é, não existe a conversão de energia mecânica em energia térmica. Nos processos mecânicos em que ocorrem deformações plásticas, a maior parte da energia utilizada é convertida em calor. Nesse caso o material não armazena toda a energia recebida e assim, para que exista equilíbrio no balanço de energia, ocorre a conversão da energia mecânica em energia térmica. Na usinagem de metais o material é submetido a altas tensões de cisalhamento ou deformações plásticas sendo que a deformação elástica representa uma pequena parcela na proporção da deformação total. Assim, considera-se que toda energia mecânica utilizada para o corte é transformada em calor.

A energia consumida transformada em energia térmica é distribuída entre o cavaco, a peça, a ferramenta de corte, o fluido de corte e o meio ambiente (Melo, 1998). A distribuição da energia térmica total entre os principais meios participantes pode ser classificada como Trent (1984):

$$P_m = \Phi_c + \Phi_p + \Phi_f \quad (1.2)$$

onde Φ_c representa a maior parcela de energia devido ao fluxo material do cavaco, com as temperaturas podendo chegar até valores acima de 650 °C; Φ_p representa uma parcela menor que a do cavaco e atua na peça podendo comprometer a acuracidade dimensional; Φ_f representa a parcela da ferramenta de 8 a 10% (Ferraresi, 1977) e que pode resultar em temperaturas de até 1100°C.

A conversão da energia mecânica em energia térmica ocorre teoricamente em três regiões de deformação plástica: a zona de cisalhamento primária, a zona de cisalhamento secundária e a zona de interface entre a peça e a superfície de folga da ferramenta, conforme mostra a Fig. (1.1).

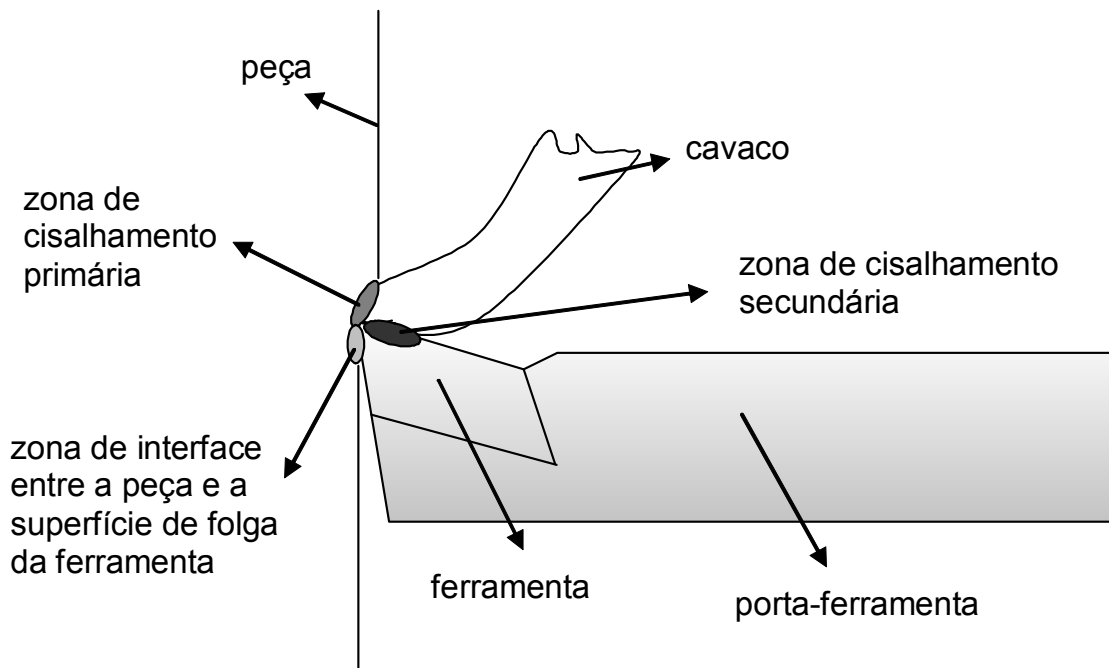


Figura 1.1 – Zonas de geração de calor num processo de usinagem por torneamento.

Na zona de cisalhamento primário a conversão da energia mecânica em calor se dá quase na totalidade. Grande parte deste calor é dissipado pelo cavaco, mas uma pequena parcela também é conduzida à peça o que provoca a elevação de sua temperatura e pode causar problemas de precisão dimensional (Machado e Silva, 2004).

Na zona de cisalhamento secundária, ocorre o contato entre o cavaco e a ferramenta. Nesta região uma grande quantidade de trabalho cisalhante é necessária para a realização do processo de corte. A energia mecânica necessária para a realização deste trabalho é praticamente toda convertida em calor. O calor gerado nesta região é o principal responsável pelo aumento da temperatura da ferramenta de corte. A quantificação deste calor e conseqüentemente a obtenção da temperatura nesta região são os principais objetos de investigação propostos neste trabalho.

Na zona de interface entre a peça e a superfície de folga da ferramenta uma grande geração de calor pode ser verificada, pois nesta região existe o contato entre a ferramenta e peça. Entretanto, é possível reduzir a intensidade do calor gerado nesta região aumentando-se o ângulo de folga entre a ferramenta e a peça.

A partir da análise das regiões de deformação plástica, verifica-se que no processo de usinagem por torneamento grande parte da energia fornecida é convertida em calor. Além disso, nota-se uma grande dificuldade experimental em se medir o valor da energia gerada neste processo devido, principalmente, ao contato direto entre a peça e a ferramenta de corte. O que se verifica é que grande parte desta energia é dissipada pelo cavaco, uma pequena porcentagem é dissipada pela peça e uma outra para o meio ambiente; o restante vai para a ferramenta de corte. Apesar deste restante representar apenas pequenos percentuais (8 a 10%), o aumento da temperatura associado a esta energia é significativo, podendo chegar, em certos casos, a 1100°C (Ferraresi, 1977), o que compromete fortemente a vida e a resistência da ferramenta de corte.

Uma opção para a determinação da taxa de transferência de calor para a ferramenta de corte durante o processo de torneamento é a modelagem térmica deste processo e o uso de técnicas inversas de condução de calor. Esta metodologia de baixíssimo custo permite determinar a taxa de transferência de calor na interface cavaco-ferramenta a partir da simples observação da evolução da temperatura em regiões acessíveis. Conseqüentemente, o estudo em detalhes deste processo nos permite calcular um dos principais fatores responsáveis por danos nos processos de fabricação: as altas temperaturas.

Observa-se, entretanto, que a modelagem térmica do processo de torneamento não é uma tarefa fácil. No Capítulo 2 deste trabalho, apresenta-se uma revisão sobre as principais técnicas existentes para a determinação da temperatura superficial da ferramenta de corte na zona de cisalhamento secundária (temperatura de corte). Uma vez que este trabalho propõe uma análise numérica do processo de usinagem por torneamento, nota-se na revisão bibliográfica uma maior ênfase em métodos que utilizam técnicas analíticas e numéricas para a modelagem térmica deste processo.

No Capítulo 3, apresenta-se o problema térmico de usinagem por torneamento. A técnica usada neste trabalho leva em consideração a geometria do conjunto ferramenta de corte, calço e porta-ferramenta. No Capítulo 4 propõe-se a solução deste problema a partir do método das diferenças finitas, o que possibilita a determinação dos campos térmicos em qualquer região do conjunto. O algoritmo para a geração da malha numérica tridimensional também é apresentado. O problema inverso é resolvido no Capítulo 5 por meio da técnica de otimização da seção áurea e permite a determinação da taxa de transferência de calor na interface cavaco-ferramenta.

Transformando-se todas essas informações em um código computacional e minimizando ao máximo os erros encontrados, torna-se possível efetuar os cálculos necessários e conseqüentemente determinar o fluxo térmico e as temperaturas envolvidas neste processo. Este é, portanto, um dos objetivos deste trabalho, ou seja, desenvolver um

software que possibilite a modelagem, da forma mais realista possível, do processo de torneamento e que faça uso de técnicas inversas para a determinação da taxa de transferência de calor na interface de corte.

No Capítulo 6, por sua vez, apresenta-se o software Inv3D e propõe-se a validação da técnica inversa e do modelo térmico a partir de um experimento controlado.

No Capítulo 7, apresenta-se a montagem experimental em um processo de torneamento real, além dos equipamentos usados e os procedimentos experimentais para a medição das temperaturas na ferramenta, calço e porta-ferramenta. Os resultados experimentais bem como uma análise da influência dos parâmetros de corte nos campos térmicos da ferramenta de corte são apresentados no Capítulo 8. Propõe-se no Capítulo 9 uma discussão sobre as principais fontes de erro associadas ao problema térmico de usinagem por torneamento.

Ressalta-se, no entanto, que o código computacional Inv3D não se limita apenas à análise térmica do processo de usinagem. Nesse sentido, como exemplo da generalidade deste software, apresenta-se no Anexo 1 uma aplicação do Inv3D a outro processo de fabricação: a soldagem TIG de uma liga de alumínio. Assim como no processo de usinagem, na soldagem dos metais é praticamente impossível medir diretamente o fluxo térmico fornecido à chapa metálica. Neste processo, o fluxo térmico é fornecido pelo arco voltaico que se apresenta como uma fonte de calor móvel/não uniforme, que possui um alto gradiente térmico cujas propriedades são altamente dependentes de quaisquer variações nas condições de soldagem. Entretanto, somente parte da energia fornecida ao processo de soldagem chega diretamente à chapa metálica e o conhecimento de sua grandeza é o que permite a determinação do rendimento térmico do processo e o cálculo das altas temperaturas, que são as principais fontes responsáveis pelos defeitos micro e/ou macro-estruturais na chapa soldada. No Anexo 1, apresenta-se a equação da difusão que considera a fonte móvel de calor, a troca de calor convectiva, além das propriedades térmicas e as dimensões da chapa de alumínio. O problema inverso, assim como no processo de usinagem, é resolvido por meio da técnica de otimização da seção áurea. Para a validação do software Inv3D, propõe-se a análise de um processo real de soldagem. Os procedimentos e as dificuldades encontradas para a medição das temperaturas experimentais na chapa de alumínio também são apresentados, bem como o rendimento térmico obtido para este processo.

No Capítulo 10 conclui-se este trabalho e são propostas algumas sugestões para a sua continuidade.

Como uma das contribuições deste trabalho, destaca-se o desenvolvimento de um software de análise de problemas de transferência de calor, capaz de simular o problema

térmico de torneamento além de diversos outros 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.

No processo de torneamento, 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. Demonstra-se ainda que o porta-ferramenta favorece consideravelmente a dissipação da taxa de transferência de calor na interface de corte, tanto que em trabalhos futuros, propõe-se a análise da influência do material do porta-ferramenta na vida da ferramenta de corte.

A aplicação do software Inv3D ao processo de soldagem TIG de uma liga de alumínio contribui, por sua vez, para o desenvolvimento de uma nova metodologia que permite determinar o fluxo térmico útil ao processo de soldagem a partir da observação dos campos térmicos desenvolvidos após o desligamento da tocha de soldagem. Esta técnica inovadora proporciona a eliminação de um dos principais empecilhos na medição experimental da temperatura: os ruídos elétricos advindos do arco voltaico em corrente alternada. Além disso, a análise de outro processo de fabricação fez com que novas ferramentas fossem agregadas ao Inv3D.

CAPITULO II

PROBLEMA TÉRMICO DE USINAGEM – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 – Introdução

Em um processo de torneamento a energia mecânica é convertida em calor por meio da deformação plástica do cavaco e do atrito entre a ferramenta e a peça. A difusão desse calor na interface cavaco-ferramenta-peça tem um papel fundamental no desempenho das ferramentas e consequentemente no processo de torneamento. A necessidade contínua do aumento das velocidades de corte em processos de usinagem de alto desempenho tem impulsionado pesquisas de novos materiais resistentes a altas temperaturas, assim como estudos de maximização da taxa de remoção de material. Além disso, a investigação dos campos térmicos durante o torneamento possibilita a análise e controle dos fatores que influenciam no uso, vida útil e desgaste das ferramentas. A dificuldade da obtenção da temperatura na interface cavaco-ferramenta mesmo para condições de corte simples, requer, por sua vez, o desenvolvimento de uma técnica eficiente. Nesse sentido, o principal objetivo deste trabalho é apresentar uma nova metodologia que possibilite a obtenção da taxa de transferência de calor na interface de corte e do campo de temperatura na ferramenta a partir da solução numérica do problema térmico de usinagem por torneamento e do uso de técnicas inversas de transferência de calor. Para isto, realizou-se uma revisão bibliográfica dividida em duas partes distintas: Na primeira parte são apresentados os principais métodos experimentais para a obtenção da temperatura na interface cavaco-ferramenta. Uma vez que o objetivo principal deste trabalho é o uso de técnicas numéricas e inversas para a solução do problema térmico de usinagem, na segunda parte da revisão bibliográfica são apresentadas as principais técnicas analíticas, numéricas e inversas aplicadas na solução do problema de transferência de calor em usinagem. Conclui-se este capítulo apresentando-se a técnica numérica adotada para

a solução do problema térmico de usinagem e a técnica inversa empregada na determinação da taxa de transferência de calor na interface de corte.

2.2 – Métodos experimentais para obtenção da temperatura na interface de corte

2.2.1 – Método do termopar ferramenta-peça

Esta técnica experimental considera o efeito termopar na interface ferramenta-peça, isto é, se na junção de dois materiais condutores diferentes existe uma variação de temperatura então é gerada uma diferença de potencial elétrico que é proporcional a esta temperatura. A diferença de potencial pode ser amplificada e os valores medidos podem ser convertidos em leituras de temperatura. Assim, fazendo o uso deste princípio, considera-se a junção ferramenta-peça como um par termoeletrico (interface de corte). A variação de temperatura, que é devida ao calor gerado na região de contato entre estes dois materiais durante o processo de usinagem, é então obtida por meio da conversão do sinal elétrico medido.

A técnica apesar de simples possui uma série de particularidades que devem ser levadas em conta durante sua utilização e montagem (Melo, 1998). Dentre elas podemos citar: o par ferramenta-peça que deve ser sempre formado por materiais condutores de eletricidade – ferramentas de cerâmica e peças de materiais não metálicos não podem ser usados; a temperatura medida sempre representa uma média das temperaturas que ocorrem na região de corte – o contato da ferramenta com o cavaco não é estável, existem picos e vales nesta região, a junção quente pode ser considerada como um termopar finito com um número infinitamente grande de fontes interligadas num circuito em paralelo (Qureshi e Koenigsberger, 1996) citado por Melo (1998).

A aplicação desta metodologia para a obtenção da temperatura na ferramenta de corte no processo de torneamento pode ser encontrada nos trabalhos de Arndt e Brown (1966), Trent (1984), Stephenson (1991), Stephenson e Ali (1992), Eu-Gen (1995), Stephenson *et al.* (1997) e, Leshock e Shin (1997).

Na Fig. (2.1) apresenta-se um esquema do aparato experimental do método do termopar ferramenta-peça.

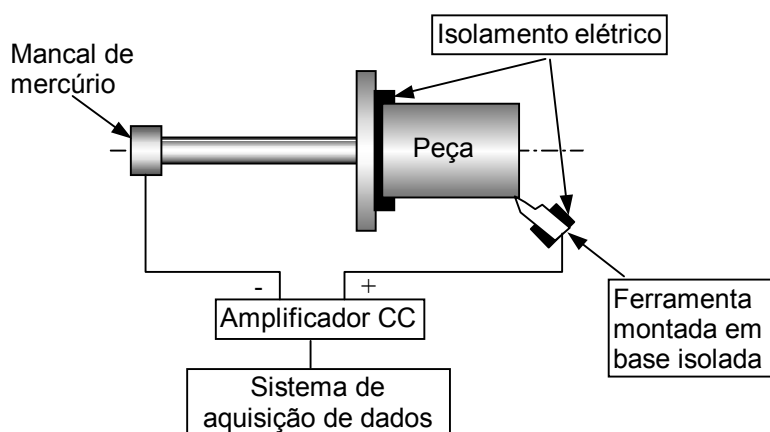


Figura 2.1 - Esquema para medição da temperatura de corte usando o método do termopar ferramenta-peça.

2.2.2 – Medição da temperatura por meio da radiação térmica

O método permite determinar a temperatura de corte baseando-se na radiação térmica que é emitida na zona de corte, ou seja, sabendo-se que todo corpo aquecido emite uma certa quantidade de radiação pode-se medi-la e relaciona-la em uma escala de temperatura. O processo consiste na exposição do corpo aquecido a um sensor óptico, conhecido como pirômetro ou termômetro infravermelho. Este sensor recebe a radiação térmica e gera uma f.e.m. (força eletromotriz) que pode ser detectada por um milivoltímetro. Os sinais elétricos são então relacionados a uma escala de temperatura fornecendo assim, a temperatura na região observada. Uma desvantagem deste método é que os resultados obtidos na medição não são pontuais, isto é, eles representam o valor médio da temperatura na área de focalização ou área de sensibilidade do instrumento. Além disso, nestes instrumentos só consegue detectar o valor de temperatura a partir do conhecimento prévio da emissividade da superfície analisada, neste caso, se a emissividade da ferramenta variar com o aumento temperatura, este equipamento se torna inadequado para a análise do processo. O esquema de uma medição de temperatura superficial utilizando um pirômetro é apresentado na Fig. (2.2).

Na literatura, encontram-se alguns pesquisadores que empregam esta técnica para determinar a temperatura superficial da ferramenta de corte. Dentre eles, podemos citar: Stephenson (1991), Stephenson e Ali (1992), Lin *et al.* (1992), Eu-Genie (1995) em processos de torneamento, e (Lin, 1995) em processo de fresamento.

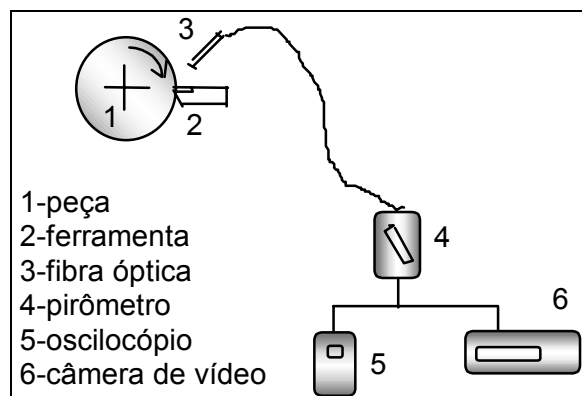


Figura 2.2 – Aparato experimental para medição da temperatura de corte, Lin *et al.* (1992).

2.2.3 – Termopares implantados

Outra técnica utilizada para se medir a temperatura superficial da ferramenta de corte é por meio da inserção de termopares no interior da ferramenta. Para possibilitar a instalação dos termopares são realizados microfuros na ferramenta de corte. A localização do termopar próximo a região de geração de calor (zona de corte) fornece uma estimativa da temperatura na superfície da ferramenta. As desvantagens desta técnica estão relacionadas à dificuldade de instalação dos termopares em função das pequenas dimensões da ferramenta, e também quanto à qualidade dos resultados obtidos, pois os efeitos da difusão de calor na ferramenta são alterados com introdução do termopar e principalmente pela realização do microfuro. Na Fig. (2.3) apresenta-se um esquema de medição utilizando termopar inserido na ferramenta de corte.

Nos trabalhos de Trent (1984) e Eu-Gené (1995) verifica-se o uso desta técnica para medir a temperatura durante o processo de torneamento.

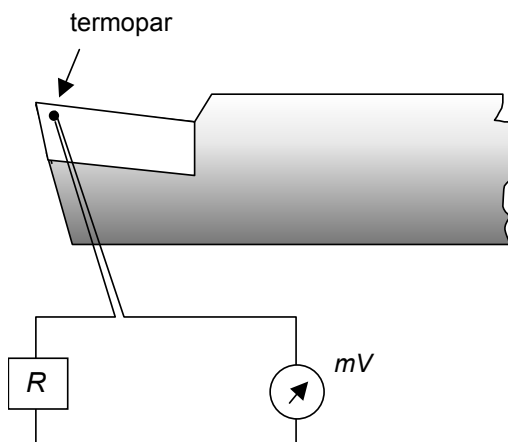


Figura 2.3 – Aparato experimental para medição da temperatura da ferramenta de corte com inserção de termopar, Melo (1998).

2.3 – Técnicas analíticas, numéricas e inversas para a solução do problema térmico de usinagem

2.3.1 – Técnicas analíticas

O problema térmico que envolve o processo de usinagem por torneamento (geração de calor na superfície da ferramenta de corte) pode ser modelado analiticamente. Nesse sentido, deve-se estabelecer o domínio no qual o problema térmico será representado por meio da equação da difusão de calor. As abordagens podem ser unidimensionais, bidimensionais ou tridimensionais. Em todas é necessário que se faça um estudo das condições de contorno do domínio e da forma geométrica do corpo analisado.

No problema de usinagem apresentado não é possível estabelecer as condições de contorno de maneira direta. Alguns pesquisadores utilizam o artifício de determinar a distribuição de fluxo de calor de forma empírica ou simplesmente atribuem a esse um valor arbitrário. As trocas convectivas com o meio ambiente algumas vezes são desprezadas para a simplificação do modelo. A geometria da ferramenta também sofre inúmeras simplificações, por exemplo, podem ser consideradas como corpos semifinitos, sem ângulo de inclinação, sem a existência de furos. As propriedades térmicas do material da ferramenta também devem ser conhecidas. Enfim, o estabelecimento de um modelo analítico fiel ao problema real torna-se muito complexo. A saída para muitos pesquisadores é a adoção de hipóteses simplificadoras. Estas simplificações permitem ao pesquisador obter uma solução aproximada para o problema estudado com resultados bastante razoáveis.

Berliner e Krainov (1991) apresentaram uma solução analítica unidimensional para calcular a temperatura na interface de cavaco-ferramenta. A equação da difusão foi definida para o domínio representado pela ferramenta. Para estabelecer a condição de contorno nesta região, considerou-se que o fluxo de calor decrescia de forma quadrática ao longo da interface de contato entre a ferramenta e cavaco devido ao atrito. Um estudo dos efeitos do uso de fluidos refrigerantes sobre a temperatura também é apresentado.

No trabalho de Young e Chou (1994) a temperatura na interface cavaco-ferramenta é obtida também por um modelo analítico unidimensional. Neste caso, o domínio escolhido foi o referente ao cavaco. A distribuição de fluxo de calor na interface cavaco-ferramenta foi calculada em função da força de corte. Aspectos geométricos da geração de cavaco na distribuição de temperatura são também analisados.

Em Stephenson e Ali (1992) o problema estudado é o de usinagem com corte interrompido. A ferramenta é modelada tridimensionalmente como um corpo semi-infinito. Este tipo de abordagem simplifica de maneira significativa a formulação matemática do problema. Nesse sentido, as equações analíticas podem ser obtidas através do uso de Funções Green.

Nos casos simulados apresentados, a fonte de fluxo de calor é calculada por uma função com variação espacial e temporal. Para os casos experimentais, a fonte de calor é calculada em função da força de corte.

Radulescu e Kapoor (1994) apresentam um modelo tridimensional analítico para determinar os campos de temperatura durante usinagem com corte interrompido e corte contínuo. O problema térmico é subdividido em três subgrupos: obtenção do calor gerado no contato da ferramenta com a peça, comportamento de temperatura na ferramenta e comportamento da temperatura na peça. O calor gerado na região de corte é calculado em função da força de corte. A partir do conhecimento do fluxo de calor total e do modelo analítico da ferramenta e cavaco obtém-se o campo de temperatura nos dois meios. No modelo analítico tridimensional transiente da ferramenta, as condições de contorno são simplificadas desprezando-se efeitos convectivos e de resistência de contato. No modelo analítico tridimensional do cavaco a formulação é válida para o regime quase permanente.

Stephenson *et al.* (1997) apresentam uma nova aplicabilidade para o modelo analítico desenvolvido por Radulescu e Kapoor (1994). Neste sentido, o modelo analítico tridimensional transiente é adaptado para estudar as temperaturas na ferramenta de corte no processo de torneamento. Modificações são introduzidas no modelo para se calcular as variações do fluxo de calor com o tempo e para se representar o contorno da ferramenta (isolamento térmico e temperatura prescrita). Testes experimentais são realizados para a validação da técnica.

2.3.2 – Técnicas numéricas

2.3.2.1 – Método de diferenças finitas

Groover e Kane (1971) usam o método de diferenças finitas para obter a distribuição de temperatura na ferramenta durante o processo de torneamento. O modelo numérico tridimensional foi desenvolvido com simplificações no contorno da ferramenta, isto é, nas regiões de contato da ferramenta com o porta-ferramenta colocou-se um material isolante térmico. Dois termopares são usados para fornecer a condição de temperatura prescrita nos nós do contorno. A temperatura na extremidade da ferramenta (face de corte) é obtida pelo emprego da equação da difusão expressa em termos de pontos nodais.

Lazoglu e Altintas (2002) apresentam um modelo numérico bidimensional para determinar os campos de temperatura na interface cavaco-ferramenta durante o processo de torneamento. O modelo térmico é resolvido pelo método das diferenças finitas a partir de malhas em coordenadas cartesianas e polares. A equação da difusão é tratada em regime permanente e a taxa de transferência de calor na interface cavaco-ferramenta é calculada por meio do método da predição e correção no qual um valor inicial para a taxa de transferência de

calor é adotado e na sequência este valor é corrigido a partir da análise do gradiente térmico entre o cavaco e a ferramenta de corte.

2.3.2.2 - Método de Elementos Finitos

Chow e Wright (1988) propõem a obtenção da temperatura na interface cavaco-ferramenta no processo de usinagem por torneamento. A abordagem bidimensional faz a correlação entre uma temperatura medida na face oposta a região de corte e a temperatura esperada na face de corte. A modelagem numérica do problema físico é construída usando o método de elementos finitos.

Strenkouski e Monn (1990) apresentam uma formulação bidimensional em elementos finitos que considera um único volume de controle o conjunto formado pela ferramenta, pela peça e pelo cavaco. O calor gerado nesta região (interface de corte) é calculado em função dos esforços mecânicos gerados no processo, e a partir dele calcula-se a distribuição de temperatura na região.

No trabalho de Tay (1991) a distribuição de temperatura no domínio formado pela peça, cavaco e ferramenta é obtida através do método de elementos finitos. O modelo bidimensional caracteriza o processo de corte ortogonal regime permanente. No desenvolvimento do modelo várias condições reais do processo de usinagem são consideradas tais como: a geometria real do conjunto cavaco-ferramenta, as distribuições de fluxo de calor nas zonas de cisalhamento primário e secundário, e principalmente a variação das propriedades térmicas dos materiais da ferramenta e da peça.

Jen & Gutierrez (2000) usam o método dos elementos finitos para se calcular a temperatura tridimensional transiente na ferramenta de corte com propriedades térmicas variáveis. A solução do problema térmico é obtida simulando-se a taxa de transferência de calor na interface de corte como uma fonte plana de calor com distribuição espacial, cuja metodologia foi proposta por Stephenson et al. (1997). As condições de contorno são simplificadas desprezando-se os efeitos de convecção e de resistência térmica de contato.

No trabalho de Shet & Deng (2000) usa-se também elementos finitos para o cálculo da temperatura na ferramenta. Neste caso, obtém-se a temperatura a partir do software comercial de elementos finitos ABAQUS, sendo a taxa de transferência de calor determinada a partir da medição da força de corte.

Ren et al. (2004) apresenta por sua vez, um modelo térmico bidimensional mais completo, envolvendo a ferramenta de corte e o porta-ferramenta. O problema térmico é resolvido numericamente pelo método dos elementos finitos a partir do software comercial ANSYS. A distribuição de temperatura na ferramenta e porta-ferramenta é calculada conhecendo-se previamente o comprimento de contato cavaco-ferramenta e valores médios da

temperatura na interface de corte. Todavia, a técnica apresentada despreza a troca convectiva de calor entre a ferramenta e o meio ambiente e a resistência de contato entre a ferramenta e o porta-ferramenta.

2.3.2.3 - *Método de elementos de contorno*

No trabalho de Chan e Chandra (1991) o método de elementos de contorno foi usado para estudar os aspectos térmicos em regime permanente do processo de usinagem dos metais. Neste caso, a distribuição de fluxo de calor foi obtida separadamente para as três regiões presentes no problema térmico, isto é, fluxo de calor que flui para a ferramenta, fluxo de calor que flui para o cavaco e fluxo de calor que flui para a peça. Com cada parcela do fluxo de calor gerado obteve-se o perfil de temperatura em cada uma das três regiões.

Nos trabalhos apresentados anteriormente, notam-se uma série de simplificações. Além disso, verifica-se que todos partem do princípio de que a taxa de transferência de calor na interface cavaco-ferramenta é conhecida. Neste caso, conhecendo-se a fonte de calor, geralmente não disponível em processos reais, determinam-se os campos térmicos a partir da solução direta da equação da difusão, seja por métodos analíticos ou numéricos. Esta técnica é conhecida como problema direto.

2.3.3 – *Técnicas inversas*

Outra técnica que também pode ser aplicada ao processo de torneamento é denominada problema inverso. Os problemas inversos de condução de calor podem ser considerados como uma classe especial dentro das técnicas de problemas inversos. As características principais destes problemas são: usar temperaturas medidas experimentalmente, modelar o problema térmico baseando-se na equação de difusão de calor e ter como objetivo a estimação de algum parâmetro térmico, como por exemplo, a obtenção das propriedades térmicas, a obtenção do fluxo de calor superficial, a obtenção da fonte de calor interna ou ainda a obtenção da temperatura superficial numa face sem acesso direto.

Observando estas características, verifica-se que o problema de usinagem se enquadra perfeitamente nesta classe de problemas, isto é, deseja-se conhecer a temperatura na interface de corte uma vez que a medição direta desta grandeza é difícil de ser obtida. Entretanto, pode-se usar a informação de temperaturas medidas em regiões de fácil acessibilidade para se estimar o fluxo térmico na interface de corte e a partir dele calcular a temperatura no ponto desejado. Esta é, portanto, a proposta principal deste trabalho, ou seja, aplicar técnicas inversas de condução de calor para a obtenção do fluxo térmico que flui para a ferramenta e a partir dele calcular a distribuição de temperatura na ferramenta de corte. Assim,

apresenta-se a seguir uma breve revisão das principais técnicas de problemas inversos de condução de calor.

Diversas aproximações analíticas e numéricas são propostas para a solução dos problemas inversos de condução de calor. Stolz (1960) foi um dos primeiros pesquisadores que estudou este tipo de problema e desenvolveu uma solução analítica para um problema inverso de condução de calor linear usando o Teorema de Duhamel, entretanto, a solução encontrada mostrou ser instável para pequenos passos de tempo. Esta limitação foi minimizada mais tarde através do uso de informações futuras (Beck *et al.*, 1985). Com a crescente utilização das técnicas inversas, verificou-se que as soluções analíticas eram aplicáveis somente para problemas lineares. Para estender a técnica de problemas inversos para problemas não-lineares muitos pesquisadores empregaram métodos numéricos, tais como, diferenças finitas, elementos de contorno e elementos finitos.

As terminologias, estimação de função e estimação de parâmetro, que freqüentemente são usadas no estudo da metodologia inversa possuem uma pequena diferença conceitual, isto é, se o problema envolve a determinação de uma função desconhecida tal como a variação temporal do fluxo térmico superficial, o problema é então definido como estimação de função. Logo, a estimação de função requer a determinação de um grande número de componentes de fluxo térmico superficial q_m ($m=1,2,...,M$). Por outro lado, se alguma informação é conhecida sobre a forma funcional de $q(t)$ e a função pode ser parametrizada, o problema inverso é então chamado de estimação de parâmetros, pois somente um número limitado de parâmetros deverão ser estimados. Entretanto, se o número de parâmetros a serem estimados é elevado, a distinção entre os problemas de estimação de parâmetros e de estimação de função pode não ser clara.

Uma outra característica dos problemas inversos de estimação de parâmetros é que o sistema de equações é sempre sobre determinado, isto é, o número de medições de temperatura é sempre maior que o número de variáveis desconhecidas. Isto acontece porque a temperatura experimental sempre contém erros de medições fazendo com que sejam necessárias mais medições do que as variáveis desconhecidas. Uma das formas mais usuais para a solução deste tipo de sistema é através do uso do método de mínimos quadrados.

Na literatura, uma variedade de soluções analíticas e numéricas para os problemas inversos de condução de calor pode ser encontrada. Entretanto, a maioria delas se restringem a problemas unidimensionais e bidimensionais. Em Imber (1974), a solução analítica para um problema inverso de condução de calor bidimensional é apresentada. A técnica baseia-se na extrapolação da solução do problema térmico, obtida por transformadas de Laplace, e consiste na obtenção de uma formulação analítica para a temperatura através do uso de termopares distribuídos na amostra.

Uma das técnicas de problemas inversos de condução de calor mais utilizada é o método de função especificada sequencial desenvolvido por Beck *et al.* (1985). Esta técnica baseia-se no método de mínimos quadrados e também no teorema de Duhamel e consiste na minimização de uma função objetivo entre o erro de temperaturas experimentais e temperaturas calculadas. Além disso, uma forma funcional é assumida para caracterizar o comportamento da distribuição de fluxo térmico nos intervalos de tempo futuro que são empregados para a estabilização do método. Para a solução de problemas unidimensionais, citam-se Bass (1980), Scott e Beck (1989), Guimarães (1995), Liu (1996), Blanc *et al.* (1997). Para a solução de problemas bidimensionais são encontrados na literatura trabalhos que empregam esta metodologia com pequenas adaptações, dentre eles: Kurpysz e Nowak (1990), Hsu *et al.* (1992), Lima (1996), Osman *et al.* (1997) e Blanc *et al.* (1998). E em problemas tridimensionais cita-se Nortershauser e Millan (1999).

Busby e Trujillo (1985) apresentam a solução do problema inverso de condução de calor bidimensional usando o método de programação dinâmica. O método baseia-se em técnicas de otimização através do uso de fórmulas de recorrência.

Em Murio (1989) é proposto o método de “Mollification”, que tem como base a utilização de filtros numéricos para a redução dos ruídos de medição e a construção de curvas e superfícies para a identificação de coeficientes e funções nos sistemas mal-postos presentes nos problemas inversos, ou seja, o método visa encontrar uma sequência de operadores modificados que transformam os dados inexatos do problema mal-posto numa família de problemas bem-postos para determinar as estimativas de erros e os parâmetros modificadores ótimos ou quase-ótimos.

No trabalho de Guerrier e Benard (1993) encontra-se a aplicação da técnica de regularização de Tikhonov. O trabalho apresenta uma análise da influência dos parâmetros de regularização, de tempo e espaciais na solução inversa de um problema unidimensional, e estuda a influência da localização do posicionamento dos sensores no problema bidimensional.

Haji-Sheikh e Buckingham (1993) apresentaram uma solução para o problema inverso de condução de calor utilizando o método de Monte Carlo. Este método consiste na determinação estatística do valor procurado da variável física a ser estimada. Assim, a relação entre um ponto interno e um ponto da superfície do corpo conduzindo calor é determinada por um caminho aleatório a partir de uma relação probabilística.

Chen e Lin (1994) propuseram a solução de um problema inverso de condução de calor hiperbólico bidimensional através da aplicação de transformada de Laplace inversa e métodos de volume de controle. Nesse caso, a transformada de Laplace inversa é usada para cancelar os termos de dependência temporal e a equação modificada é discretizada no domínio espacial

pela formulação de volumes de controle transformando as equações diferenciais em equações algébricas.

Em Tseng *et al.* (1995) e, Tseng e Zhao (1996) encontra-se um algoritmo chamado de método de coeficiente de sensibilidade direto. Aqui, a técnica inversa baseia-se no método de função especificada seqüencial (Beck *et al.*, 1985). Entretanto, uma alternativa para o cálculo dos coeficientes de sensibilidade através de expansão em séries de Taylor é desenvolvida. Para ilustrar a aplicabilidade da técnica, a solução de um problema de condução de calor bidimensional em regime permanente é proposta.

Outra metodologia proposta para a solução de problemas inversos de condução de calor é a técnica de algoritmos genéticos, como por exemplo, em Raudensky *et al.* (1995). Esta metodologia de otimização baseia-se na teoria da evolução de Darwin. Nesse sentido, conceitos de biologia como população, evolução, seleção e mutação, são utilizados para a construção desta ferramenta estatística.

No trabalho de Tuan *et al.* (1996) encontra-se uma metodologia inversa para a solução de um problema inverso de condução de calor em tempo real. A metodologia, baseada nas técnicas de filtragem de Kalman, é desenvolvida para estimar duas distribuições de fluxo de calor distintas aplicadas a duas superfícies de contorno. Um algoritmo de mínimos quadrados em tempo real é também apresentado e fornece a relação recursiva entre o valor observado do fluxo de calor desconhecido e o valor teórico do filtro de Kalman.

Nos trabalhos de Sassi e Raynaud (1994) e Blanc *et al.* (1997) emprega-se o método da marcha espacial, que consiste na discretização do problema térmico em duas regiões, uma relacionada ao problema direto e a outra ao problema inverso. As regiões são mapeadas em nós, e a relação entre um nó da região direta e um nó da região inversa se dá através de um sentido de cálculo pré-determinado.

Yang e Chen (1997) propuseram um método de solução inversa tridimensional baseado em aproximação simbólica. A técnica usa símbolos para representar a condição de contorno desconhecida na solução do problema térmico através do método de diferenças finitas implícita com direção alternada. Os resultados calculados são expressos explicitamente como função dos símbolos usados na condição de contorno desconhecida. O próximo passo é construir um grupo de equações lineares a partir da comparação entre a temperatura “simbólica” e a temperatura medida e usar o método de mínimos quadrados para a obtenção dos valores numéricos dos símbolos.

Blum e Marquardt (1997a, b) apresentam uma solução para problemas inversos de condução de calor no domínio da frequência baseando-se em problemas de otimização.

Na maioria das técnicas de problemas inversos em condução de calor apresentadas anteriormente são propostas soluções unidimensionais e bidimensionais, que geralmente são

aproximações dos problemas reais. Em algumas delas a obtenção de uma formulação tridimensional torna-se bastante complexa e inviável do ponto de vista computacional.

Encontram-se também na literatura trabalhos que visam a aplicação de técnicas inversas ao problema térmico de usinagem, como é o caso de Lima (2001). Em seu trabalho, Lima (2001) propõe a determinação da taxa de transferência de calor na interface cavaco-ferramenta a partir de uma técnica inversa baseada no método do gradiente conjugado e da equação adjunta. O modelo térmico resolvido numericamente pelo método dos volumes finitos, considera a ferramenta de corte submetida a uma fonte de calor variável e à troca convectiva. A taxa de transferência de calor na interface de corte é estimada a partir de temperaturas medidas em regiões acessíveis da ferramenta. Entretanto, o modelo proposto despreza o gradiente térmico entre a ferramenta e o porta-ferramenta o que limita a estimativa da taxa de transferência de calor na interface de corte aos 4 segundos iniciais de usinagem.

No trabalho de Chen et al. (1997), apresenta-se também uma aplicação de técnicas inversas ao processo de usinagem. A taxa de transferência de calor na interface de corte é obtida por meio da técnica inversa da função especificada seqüencial. Esta técnica aproxima uma taxa de transferência de calor constante, proposta por Beck et al. (1985), a partir de medições da temperatura experimental da ferramenta. A temperatura na interface cavaco-ferramenta é, por sua vez, calculada a partir de um modelo térmico tridimensional transiente da ferramenta de corte, resolvido por elementos de contorno. A metodologia proposta por Chen et al. (1997) apresentou, entretanto, uma grande discrepância entre a temperatura média calculada e a experimental.

2.4 – Técnica numérica e inversa adotada neste trabalho para a solução do problema térmico de usinagem

A partir da análise das técnicas existentes, verificam-se dois métodos para a determinação da taxa de transferência de calor na interface de corte: a partir de cálculos envolvendo força de atrito, velocidade de corte e área de contato cavaco-ferramenta e a partir de métodos inversos. Como se pode observar em todas as técnicas apresentadas, a quantidade de simplificações adotadas acaba limitando a análise do processo real de torneamento. Nesse sentido, este trabalho, a partir da cooperação entre os laboratórios LTCM (Laboratório de Transferência de Calor e Massa e Dinâmica dos fluidos) e LEPU (Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem), apresenta uma nova metodologia que visa aproximar ao máximo o modelo teórico do experimental. A técnica se baseia num modelo de condução de calor transiente que leva em consideração a geometria do conjunto ferramenta de corte, calço

e porta-ferramenta. Os campos térmicos em qualquer região do conjunto são determinados por meio da técnica de otimização da seção áurea (problema inverso) que permite, por sua vez, a estimação da taxa de transferência de calor na interface de corte. Desenvolveu-se também um algoritmo de geração de malhas irregulares. A malha tem a função de retratar com a maior fidelidade possível a geometria do conjunto e posicionar os sensores de temperatura nas mesmas posições medidas experimentalmente para a solução inversa. Na solução do problema direto adotou-se o método das diferenças finitas implícito, uma vez que esta técnica não apresenta limitações quanto à escolha do tempo de medição e do intervalo de aquisição (Δt) da temperatura experimental. Ressalta-se que a equação da difusão leva em consideração as propriedades térmicas dos materiais envolvidos, a troca convectiva entre o conjunto e o meio ao qual está submetido e o problema da resistência de contato entre os elementos do conjunto. O sistema de equações algébricas lineares, é resolvido pelo método SOR (Successive Over Relaxation).

CAPITULO III

PROBLEMA DIRETO: OBTENÇÃO DO MODELO TÉRMICO

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

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_i \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_i \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_i \frac{\partial T}{\partial z} \right) = (\rho C p)_i \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.1)$$

onde o índice i representa as regiões da ferramenta ($i = 1$) ou do calço ($i = 2$) ou do porta-ferramenta ($i = 3$), como mostrado na Fig. (3.1a). Observa-se nesta figura que uma grande parte da superfície do porta-ferramenta está exposta ao meio ambiente assim como parte da superfície superior e laterais da ferramenta. A única região da superfície superior da ferramenta não exposta ao meio ambiente, está sujeita ao fluxo térmico $q_o''(t)$ devido ao contato cavaco-ferramenta e é identificada pela área de contato A_q , Fig. (3.1c).

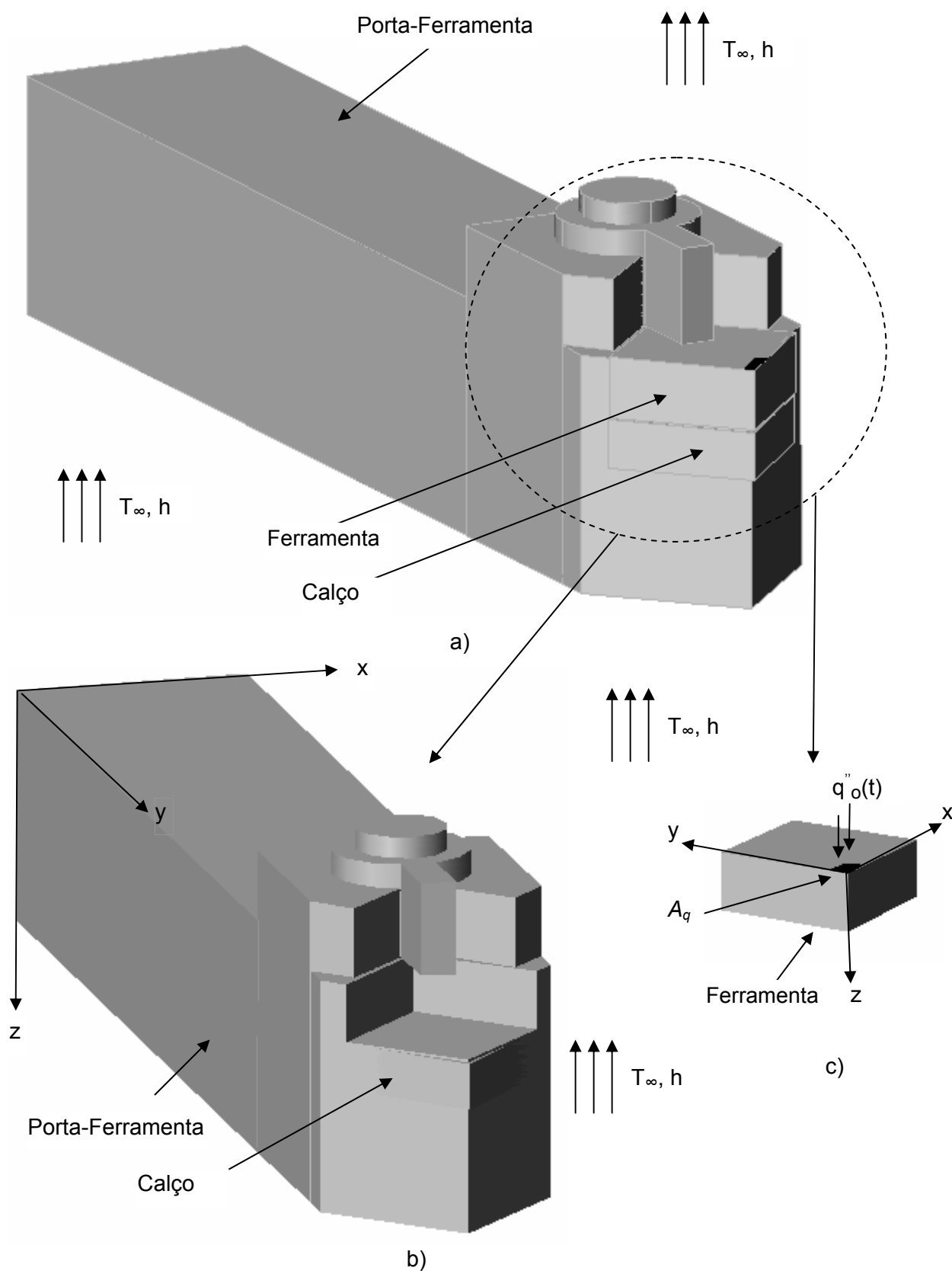


Figura 3.1 – Representação esquemática do conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta: a) Exposto a um meio convectivo; b) Vista em detalhe do calço e porta-ferramenta; c) Vista em detalhe da ferramenta de corte.

Logo, as condições de contorno impostas ao problema apresentado pela Eq. (3.1) podem ser escritas por

$$-\lambda_i \frac{\partial T}{\partial \eta} = h(T - T_\infty)$$

nas regiões expostas ao meio e

$$-\lambda_i \frac{\partial T}{\partial \eta} = q_o''(t)$$

na interface definida por A_q , onde η representa a normal pra fora nas coordenadas x , y , e z , T a temperatura, T_∞ a temperatura ambiente, λ a condutividade térmica, ρC_p o produto densidade específica versus calor específico e h o coeficiente de transferência de calor por convecção. Como condição inicial adotou-se

$$T(x, y, z, 0) = T_o$$

onde T_o representa a temperatura inicial da ferramenta, calço e porta-ferramenta.

Observa-se na Fig. (3.1) que o problema direto deveria ser representado em dois domínios caso uma solução analítica fosse requerida. Entretanto, a complexidade dessa abordagem além das dificuldades inerentes à não linearidade da equação da difusão e geometria irregular do conjunto, indicam a solução numérica como alternativa mais simples e direta para a solução do problema térmico.

Verifica-se na Fig. (3.2) que uma mudança nos eixos de coordenadas permite um tratamento do conjunto como um modelo térmico de meio heterogêneo em apenas um domínio.

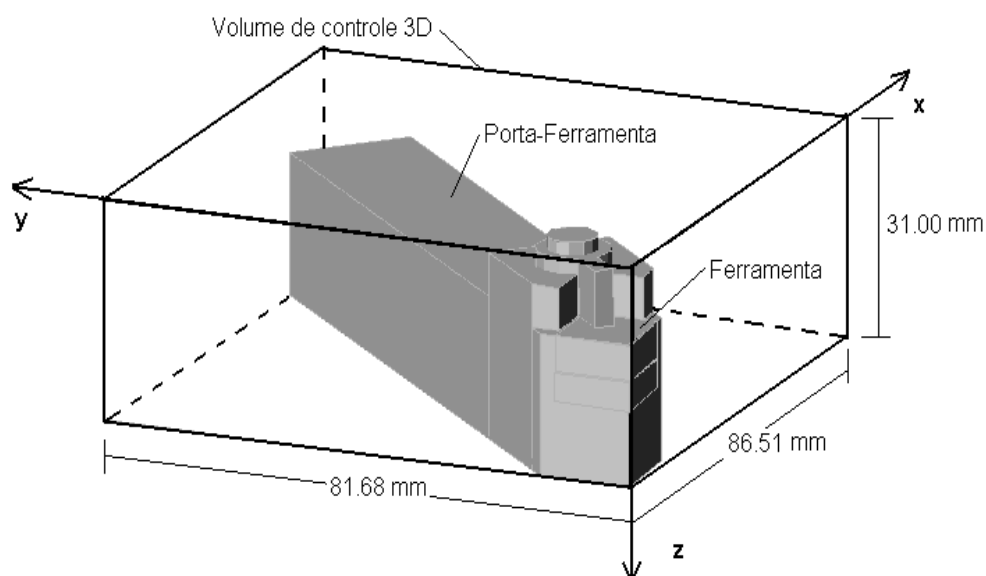


Figura 3.2 - Problema térmico tridimensional do conjunto ferramenta e porta-ferramenta.

Como já mencionado anteriormente, uma vez conhecido o valor de $q_o''(t)$, a solução da Equação (3.1) representa o problema direto associado ao problema de usinagem em estudo. Entretanto, a proposta desse trabalho é a obtenção do fluxo térmico $q_o''(t)$ a partir da medição da temperatura em regiões acessíveis da ferramenta, calço e porta-ferramenta, o que caracteriza a solução de um problema inverso de condução de calor. A solução do problema inverso exige, por sua vez, a construção de um algoritmo que permita a identificação do fluxo térmico por meio de uma técnica de otimização que minimize uma função erro definida pelo quadrado das diferenças entre as temperaturas medidas experimentalmente e calculadas pelo modelo térmico a partir da solução do problema direto (Eq. 3.1).

A seguir, serão descritos os procedimentos para a obtenção da solução numérica do problema direto, a técnica de otimização usada (Seção Áurea) e os procedimentos experimentais (montagem e execução) para a obtenção dos sinais de temperatura medidos no conjunto ferramenta de corte, calço e porta-ferramenta.

CAPITULO IV

SOLUÇÃO NUMÉRICA DO PROBLEMA DIRETO: MÉTODO DAS DIFERENÇAS FINITAS

Para a solução da Equação (3.1) desenvolveu-se uma modelagem numérica baseada no método das diferenças finitas com formulação implícita. Para a discretização numérica do domínio de cálculo, considerou-se as dimensões reais do conjunto. A Fig. (4.1) apresenta essas dimensões.

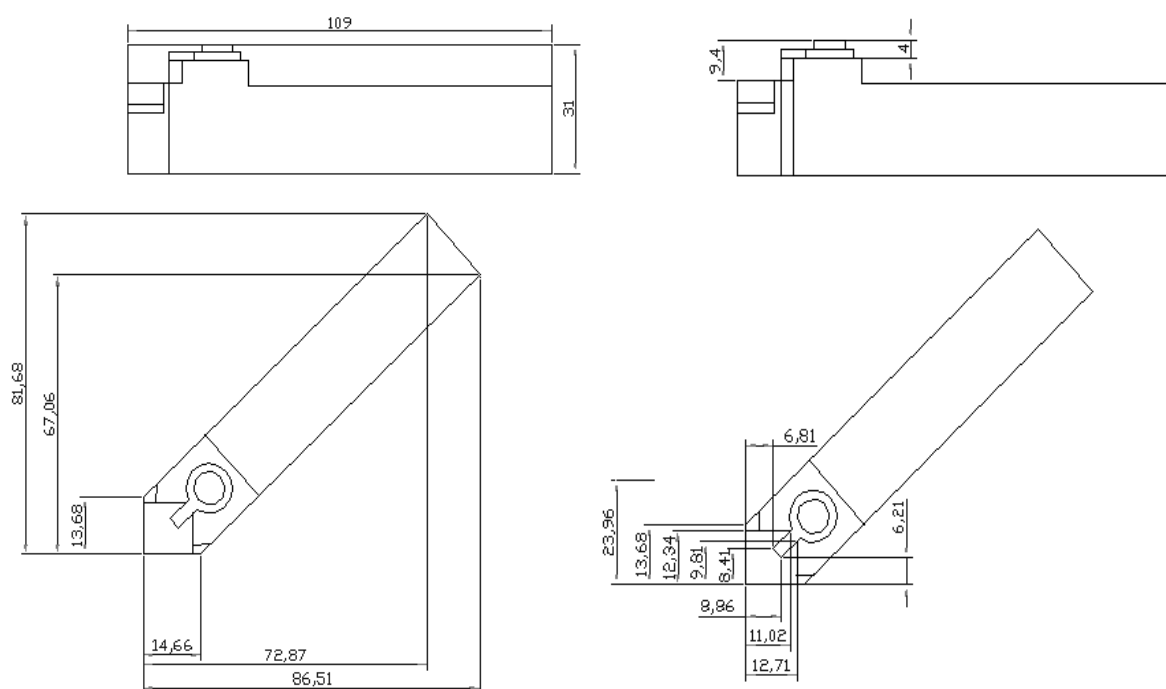


Figura 4.1 - Dimensões em mm do conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta.

Assim, baseando-se nessas dimensões, discretizou-se o conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta a partir de uma malha tridimensional irregular assim como apresentado na Fig. (4.2).

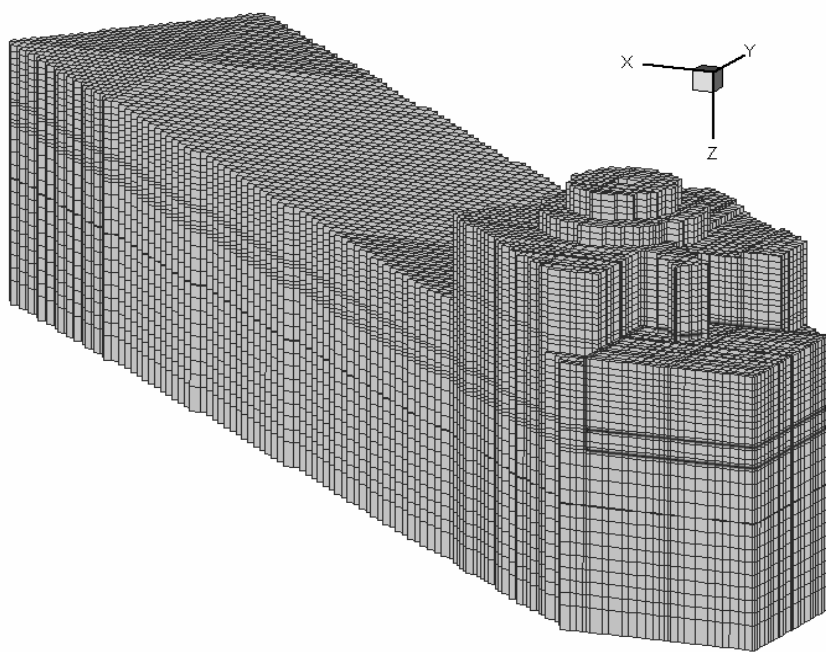


Figura 4.2 – Discretização do conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta a partir de uma malha tridimensional irregular.

4.1 – Geração da malha tridimensional irregular

Uma dificuldade adicional que surge com a discretização numérica se deve à necessidade de coincidência do posicionamento do sensor de temperatura (termopar) com o centro de um volume discreto (finito). Para contornar esse problema, desenvolveu-se um gerador de malhas cartesianas que se adaptasse a qualquer tipo de geometria e que permitisse a construção da malha a partir de pontos específicos definidos pela localização dos sensores.

Na Fig. (4.3) apresenta-se o algoritmo para a geração da malha não-uniforme na direção x. O mesmo procedimento pode ser aplicado nas demais direções (y e z), obtendo-se assim uma malha tridimensional auto-ajustável.

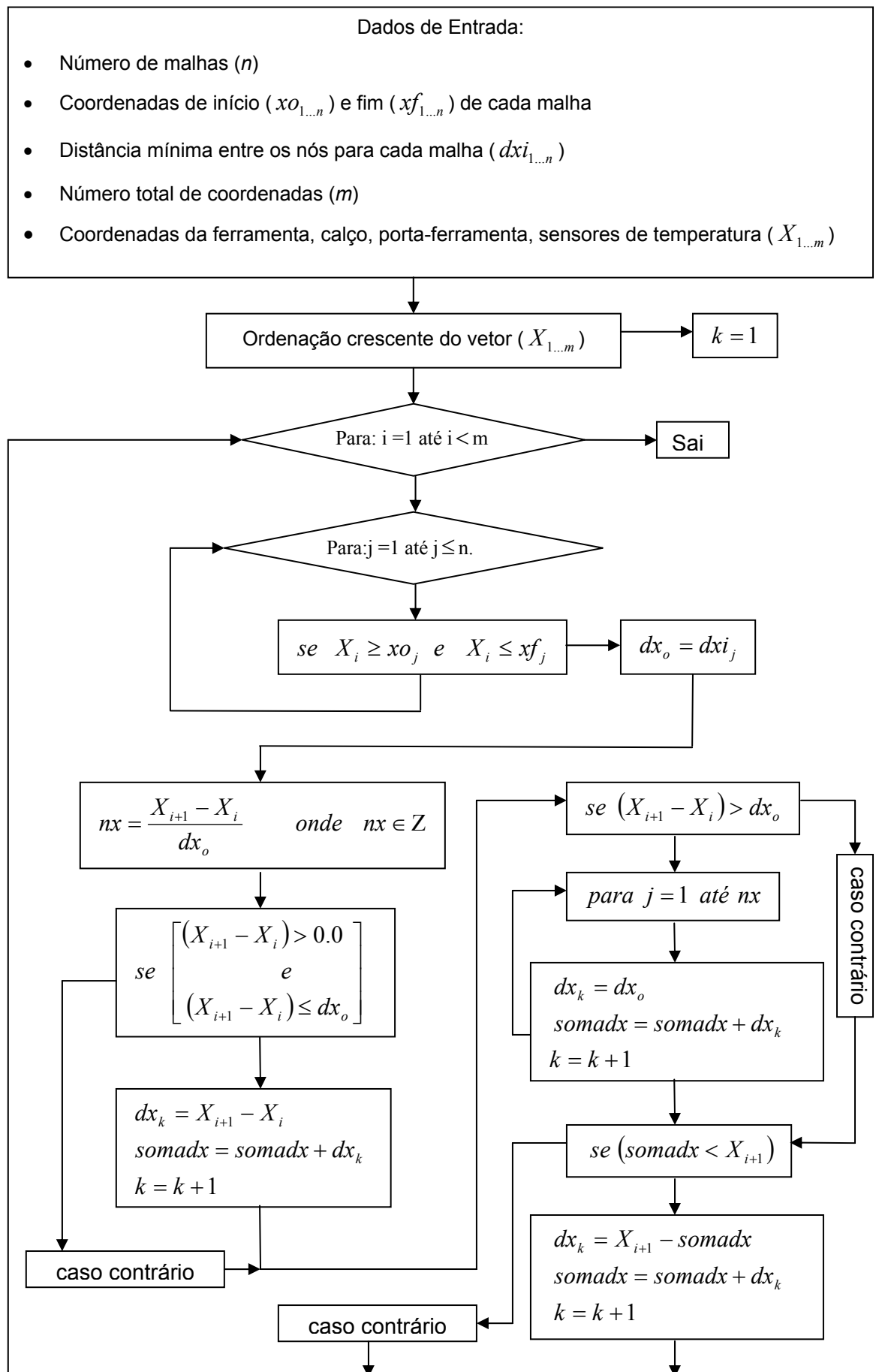


Figura 4.3 – Algoritmo para a geração da malha não-uniforme.

Verifica-se neste algoritmo que inicialmente deve-se fornecer o número total de malhas (n) que serão geradas em cada direção. Este procedimento permite gerar malhas refinadas ou espaçadas de acordo com as características da amostra que o usuário deseja modelar. Para tanto, devem ser fornecidas as coordenadas medidas na amostra para o início ($xo_{1...n}$) e fim ($xf_{1...n}$) de cada malha, além da máxima distância entre nós requerida em cada região.

Na seqüência, deve-se fornecer o número total de coordenadas (m) para a modelagem da amostra. No caso do processo de torneamento medem-se as coordenadas da ferramenta de corte, calço, porta-ferramenta, sensores de temperatura e área de contato cavaco-ferramenta, a partir de um eixo fixo de referência. Com base nestas informações, faz-se, de acordo com a Fig. (4.3), uma ordenação crescente das coordenadas em cada direção. O algoritmo então promove uma análise de cada par de coordenadas e da distância mínima exigida entre nós. Este procedimento permite, de acordo com as informações fornecidas pelo usuário, a geração de uma malha tridimensional não-uniforme e auto-ajustável.

A partir deste algoritmo, modela-se a geometria do conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta assim como apresentado na Fig. (4.4).

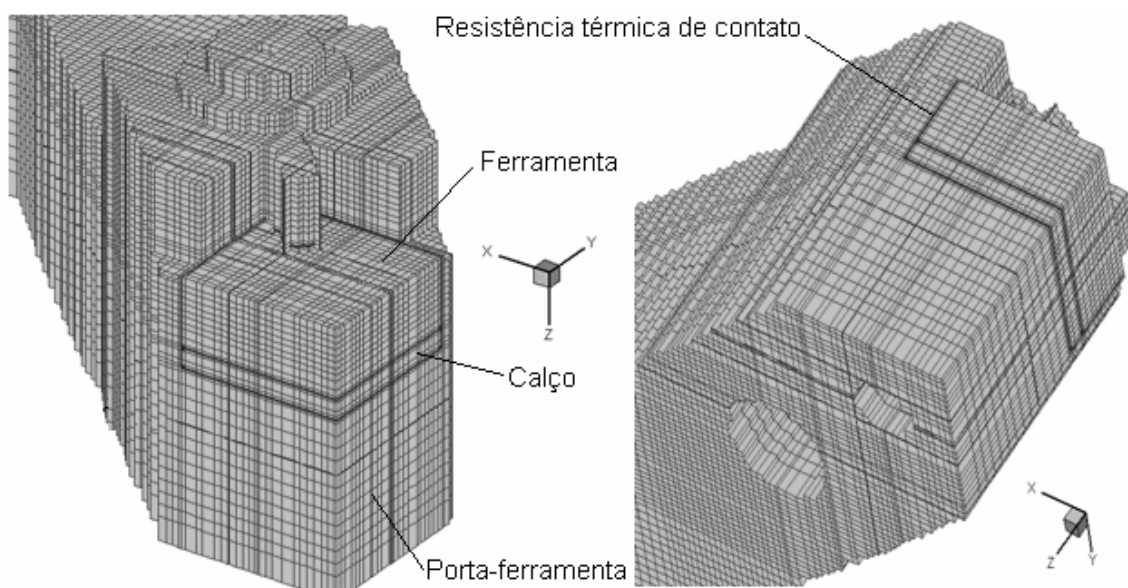


Figura 4.4 – Visualização da malha tridimensional representando o conjunto ferramenta de corte e porta-ferramenta.

Segundo informações do fabricante (Sandvik do Brasil S.A.), a ferramenta de corte e o calço são de metal duro da classe K10, possuindo, portanto, propriedades térmicas semelhantes. Já o porta-ferramenta, também de metal duro, possui propriedades térmicas diferentes. Os valores referentes a estas propriedades serão reportados no Capítulo 8 - Resultados Experimentais.

Outra característica importante que pode ser visualizada nas Figs. (4.4) e (4.5) é a presença de uma resistência térmica de contato entre o conjunto ferramenta de corte, calço e porta-ferramenta, que deve ser considerada na malha e consequentemente no modelo térmico.

Quando uma peça metálica entra em contato com outra, estas ficam separadas, qualquer que seja a pressão a que sejam submetidas, por uma distância relativamente grande, se comparada às dimensões do átomo.

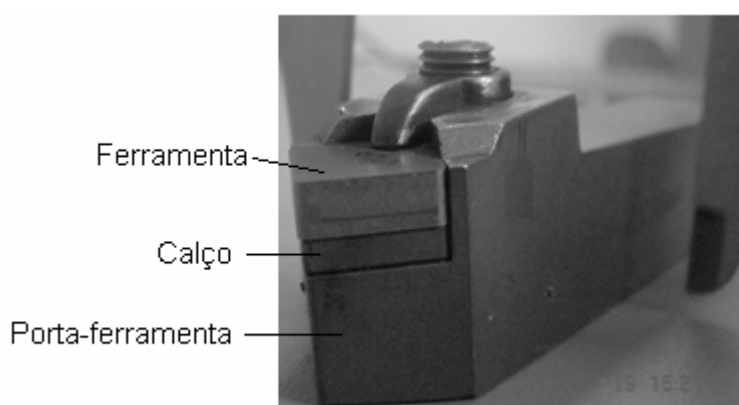


Figura 4.5 – Foto do conjunto ferramenta de corte, calço e porta-ferramenta.

Na verdade existem alguns pontos de contato perfeito e o resto dos pontos fica a uma distância da ordem de μm , o que configura a existência da resistência térmica de contato.

Chama-se de “resistência térmica de contato”, no entanto, a relação entre a temperatura nos bornes de contato e a intensidade do calor que os atravessa. Esta resistência não é constante e depende da pressão a que estão submetidas as peças (pressão de contato), da composição destas, da sua forma, da sua seção, do sentido e intensidade do calor, etc (www.labspot.ufsc.br, 2005).

Vários laboratórios e universidades no mundo têm modelado e testado a resistência térmica entre superfícies em contato e modelos razoavelmente precisos estão disponíveis para contatos cujas propriedades superficiais e físicas são bem controladas. Porém não se tem relato de sucesso da aplicação destas teorias a sistemas complexos, como por exemplo, junções aparafusadas, onde diversos e diferentes tipos de contatos são encontrados e a pressão não é controlada.

Neste trabalho, verifica-se também um sistema altamente complexo dado pelo conjunto ferramenta de corte, calço e porta-ferramenta (Fig. 4.6). Esta complexidade está relacionada ao desconhecimento das propriedades superficiais e físicas de cada um dos elementos e da impossibilidade do controle dessas variáveis em um processo de usinagem tradicional.

Dentre as várias técnicas numéricas existentes, optou-se pelo uso do método das diferenças finitas com formulação implícita por atender a todas as exigências mencionadas e ainda por possuir baixo custo computacional quando associado a outros métodos de solução de equações diferenciais. Neste caso, a Equação (3.1), em sua forma discretizada, pode ser obtida a partir do balanço de energia aplicado a um nodo de referência da malha numérica, assim como apresentado na Fig. (4.7):

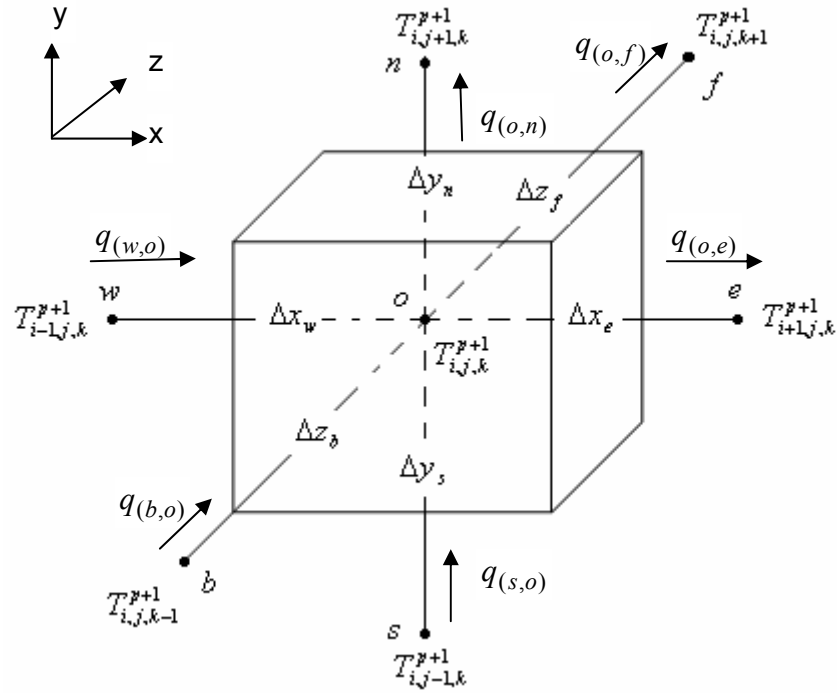


Figura 4.7 – Volume de controle infinitesimal em coordenadas cartesianas.

Aplicando-se então o balanço de energia, tem-se:

$$q_{(w,o)} - q_{(e,e)} + q_{(s,o)} - q_{(o,n)} + q_{(b,o)} - q_{(o,f)} = \rho C p \frac{\partial T}{\partial t} V \quad (4.1)$$

onde q representa a taxa de transferência de calor por condução no elemento infinitesimal (Fig. 4.7). Nesse caso, reescrevendo a Eq. (4.1), tem-se:

$$\begin{aligned} \lambda A_{yz} \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_o^w - \lambda A_{yz} \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_o^e + \lambda A_{xz} \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_o^s - \lambda A_{xz} \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_o^n + \lambda A_{xy} \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_o^b - \lambda A_{xy} \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_o^f = \\ = \rho C p \frac{T_{i,j,k}^{p+1} - T_{i,j,k}^p}{\Delta t} V \end{aligned} \quad (4.2)$$

onde

$$A_{yz} = \frac{\Delta y_n + \Delta y_s}{2} \times \frac{\Delta z_f + \Delta z_b}{2}, \quad A_{xz} = \frac{\Delta x_e + \Delta x_w}{2} \times \frac{\Delta z_f + \Delta z_b}{2}, \quad A_{xy} = \frac{\Delta x_e + \Delta x_w}{2} \times \frac{\Delta y_n + \Delta y_s}{2}$$

e T é a temperatura no nodo analisado, Δt o intervalo de medição da temperatura, i, j, k a coordenada do nó, p o tempo, Δx_w é a distância $w \leftrightarrow o$ (Fig. 4.7), Δx_e a distância $o \leftrightarrow e$, Δy_s a distância $s \leftrightarrow o$, Δy_n a distância $o \leftrightarrow n$, Δz_b a distância $b \leftrightarrow o$ e Δz_f a distância $o \leftrightarrow f$.

Reescrevendo a Equação (4.2) na forma implícita, tem-se:

$$\begin{aligned} A_{yz} \frac{(T_{i-1,j,k}^{p+1} - T_{i,j,k}^{p+1})}{\Delta x_w} - A_{yz} \frac{(T_{i,j,k}^{p+1} - T_{i+1,j,k}^{p+1})}{\Delta x_e} + A_{xz} \frac{(T_{i,j-1,k}^{p+1} - T_{i,j,k}^{p+1})}{\Delta y_s} + \\ - A_{xz} \frac{(T_{i,j,k}^{p+1} - T_{i,j+1,k}^{p+1})}{\Delta y_n} + A_{xy} \frac{(T_{i,j,k-1}^{p+1} - T_{i,j,k}^{p+1})}{\Delta z_b} - A_{xy} \frac{(T_{i,j,k}^{p+1} - T_{i,j,k+1}^{p+1})}{\Delta z_f} = \\ = \frac{V}{\alpha \Delta t} (T_{i,j,k}^{p+1} - T_{i,j,k}^p) \end{aligned} \quad (4.3)$$

Rearranjando os termos da Eq. (4.3), tem-se:

$$\begin{aligned} \frac{A_{yz}}{\Delta x_w} T_{i-1,j,k}^{p+1} + \frac{A_{yz}}{\Delta x_e} T_{i+1,j,k}^{p+1} - \frac{A_{yz}}{\Delta x_w} T_{i,j,k}^{p+1} - \frac{A_{yz}}{\Delta x_e} T_{i,j,k}^{p+1} + \\ \frac{A_{xz}}{\Delta y_s} T_{i,j-1,k}^{p+1} + \frac{A_{xz}}{\Delta y_n} T_{i,j+1,k}^{p+1} - \frac{A_{xz}}{\Delta y_s} T_{i,j,k}^{p+1} - \frac{A_{xz}}{\Delta y_n} T_{i,j,k}^{p+1} + \\ \frac{A_{xy}}{\Delta z_b} T_{i,j,k-1}^{p+1} + \frac{A_{xy}}{\Delta z_f} T_{i,j,k+1}^{p+1} - \frac{A_{xy}}{\Delta z_b} T_{i,j,k}^{p+1} - \frac{A_{xy}}{\Delta z_f} T_{i,j,k}^{p+1} + \\ - \frac{V}{\alpha \Delta t} T_{i,j,k}^{p+1} = - \frac{V}{\alpha \times \Delta t} T_{i,j,k}^p \end{aligned} \quad (4.5)$$

A Equação (4.5), pode então ser reescrita na seguinte forma algébrica linear:

$$a_o T_{i,j,k}^{p+1} + a_w T_{i-1,j,k}^{p+1} + a_e T_{i+1,j,k}^{p+1} + a_s T_{i,j-1,k}^{p+1} + a_n T_{i,j+1,k}^{p+1} + a_b T_{i,j,k-1}^{p+1} + a_f T_{i,j,k+1}^{p+1} = b \quad (4.6)$$

onde os coeficientes $a_o, a_w, a_e, a_s, a_n, a_b, a_f$ e b são definidos de acordo com a Eq. (4.5).

Uma vez estabelecida uma rede nodal e escrita uma equação em diferenças finitas apropriada para cada nodo, a distribuição de temperatura pode então ser determinada. O problema se reduz à solução de um sistema de equações algébricas lineares (Eq. 4.6). Numerosos métodos estão disponíveis na literatura. Este trabalho propõe o uso do SOR (Método das Sobre-relaxações Sucessivas), Carvalho et al., (2003), descrito a seguir.

4.3 – Solução do sistema linear: SOR (Successive Over Relaxation) - Carvalho et al., (2003)

Considerado um método iterativo, o SOR procura acelerar o processo de convergência do sistema linear. O SOR pode ser facilmente deduzido a partir do método de Newton-Raphson (Ruggiero et al., 1996), cujo objetivo é a determinação do zero da função $F(T)$, Fig. (4.8).

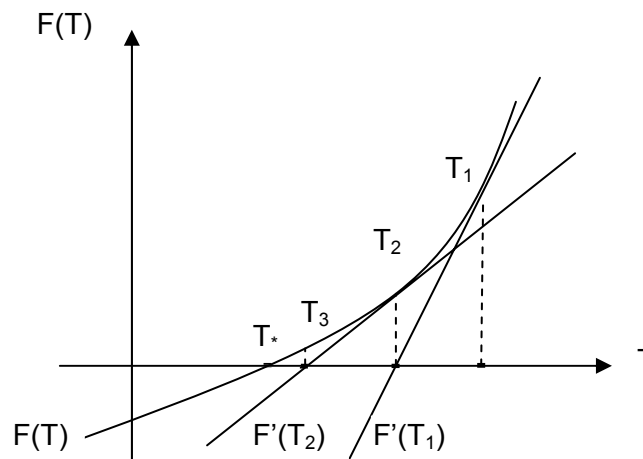


Figura 4.8 – Zero da função $F(T)$ encontrado pelo método de Newton-Raphson.

O método de Newton-Raphson é considerado um dos processos mais eficientes para o cálculo de raízes de equações e pode ser escrito como sendo (Ruggiero et al., 1996),

$$T_{i,j,k}^{p+1} = T_{i,j,k}^{p+1} - W \frac{F(T_{i,j,k}^{p+1})}{F'(T_{i,j,k}^{p+1})} \quad (4.7)$$

onde $T_{i,j,k}^{p+1}$ é a temperatura, W é o coeficiente de relaxação que visa avançar mais rapidamente a solução, quando o processo está lento, ou “segurar” a variável, quando a mesma está avançando em demasia e pode causar divergência. Os valores recomendados de

W para avançar mais rapidamente a solução podem variar. No caso do processo de usinagem usou-se $W = 1.91$, cujo motivo da escolha pode ser verificado na Fig. (4.9).

Verifica-se na Fig. (4.9) que para $W=1.91$ obtém-se uma diminuição considerável do número de interações necessárias para a solução do sistema linear (de 1580 para 1100 iterações) e conseqüentemente uma diminuição no tempo de simulação.

Ressalta-se que W depende fortemente da distância entre nós (Δx , Δy , Δz) e do intervalo de tempo (Δt). Valores de W menores que 1.0 sub-relaxam a solução.

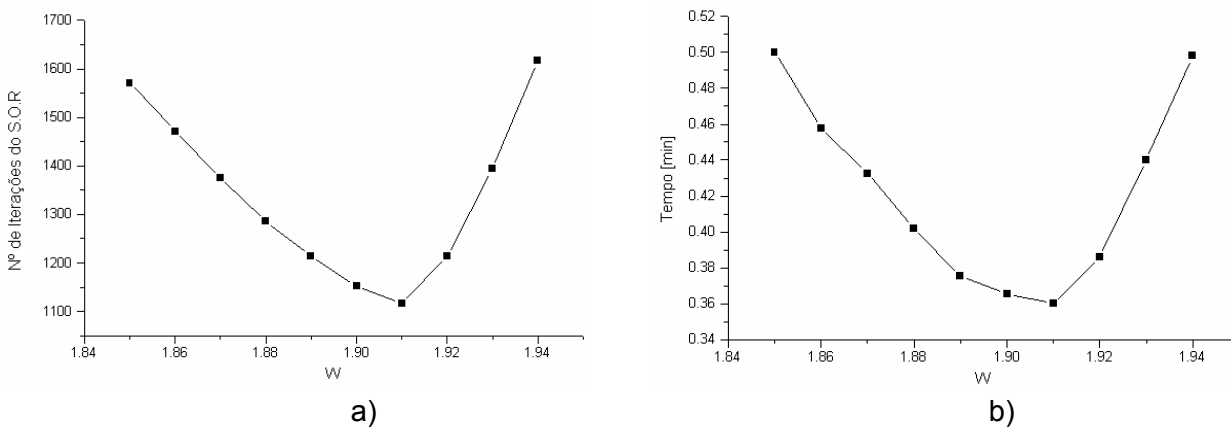


Figura 4.9 - a) Análise do número de interações do SOR em função do coeficiente de relaxação (W); b) Análise do tempo gasto na solução do sistema linear em função de W .

$F(T_{i,j,k}^{p+1})$ é obtido a partir da modelagem numérica e $F'(T_{i,j,k}^{p+1})$ é a derivada de $F(T_{i,j,k}^{p+1})$.

Resta então a determinação de $F(T_{i,j,k}^{p+1})$.

Considerando a Equação (4.6), pode-se definir $F(T_{i,j,k}^{p+1})$ como sendo:

$$F(T_{i,j,k}^{p+1}) = a_o T_{i,j,k}^{p+1} + a_w T_{i-1,j,k}^{p+1} + a_e T_{i+1,j,k}^{p+1} + a_s T_{i,j-1,k}^{p+1} + a_n T_{i,j+1,k}^{p+1} + a_b T_{i,j,k-1}^{p+1} + a_f T_{i,j,k+1}^{p+1} - b \quad (4.8)$$

a derivada de $F(T_{i,j,k}^{p+1})$ pode ser calculada por

$$F'(T_{i,j,k}^{p+1}) = a_o \quad (4.9)$$

substituindo as Eqs. (4.9) e (4.8) em (4.7), obtém-se a solução do problema:

$$T_{i,j,k}^{p+1} = T_{i,j,k}^{p+1} - W \times \frac{(a_o T_{i+1,j,k}^{p+1} + a_w T_{i-1,j,k}^{p+1} + a_e T_{i+1,j,k}^{p+1} + a_s T_{i,j-1,k}^{p+1} + a_n T_{i,j+1,k}^{p+1} + a_b T_{i,j,k-1}^{p+1} + a_f T_{i,j,k+1}^{p+1} - b)}{a_o} \quad (4.10)$$

O critério de convergência do processo iterativo deve obedecer a Eq. (4.11):

$$\left| T_{i,j,k}^{p+1} - \frac{b - (a_w T_{i-1,j,k}^{p+1} + a_e T_{i+1,j,k}^{p+1} + a_s T_{i,j-1,k}^{p+1} + a_n T_{i,j+1,k}^{p+1} + a_b T_{i,j,k-1}^{p+1} + a_f T_{i,j,k+1}^{p+1})}{a_o} \right| \leq \text{erro} \quad (4.11)$$

No caso do processo de transferência de calor em usinagem, adotou-se como critério de convergência do processo iterativo um erro de 1.0×10^{-5} (°C).

Ressalta-se que as principais características do SOR são suas propriedades de convergência e simplicidade de aplicação.

CAPITULO V

PROBLEMA INVERSO DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR - SEÇÃO ÁUREA

O que são problemas inversos? Esta é uma pergunta clássica e a resposta pode ser simples: um problema inverso determina as causas desconhecidas baseando-se na observação de seus efeitos. Os problemas inversos em condução de calor podem ser considerados como uma classe especial dentro das técnicas de problemas inversos. As características principais destes problemas são: usar temperaturas medidas experimentalmente, modelar o problema térmico baseando-se na equação de difusão de calor e ter como objetivo a estimação de algum parâmetro térmico, como por exemplo, a obtenção do fluxo térmico superficial. Observando estas características, verifica-se que o problema de usinagem se enquadra perfeitamente nesta classe de problema, isto é, deseja-se conhecer a distribuição da temperatura na interface cavaco-ferramenta cuja obtenção por medição direta é complicada ou extremamente difícil. Entretanto, pode-se usar a informação de temperaturas medidas em regiões acessíveis para se estimar a taxa de transferência de calor na interface cavaco-ferramenta e a partir dela calcular a temperatura em qualquer ponto desejado. Esta é, de fato, a proposta principal deste trabalho, ou seja, aplicar as técnicas inversas de condução de calor para a obtenção da taxa de transferência de calor na interface de corte.

Neste trabalho, o fluxo térmico que flui na interface cavaco-ferramenta é obtido usando-se a técnica de otimização da Seção Áurea. Basicamente, esta técnica minimiza uma função erro quadrática (*Func*) definida pelo quadrado da diferença entre as temperaturas medidas na ferramenta, *Y*, e as temperaturas calculadas pelo modelo teórico, *T* (Eq. 3.1). Assim, a função objetivo a ser minimizada pode ser escrita como

$$Func = \sum_{i=1}^{nterm} (Y(x, y, z, t)_i - T(x, y, z, t)_i)^2 \quad (5.1)$$

onde *nterm* representa o número de termopares usados.

A Seção Áurea é uma das técnicas mais populares para a estimação 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 (Vandreplaats, 1984). Além disso, os principais fatores que influenciaram na escolha desta técnica foram: a necessidade de um processo iterativo para a diminuição de um intervalo de incerteza a partir da minimização de um funcional e 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 a 62% do intervalo da iteração anterior, até que se encontre o menor valor da função objetivo (Eq. 5.1). A Fig. (5.1) apresenta um esquema do intervalo de busca e o menor valor encontrado para *Func*.

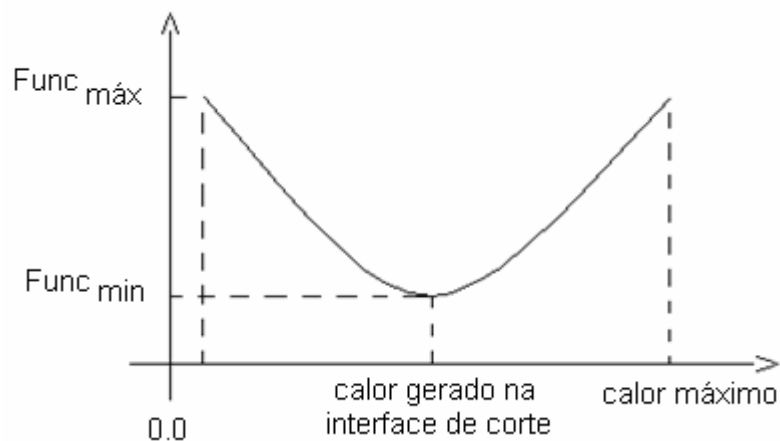


Figura 5.1 - Gráfico apresentando o menor valor da função objetivo.

A técnica da Seção Áurea é descrita em detalhes no Anexo I.

Observa-se que o uso da Seção Áurea requer que o problema direto seja calculado várias vezes. Nesse caso, a solução das equações algébricas do modelo numérico (Eq. 3.1) deverá ser obtida tantas vezes quanto necessárias para a minimização da função objetivo. Assim, surge a necessidade do desenvolvimento de um programa que realize a ligação entre a construção da malha, algoritmo de otimização e cálculo da solução numérica das equações algébricas. A descrição desse programa, intitulado Inv3D, é apresentada a seguir.

CAPITULO VI

SOFTWARE INV3D – PROCESSAMENTO E ANÁLISE

O Inv3D versão 1.0, agrega uma série de funções que auxiliam na aquisição dos dados experimentais, na geração da malha tridimensional, no cálculo do problema direto e problema inverso e posterior análise em ambiente gráfico. Além disso, este software pode ser usado para induzir o raciocínio investigativo sobre os fenômenos físicos e simulação e visualização de fenômenos simples ou complexos que tenham fins científicos ou educativos relacionados à transferência de calor em sólidos e à otimização de processos. A Fig. (6.1) apresenta o Inv3D e os métodos de otimização implementados no código computacional.

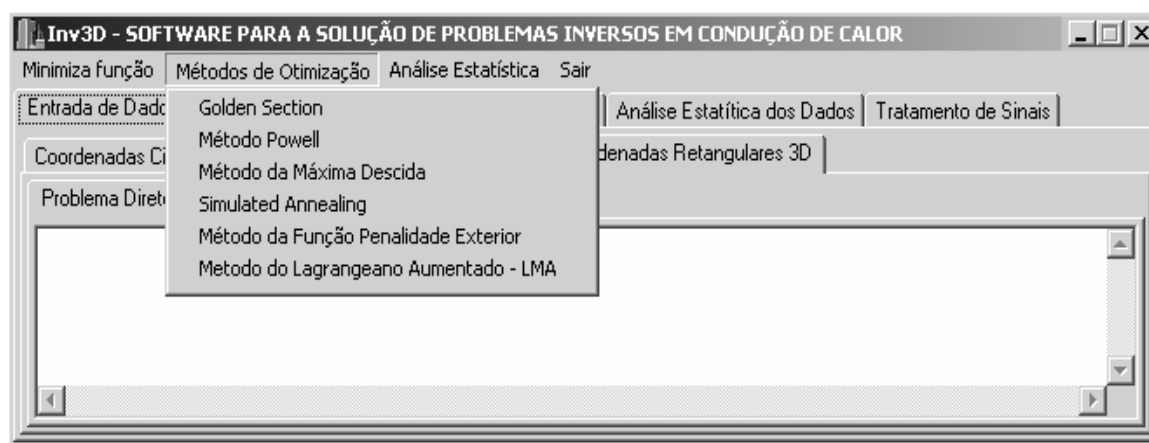


Figura 6.1 – Janela inicial do Inv3D e métodos de otimização implementados.

O usuário a partir dessas características, de forma independente, pode estudar e analisar, diversos tipos de problemas envolvendo transferência de calor. A versão inicial simula problemas de condução em geometrias uni, bi e tridimensionais com diversas condições de contorno, usando malhas cartesianas. Além disso, a partir dos diversos métodos de otimização implementados ao software, o usuário pode optar entre técnicas mais populares para a

estimação de máximos, mínimos e zero de funções de apenas uma variável, como é o caso da Seção Áurea (Golden Section), e até mesmo técnicas mais robustas baseadas na observação de fenômenos naturais, como é o caso do Simulated Annealing.

Outro benefício do software se refere às ferramentas de pós-processamento de sinais experimentais, que são: o ajuste polinomial e o tratamento estatístico. Em geral, durante a realização de um experimento, é comum obter conjuntos de dados que necessitam de um pós-processamento, assim como apresentado na Fig. (6.2).

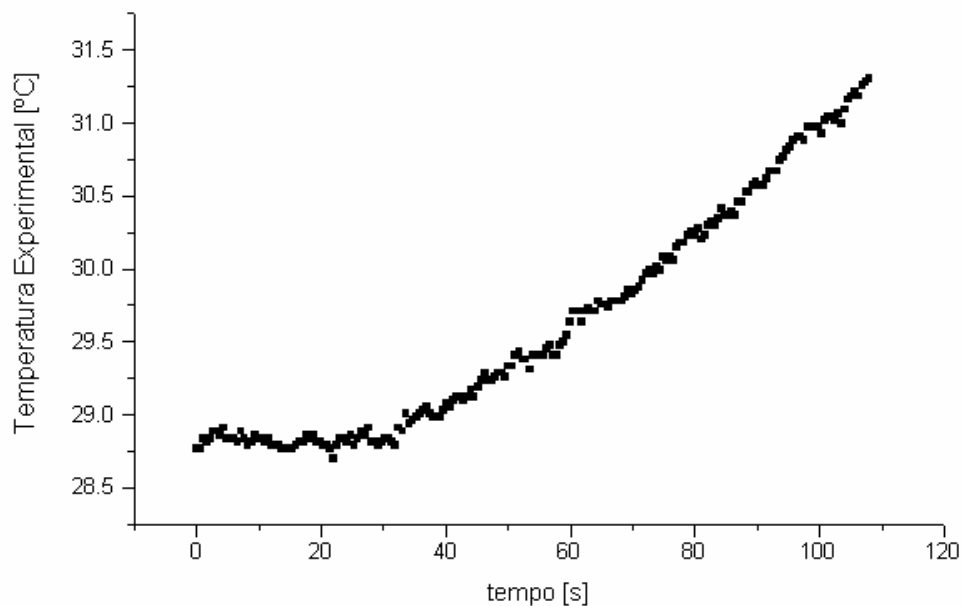


Figura 6.2 – Variação da temperatura experimental de uma amostra de Aço AISI 304.

A Fig. (6.2) apresenta o aumento da temperatura de uma amostra de aço AISI 304 para 110 segundos de aquecimento. Nota-se que durante a aquisição da temperatura surgiram pequenas oscilações no sinal experimental, que podem ser atribuídas ao sistema de aquisição e/ou a fatores externos. Neste caso, o ajuste polinomial se torna uma ferramenta importante, uma vez que este permite a obtenção de uma função que represente os dados experimentais.

A Fig. (6.3) apresenta o ajuste polinomial realizado a partir do Inv3D. Nota-se nesta figura que os recursos gráficos do software permitem a visualização e a comparação entre a temperatura experimental e a função ajustada. O que se verifica é que o Inv3D proporcionou um alisamento do sinal experimental a partir da obtenção de um polinômio representativo da temperatura real da amostra. Em muitos casos, este procedimento pode ser usado para reduzir custos e tempo com a repetição do experimento. Nota-se ainda na Fig. (6.3) que como parâmetros de análise da função ajustada, o software apresenta na barra superior o erro médio entre os dados experimentais e os calculados e o coeficiente de correlação dos valores

experimentais. No Inv3D, o ajuste polinomial, por sua vez, é realizado a partir do método dos mínimos quadrados linear (Ruggiero et al., 1996).

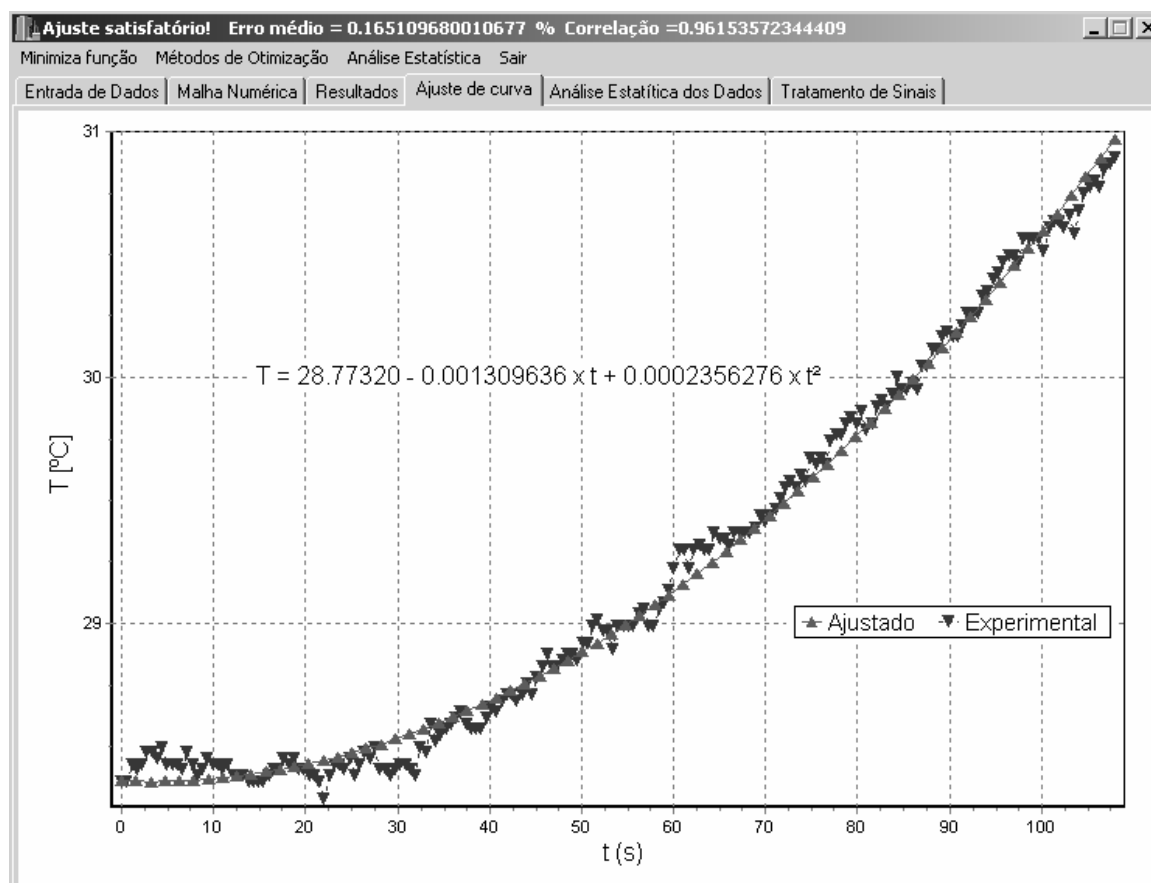


Figura 6.3 - Ajuste polinomial realizado pelo software Inv3D.

Assim como mencionado anteriormente, outra ferramenta importante para o pós-processamento de dados experimentais é a análise estatística. Para se verificar a aplicação da estatística à problemas térmicos, apresenta-se na Fig. (6.4) um experimento no qual se tentou medir a temperatura média da mesma amostra de aço durante um intervalo de 60 segundos. Neste caso, novamente é possível notar as oscilações na temperatura experimental devido às incertezas no sistema de medição.

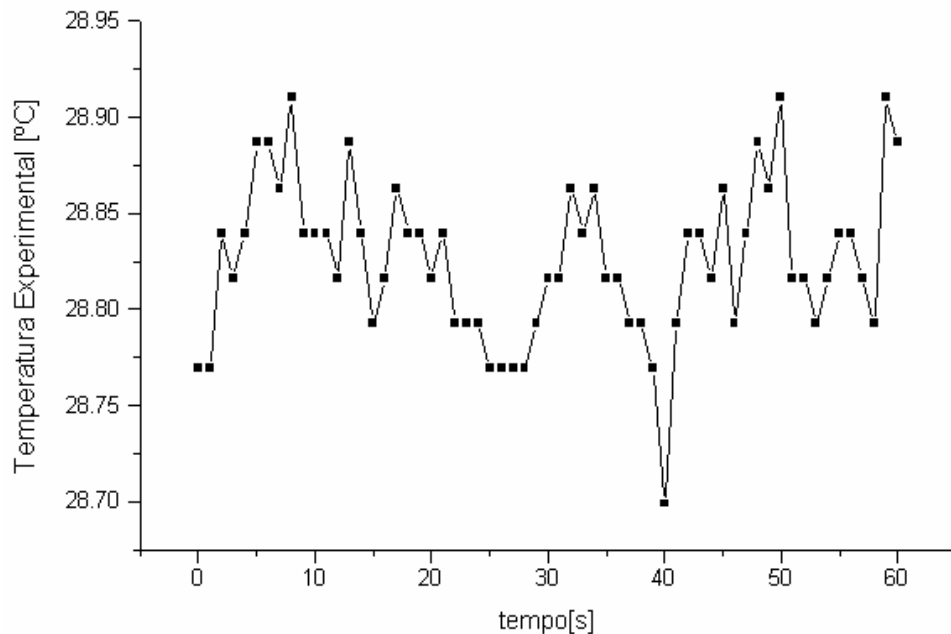


Figura 6.4 - Temperatura experimental de uma amostra de aço AISI 304.

Assim, para se obter a temperatura média da amostra, torna-se necessário usar métodos estatísticos. Por meio do Inv3D é possível determinar a média, variância, desvio padrão e a distribuição normal dos dados experimentais. Além disso, a partir do critério de Chauvenet, o software pode rejeitar alguns valores experimentais caso estes se desviem em demasia do valor médio. A Fig. (6.5) apresenta a temperatura experimental média da amostra de aço AISI 304 a partir da análise de todos os dados experimentais e do critério de Chauvenet.

Nota-se na Fig. (6.5) que houve uma pequena diferença entre a temperatura média calculada para todos os dados experimentais e a calculada pelo critério de Chauvenet. Graficamente, a Fig. (6.5) mostra que o critério de Chauvenet (linha contínua) rejeitou alguns dados, no entanto, devido à pequena faixa de oscilação da temperatura (0.1 °C) não houve quase nenhuma diferença entre os valores médios. Podemos dizer neste caso que a temperatura média da amostra foi de aproximadamente 28.82 °C com um desvio padrão de aproximadamente 0.04 °C. Para uma melhor análise dos dados experimentais, nota-se na Fig. (6.5) que o usuário pode optar ainda pela visualização gráfica da distribuição normal.

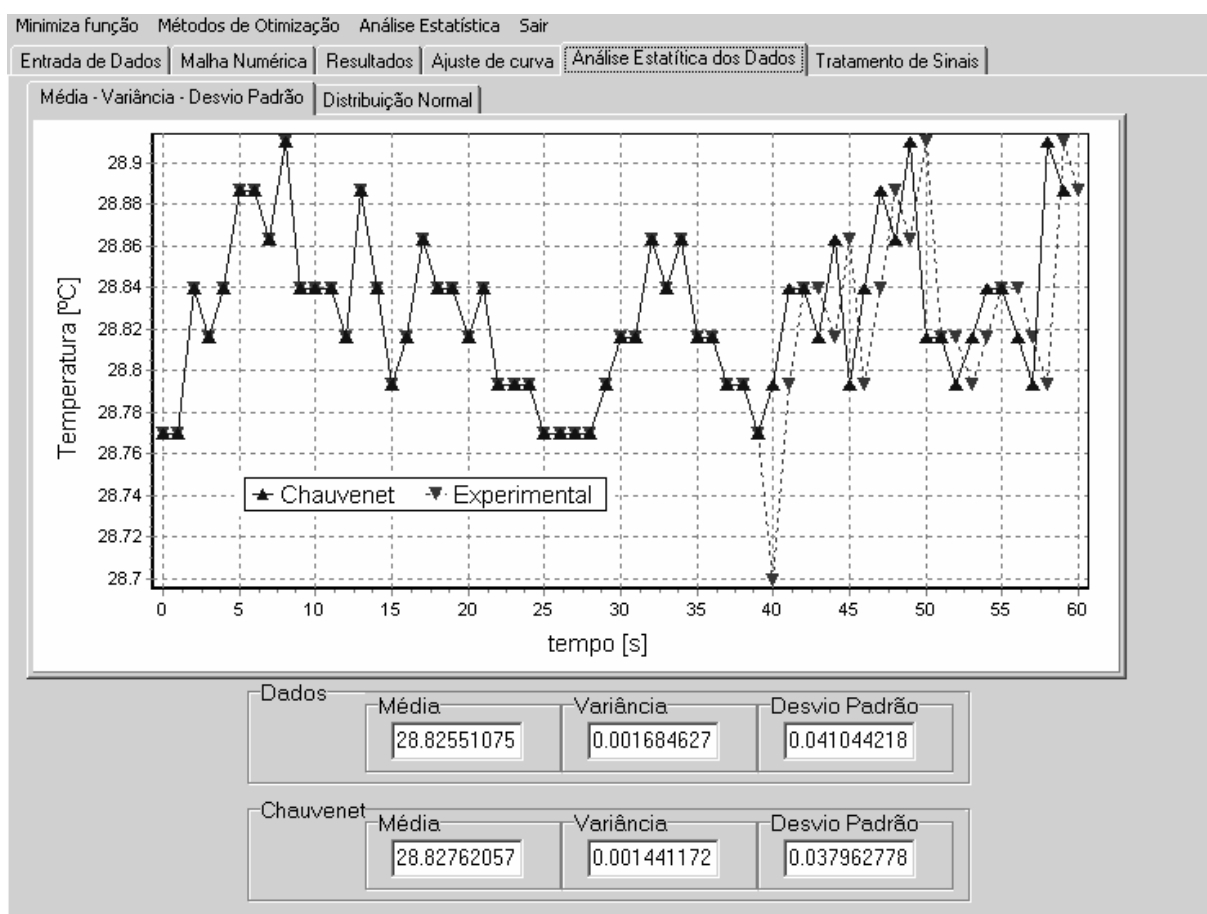


Figura 6.5 – Inv3D aplicado à análise estatística de dados experimentais.

A partir das características apresentadas anteriormente, verifica-se que versão 1.0 do Inv3D agrega diversas ferramentas inteligentes de visualização e processamento o que colabora muito para a análise física de problemas envolvendo transferência de calor em sólidos. Ressalta-se ainda que, por ser desenvolvido em C++ Builder 5.0, utilizando-se as bibliotecas do Windows, o Inv3D possui uma interface amigável e compatível com os sistemas Windows 98/Me/XP/NT sendo, portanto, de fácil uso.

6.1 – Validação da técnica inversa e modelo numérico através de um experimento controlado

Uma grande dificuldade existente na solução de problemas inversos em condução 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 térmico experimental não é conhecido. Assim, para a validação da técnica inversa, uma alternativa é a

realização de um experimento controlado, no qual seriam medidos na prática o fluxo térmico e a temperatura na ferramenta de corte. Posteriormente, essas grandezas seriam comparadas com o fluxo térmico e a temperatura calculada pelo Inv3D.

Nesse sentido, antes da análise do processo real de usinagem, realizou-se um experimento em condições controladas no qual foi usado uma ferramenta de corte de metal duro de dimensões $0.0127 \times 0.0127 \times 0.0047$ (m), onde foram posicionados um aquecedor elétrico, um transdutor de fluxo e dois termopares. Conectou-se o aquecedor elétrico a uma fonte de alimentação de corrente de contínua (MCE) que por efeito Joule proporcionou a geração de calor. Posicionou-se o transdutor de fluxo entre o aquecedor e a ferramenta, de maneira que este medisse o fluxo térmico fornecido à ferramenta de corte. Mediu-se o aumento da temperatura da ferramenta a partir dos dois termopares conectados a um sistema de aquisição de dados HP 75000 Series B com voltímetro E1326B comandado por PC. Os materiais usados na realização deste experimento são apresentados na Fig. (6.6).

Para se garantir um melhor contato térmico entre o aquecedor, transdutor e ferramenta usou-se pasta térmica entre estes elementos. Quanto aos termopares, estes foram fixados à ferramenta de corte por meio de descarga capacitiva cujo esquema é apresentado na Fig. (6.7). A partir desta técnica o termopar é soldado a ferramenta de metal duro, o que minimiza problemas como o da resistência térmica de contato.

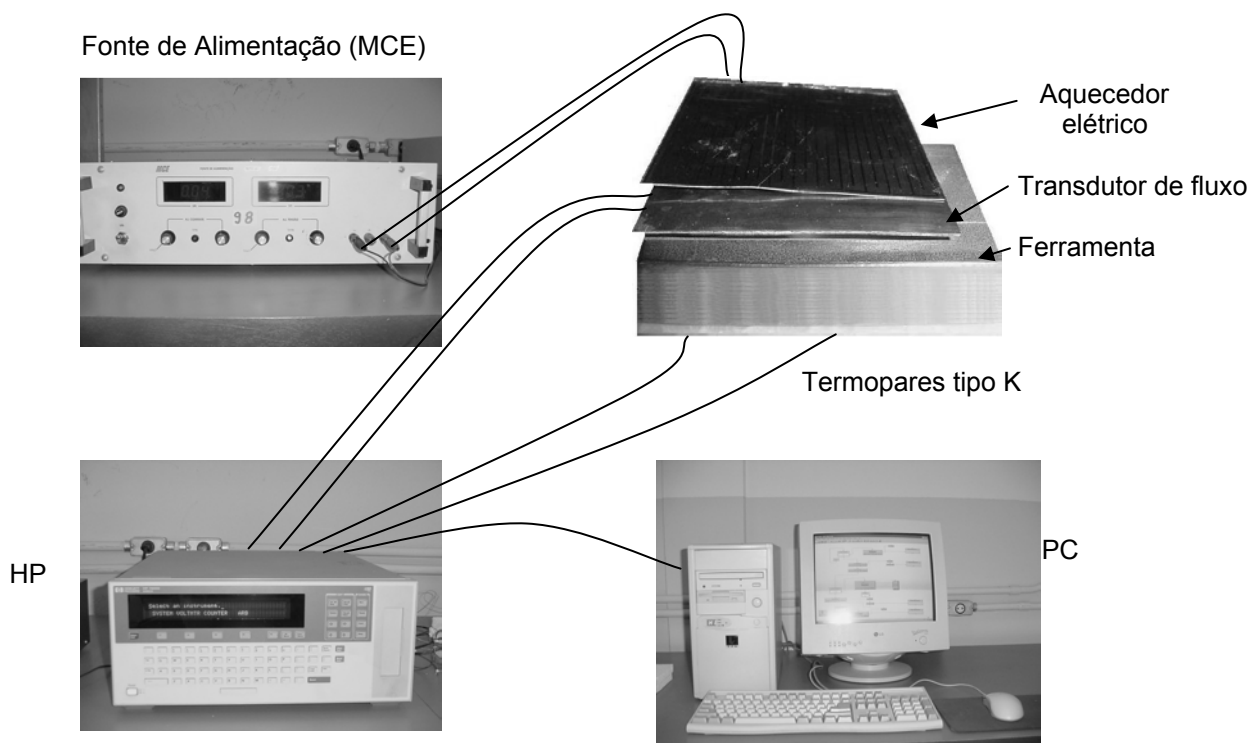


Figura 6.6 – Aparato experimental contendo aquecedor, fonte de alimentação, transdutor, sistema de aquisição (HP), microcomputador (PC) e termopares fixados à ferramenta.

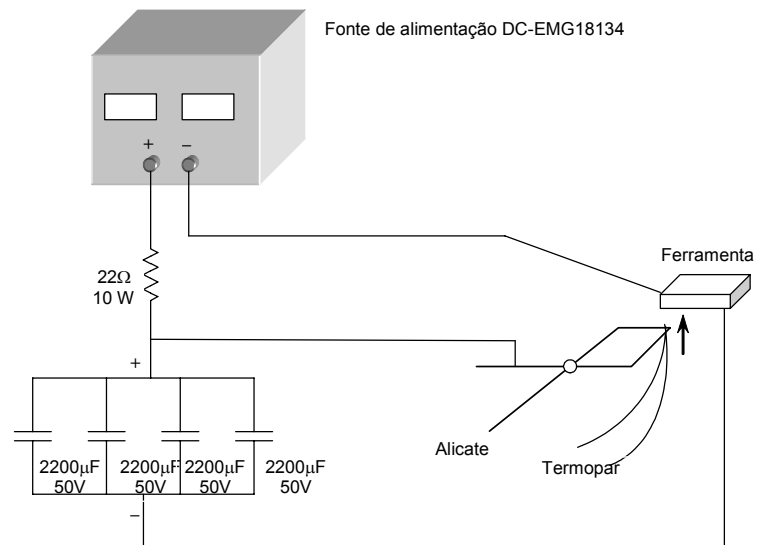


Figura 6.7 – Esquema para a fixação dos termopares por descarga capacitiva na ferramenta.

A Fig. (6.8) apresenta o fluxo térmico experimental entregue à ferramenta de corte (Fig. 6.8a) e as temperaturas medidas pelos dois sensores (Fig. 6.8b).

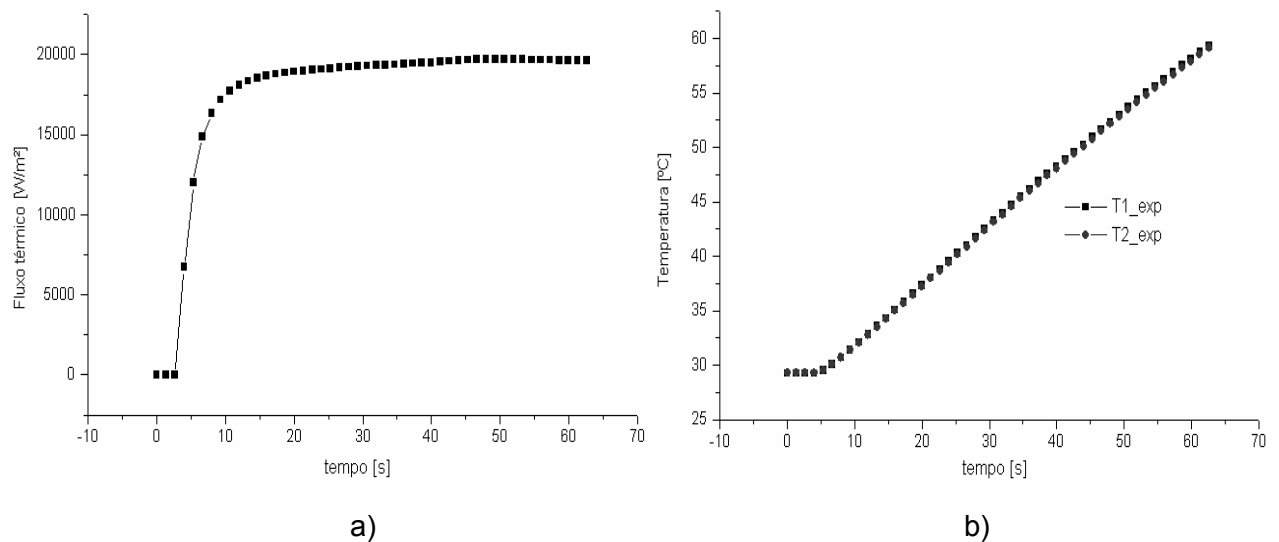


Figura 6.8 – a) Fluxo térmico experimental; b) Temperatura experimental.

Realizado o experimento, todas as informações devem ser fornecidas ao Inv3D. Neste caso, para executar o software, o usuário deve inicialmente optar entre a solução do problema direto ou problema inverso. Em ambos os casos dois arquivos são necessários. No caso do problema direto o primeiro arquivo deve conter todas as informações da amostra, como por exemplo, as dimensões, propriedades térmicas, localização da área submetida à taxa de transferência de calor, condições de contorno entre outros (Fig. 6.9). O segundo arquivo deve

conter o sinal experimental ou simulado do fluxo térmico, para que o programa possa determinar a distribuição de temperatura na amostra. No caso do experimento apresentado anteriormente será fornecido o arquivo contendo o fluxo térmico de calor experimental.

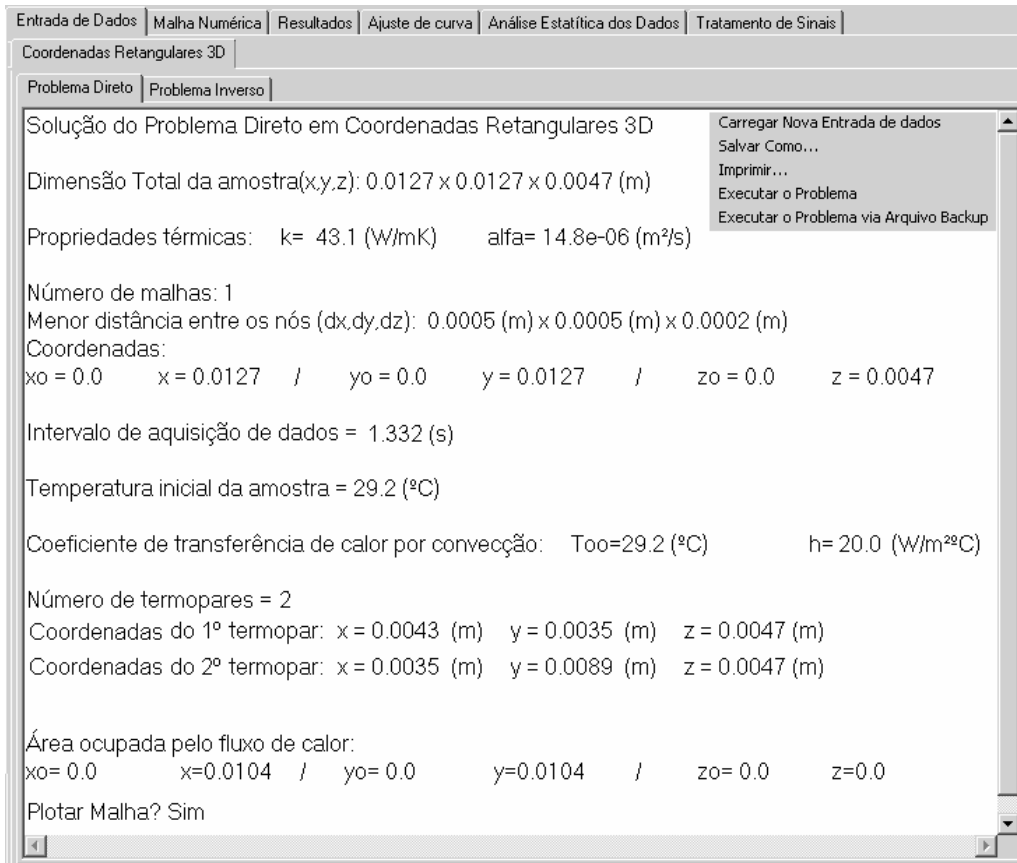


Figura 6.9 – Janela de entrada de dados do software Inv3D.

Nota-se na Fig. (6.9) que a entrada de dados é feita de maneira simples a partir de um arquivo de texto. Verifica-se que esta deve conter todas as informações sobre o experimento realizado como, por exemplo, as dimensões da ferramenta (0.0127 x 0.0127 x 0.0047 m), suas propriedades térmicas: condutividade térmica e difusividade térmica (λ ou $k = 43.1 \text{ W/mK}$ e $\alpha = 14.8 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$) e as distâncias mínimas exigidas entre os nós nas direções x, y e z (0.0005, 0.0005 e 0.0002 m), para a geração da malha numérica tridimensional. Por se tratar de um problema transiente, utilizou-se um intervalo de aquisição da temperatura de 1.3 segundos. Como condição inicial a temperatura da ferramenta e a temperatura ambiente se encontravam em 29.2 (°C) e como condições de contorno, adotou-se que todas as faces estavam submetidas a uma troca convectiva de calor constante ($h = 20 \text{ W/m}^2\text{K}$). Para a comparação entre as temperaturas medidas experimentalmente e as temperaturas simuladas pelo Inv3D, mediu-se as coordenadas x, y, z de cada um dos termopares. Os valores obtidos foram 0.0043 x 0.0035 x 0.0047 (m) para o primeiro termopar e 0.0035 x 0.0089 x 0.0047 (m) para o

segundo. Ressalta-se que todas as coordenadas, referentes às dimensões da ferramenta e posições dos termopares, foram medidas a partir de um eixo fixo de referência.

No momento que o usuário carrega o arquivo contendo a entrada de dados da amostra, o software inicia o processo de construção da malha numérica tridimensional (Fig. 6.10).

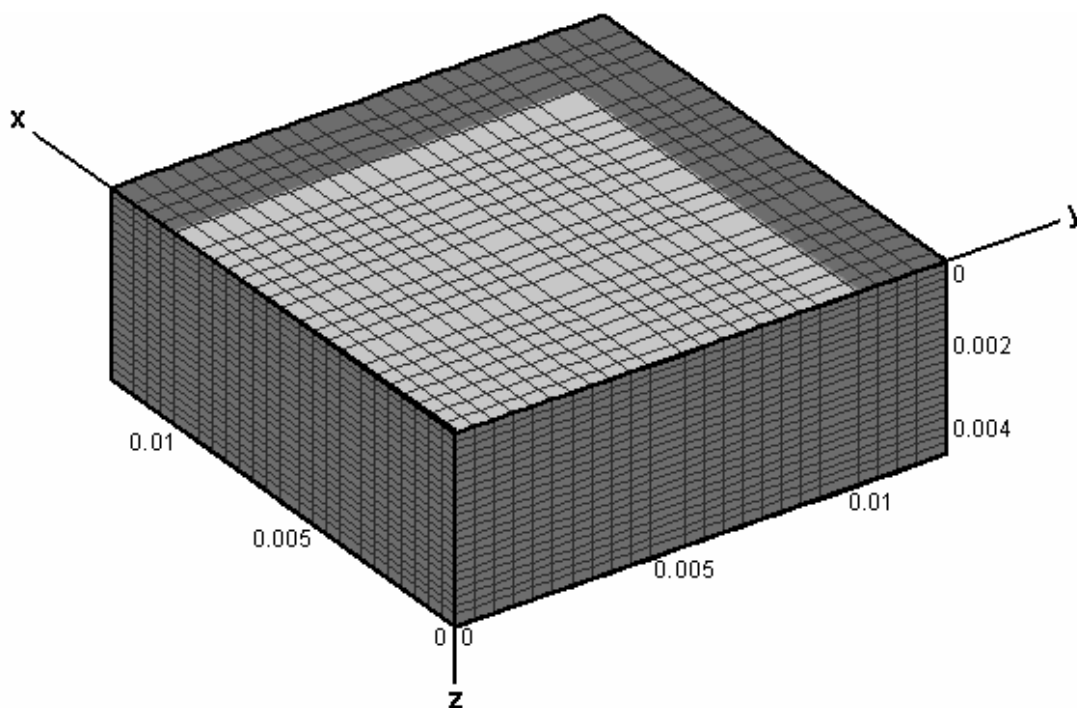


Figura 6.10 – Malha numérica tridimensional.

Do ponto de vista científico o Inv3D possui uma característica importante que é a facilidade de adaptação do software ao experimento, esta particularidade permite o reajuste do software caso haja alterações no experimento.

Verifica-se na Fig. (6.10) que o algoritmo proposto na Fig. (4.3) gerou uma malha não-uniforme, tridimensional, com 13824 nós, na qual a região mais escura representa a ferramenta de corte e a região mais clara a área submetida à taxa de transferência de calor. Uma vez gerada a malha, iniciou-se a solução do problema direto. Neste caso, a partir do fluxo térmico medido experimentalmente (Fig. 6.8a), o software Inv3D deve ser capaz de calcular temperaturas similares às medidas experimentalmente. Os resultados são apresentados na Fig. (6.11) e (6.12).

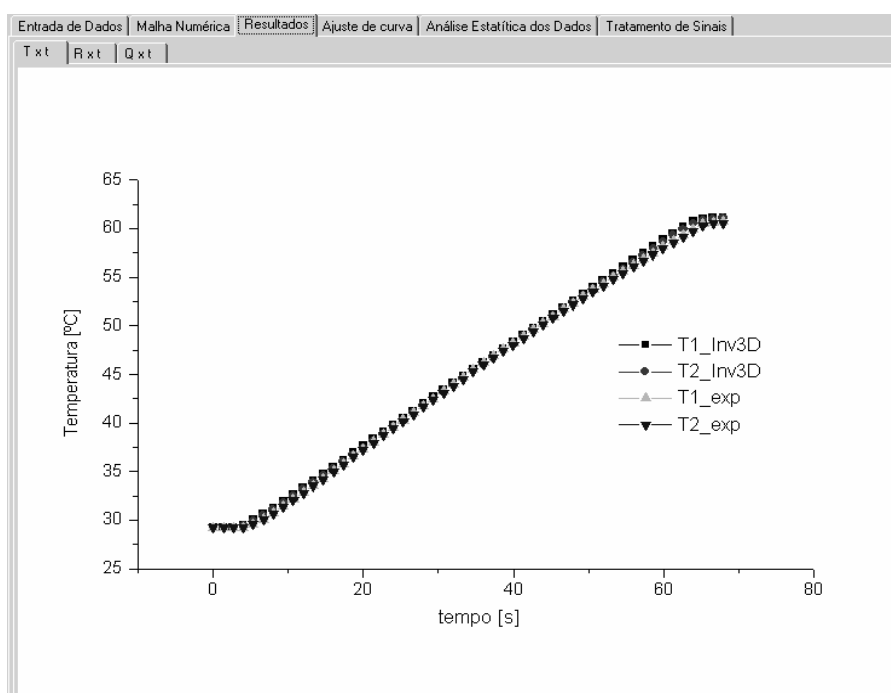


Figura 6.11 – Comparação entre a temperatura experimental e a calculada pelo Inv3D a partir da solução do problema direto.

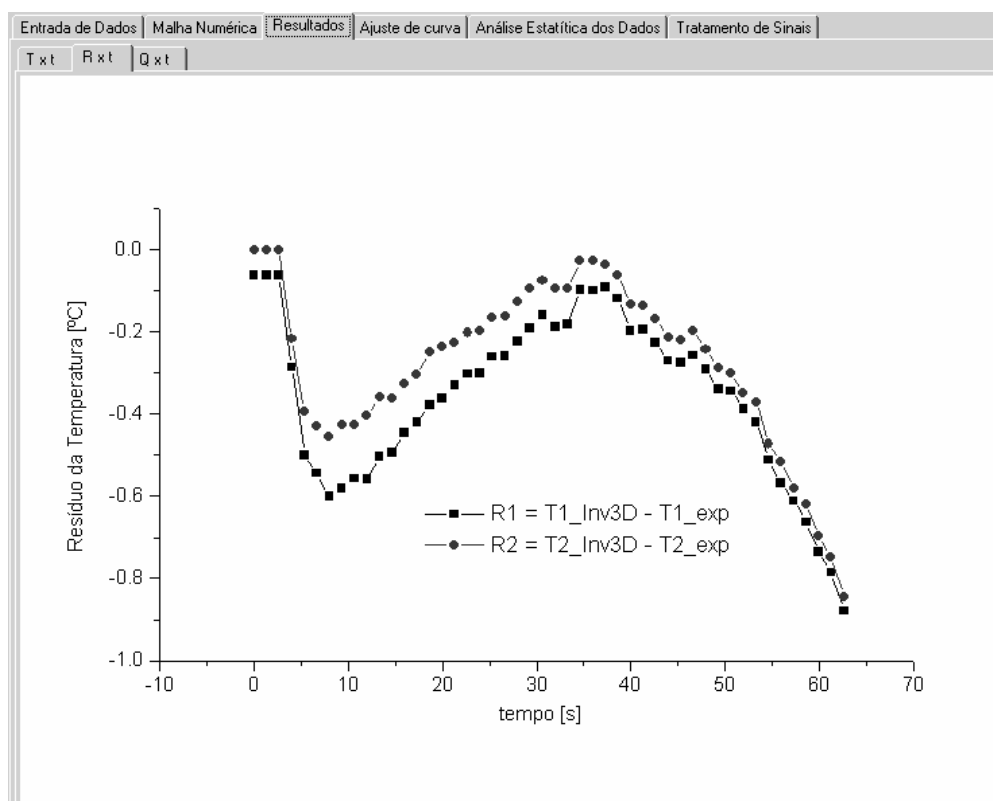


Figura 6.12 – Resíduo entre a temperatura experimental e a calculada pelo Inv3D a partir da solução do problema direto.

Na Fig. (6.11), verifica-se que a partir do uso da informação do fluxo térmico experimental na Eq. (3.1) conseguiu-se um perfeito ajuste entre a temperatura experimental e a calculada pelo Inv3D, este fato é ainda mais evidente analisando-se o resíduo entre as temperaturas experimentais e calculadas (Fig. 6.12). Neste caso, o resíduo máximo calculado foi de 0.88 (°C), o que representa um erro de aproximadamente 1.46 (%).

Uma vez validado o problema direto, resolveu-se o problema inverso. Assim como mencionado anteriormente, o problema inverso tem como característica usar temperaturas medidas experimentalmente para a obtenção da taxa de transferência de calor superficial. Assim, a partir das temperaturas apresentadas na Fig. (6.8b), estima-se o fluxo térmico entregue à ferramenta e espera-se que este seja similar ao experimental, apresentado, por sua vez, na Fig. (6.8a). A Fig. (6.13) apresenta a comparação entre o fluxo térmico medido experimentalmente e o fluxo estimado a partir da solução do problema inverso.

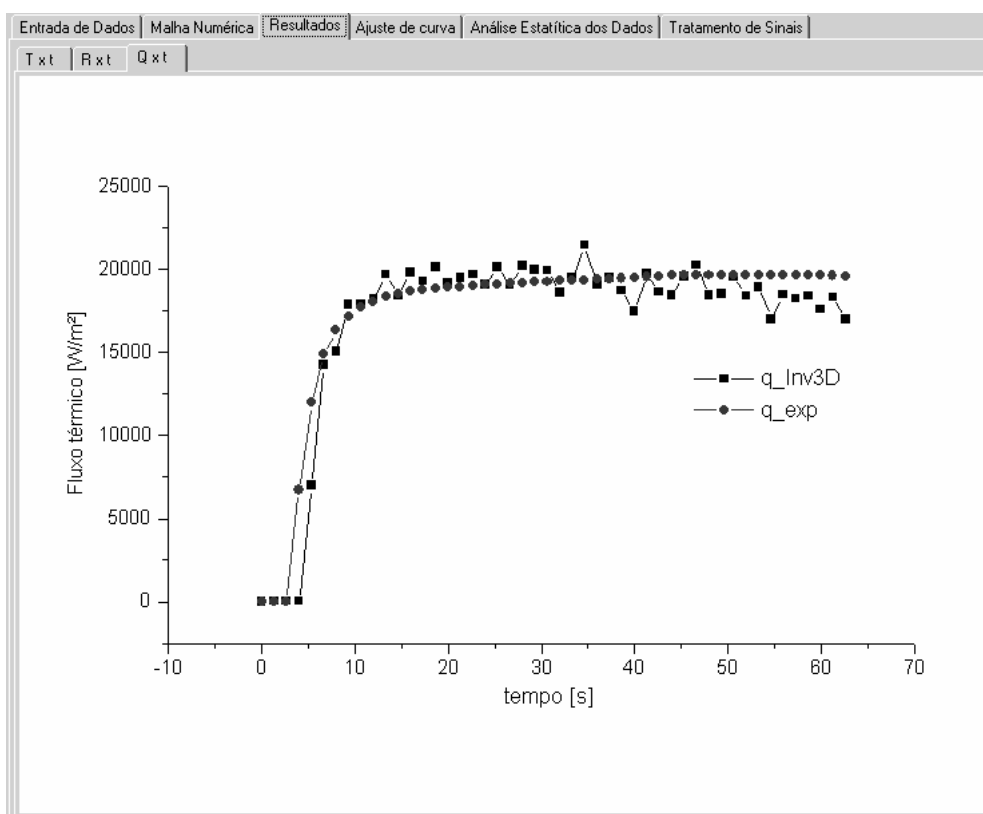


Figura 6.13 – Comparação entre o fluxo térmico experimental e o calculado pelo Inv3D a partir da solução do problema inverso.

Nota-se na Fig. (6.13) que o programa Inv3D conseguiu recuperar o fluxo térmico entregue à ferramenta. Entretanto, por se tratar de um experimento real, verifica-se uma pequena oscilação no fluxo estimado atribuída à presença de ruídos elétricos e/ou magnéticos

no sinal experimental da temperatura, que fazem com que esta apresente pequenos desvios, de aproximadamente $0.1\text{ }(^{\circ}\text{C})$, sendo, portanto imperceptíveis quando analisamos a Fig. (6.8b), mas que têm grande influência na estimação da taxa de transferência de calor superficial. Esta influência está relacionada à função objetivo minimizada na solução do problema inverso (Eq. 5.1), pois à medida que a técnica inversa estima o fluxo térmico entregue a ferramenta, a temperatura calculada se aproxima da temperatura experimental, encontrando-se o mínimo da função objetivo. Nota-se no modelo térmico (Eq. 3.1) que o único fator responsável pelo ajuste entre as temperaturas experimentais e calculadas é o fluxo térmico estimado pela técnica de otimização. Assim, caso a temperatura experimental oscile, o fluxo tenderá a oscilar para que ocorra o ajuste entre as temperaturas e seja encontrado o mínimo da função objetivo (Eq. 5.1).

A Fig. (6.14) mostra que, na solução do problema inverso, a temperatura calculada se ajustou à experimental, obtendo resíduos inferiores a $0.08\text{ }(^{\circ}\text{C})$ – Fig. (6.15), ou seja, menores que $0.13\text{ }(\%)$. Este ótimo ajuste entre as temperaturas explica o comportamento do fluxo térmico estimado pela técnica inversa (Fig. 6.13).

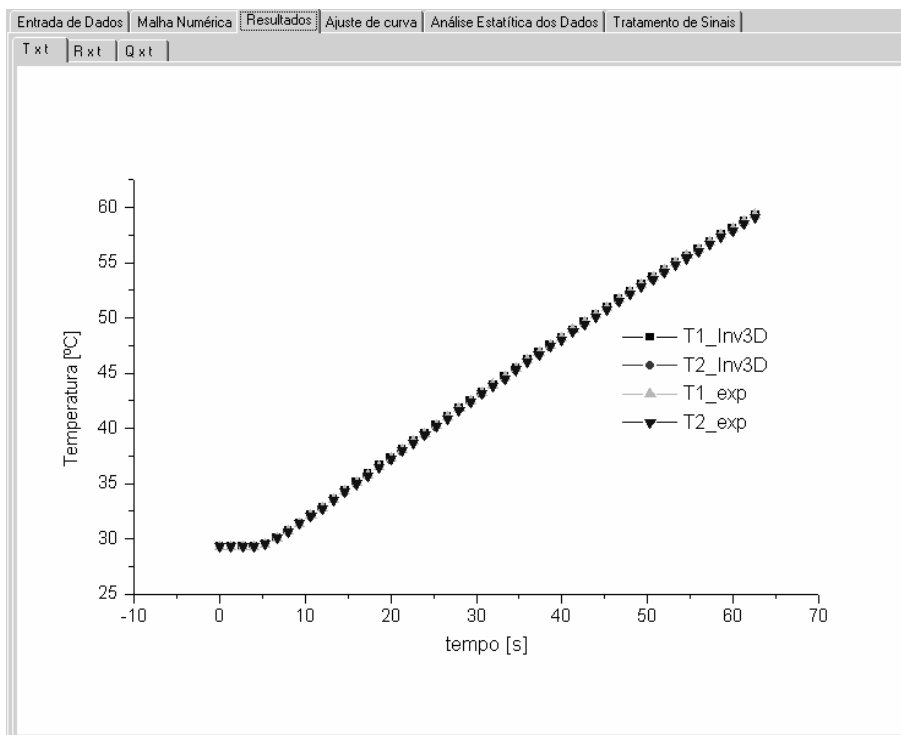


Figura 6.14 – Comparação entre a temperatura experimental e a calculada pelo Inv3D a partir da solução do problema inverso.

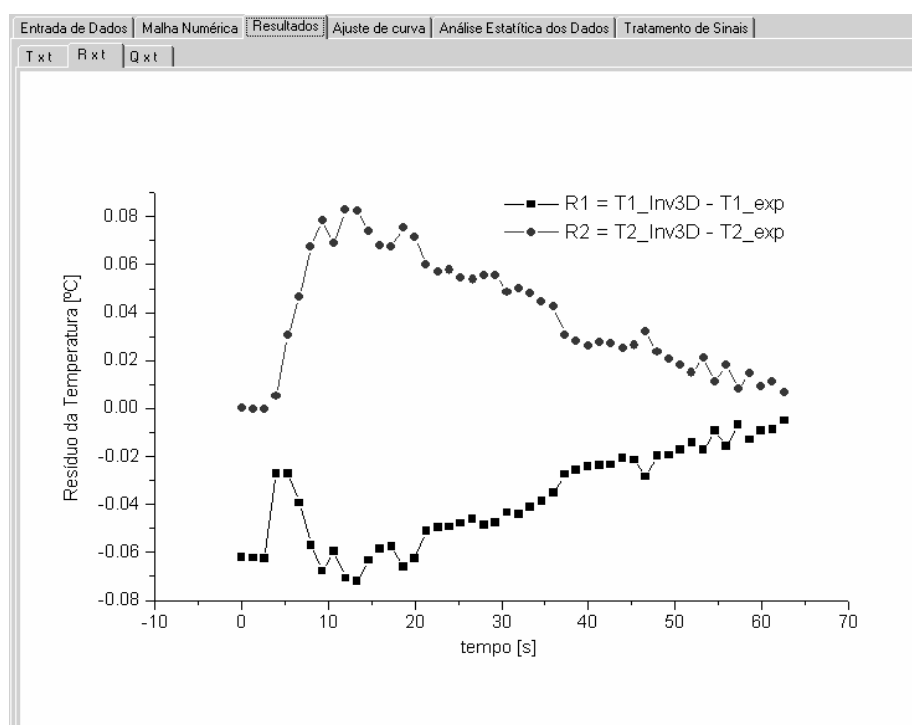


Figura 6.15 – Resíduo entre a temperatura experimental e a calculada pelo Inv3D a partir da solução do problema direto.

Observa-se que o software Inv3D apresenta uma série de recursos que facilitam o trabalho do pesquisador, pois a partir de uma entrada de dados relativamente simples e dos recursos gráficos agregados, torna-se possível a análise rápida e prática da transferência de calor na ferramenta de corte.

Outra característica importante do Inv3D é que este também pode ser aplicado a problemas térmicos que envolvam uma fonte de calor móvel. Nesse sentido, no Anexo 1 é apresentada uma aplicação do software na identificação da energia útil fornecida ao processo de soldagem TIG de ligas de alumínio. A técnica proposta se baseia num modelo de condução de calor tridimensional transiente com fonte móvel, no qual os campos térmicos, em qualquer região da chapa de alumínio, são determinados a partir da estimação da taxa de transferência de calor útil ao processo de soldagem. Por se tratar de um problema experimental, a geometria da chapa metálica, as coordenadas dos sensores de temperatura bem como a localização e velocidade da fonte de calor durante a soldagem também são fornecidas ao modelo térmico e contribuem para o desenvolvimento da malha irregular tridimensional usada na solução numérica. No Anexo 1, apresenta-se ainda o modelo térmico que envolve o processo de soldagem TIG de chapas de alumínio, o procedimento para a medição das temperaturas experimentais durante a soldagem da chapa metálica e os resultados calculados pelo Inv3D.

Uma vez validado o modelo térmico, a solução numérica (problema direto) e o procedimento de busca do fluxo térmico (problema inverso) a partir do experimento controlado apresentado anteriormente, resta o planejamento e a execução do processo experimental de usinagem. Assim, apresenta-se a seguir a concepção e a montagem experimental com a respectiva obtenção dos sinais de temperatura em posições acessíveis da ferramenta, calço e porta-ferramenta.

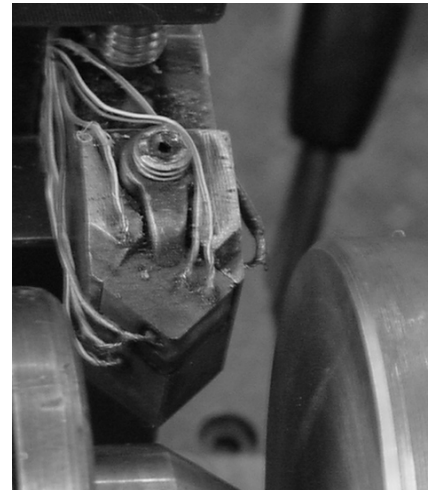
CAPITULO VII

MONTAGEM EXPERIMENTAL EM PROCESSO DE USINAGEM POR TORNEAMENTO

Para a análise da transferência de calor durante o processo de torneamento, usa-se um torno mecânico convencional IMOR MAXI – II – 520 – 6CV e um sistema de aquisição de dados HP 75000 Series B com voltímetro E1326B comandado por PC, no qual foram conectados oito termopares do tipo K para a medição das temperaturas experimentais (Fig. 7.1a).



a)



b)

Figura 7.1 – a) Sistema de aquisição (HP) e micro computador; b) Termopares tipo K fixados ao conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta.

Observa-se na Fig. (7.1b) e na Fig. (7.2) que os termopares são posicionados em regiões acessíveis, nas faces inferior e superior da ferramenta, bem como na superfície do

porta-ferramenta e calço. A Tab. (7.1) apresenta as respectivas posições dos sensores segundo os eixos de coordenadas definidos na Fig. (3.2).

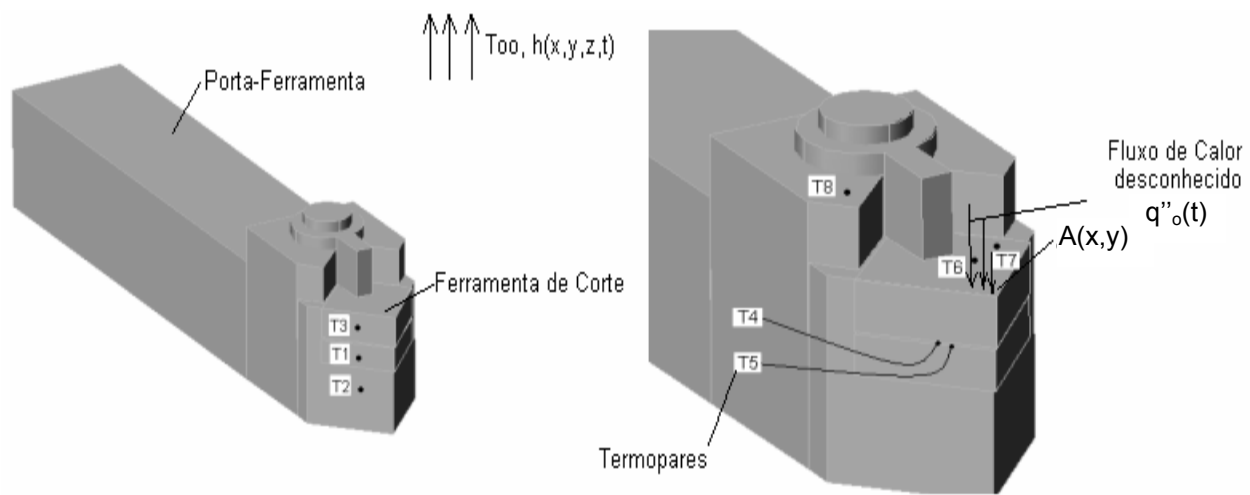


Figura 7.2 - Posicionamento dos termopares T_1 a T_8 no conjunto ferramenta e porta-ferramenta.

Tabela 7.1 - Posição dos termopares no conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta segundo os eixos de coordenadas definidos na Fig. (3.2).

Posição/Termopar	1	2	3	4	5	6	7	8
X [mm]	0.000	0.000	0.000	4.490	6.528	7.222	9.512	5.300
Y [mm]	6.450	7.250	3.950	4.116	6.579	4.740	1.715	14.55
Z [mm]	15.95	21.05	11.52	14.23	14.23	9.400	9.400	4.000

Para facilitar a modelagem numérica do conjunto, optou-se por uma ferramenta de corte de geometria simplificada, ou seja, octaédrica e sem furo. Nesse sentido, foram usadas ferramentas de metal duro SANDVIK (ISO SNUN 12 04 12 H1P - K10) fixadas, por sua vez, ao porta-ferramenta ISO CSBNR 20K12 (SANDVIK COROMAT). Como materiais de trabalho, foram usados corpos-de-prova em ferro fundido cinzento ABNT FC 20 EB 126A. A escolha deste material foi em função do tipo da ferramenta, as quais são naturalmente negativas e por este motivo aplicáveis no corte de ferro fundido cinzento. Os testes foram realizados em barras de ferro fundido cinzento com diâmetro de 77 mm, dividindo-se cada corpo de prova em três partes iguais de $L = 77$ mm.

A Tab. (7.2) apresenta os testes realizados com o objetivo de se avaliar a influência das condições de usinagem como avanço e velocidade de corte. No primeiro teste, analisa-se a variação do avanço (0.138 mm/rot, 0.277 mm/rot e 0.554 mm/rot) enquanto no segundo a variação da velocidade de corte (135.47 m/min - 560 rpm e 217.72 m/min - 900 rpm). Cada

condição foi repetida três vezes, totalizando 15 experimentos. Em cada experimento o número de pontos medidos, n_t , foi de 300, com um intervalo de medição, Δt , de 0.5s.

Tabela 7.2 – Identificação dos testes experimentais de usinagem.

Parâmetros de usinagem	Teste 1	Teste 2
Diâmetro inicial	77 mm	77 mm
Comprimento usinado	77 mm	77 mm
Avanço	variável	0.138 mm/rot
Velocidade de corte	135.47 m/min	variável
Profundidade de corte	1.5 mm	1.5 mm
Diâmetro final	74 mm	74 mm

Uma das maiores dificuldades na implementação do modelo térmico proposto reside na identificação correta da área de contato cavaco-ferramenta. Na literatura é possível encontrar alguns métodos referentes à determinação desta interface de contato, como por exemplo, o uso de um software de análise de imagens, Jen & Gutierrez (2000), ou de técnicas de aplicação de camadas (Yen & Wright, 1986). No presente trabalho, para cada condição de usinagem mediu-se a área em três arestas da ferramenta, obtendo-se assim um valor médio para a área de contato. Para a medição usou-se um sistema de tratamento de imagens (Fig. 7.3) 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. Apresenta-se na Fig. (7.3a) uma fotografia da área de contato, valor encontrado $0,410835 \text{ mm}^2$, obtida para o teste com avanço de 0,138 mm/rot, velocidade de corte de 217,72 m/min e profundidade de corte de 3,00 mm. Apresenta-se também na Fig. (7.3b) o tratamento realizado pelo software GLOBAL LAB Image para obtenção da área de contato.

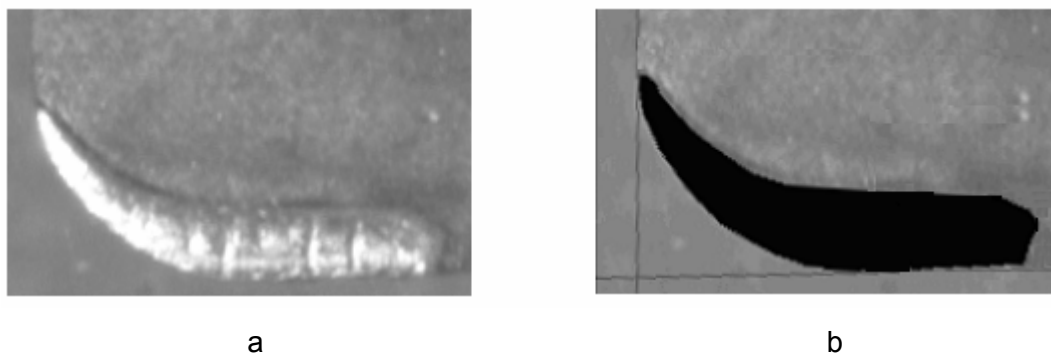


Figura 7.3 - a) Visualização da área de contato por meio da câmera de vídeo e b) Tratamento da imagem realizado pelo software GLOBAL LAB Image.

CAPITULO VIII

RESULTADOS

8.1 – Introdução

Neste capítulo são apresentados os resultados experimentais obtidos a partir da modelagem numérica do problema térmico de usinagem envolvendo o conjunto ferramenta de corte, calço e porta-ferramenta. Além disso, para uma análise qualitativa dos resultados, apresenta-se neste capítulo uma comparação destes com resultados encontrados na literatura.

8.2 – Resultados experimentais

Neste trabalho, a condutividade térmica da ferramenta de corte e do calço $\lambda = 43.1$ W/mK e a difusividade térmica $\alpha = 14.8 \times 10^{-06}$ m²/s foram obtidas da Sandvik do Brasil S/A., assim como a condutividade térmica do porta-ferramenta $\lambda = 49.8$ W/mK e a difusividade térmica do porta-ferramenta $\alpha = 13.05 \times 10^{-05}$ m²/s. A taxa de transferência de calor estimada no processo e a temperatura na interface cavaco-ferramenta para a condição de usinagem, avanço de 0.138 mm/rot, velocidade de corte 217.72 m/min e profundidade de corte de 1.5 mm são apresentados nas Figs. (8.1) e (8.2).

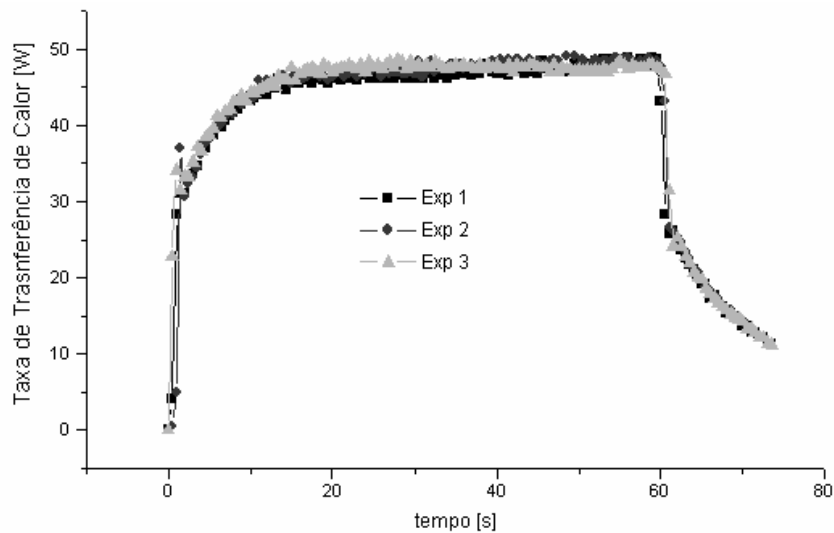


Figura 8.1 - Taxa de transferência de calor estimada para a condição de usinagem mais severa de 15 experimentos.

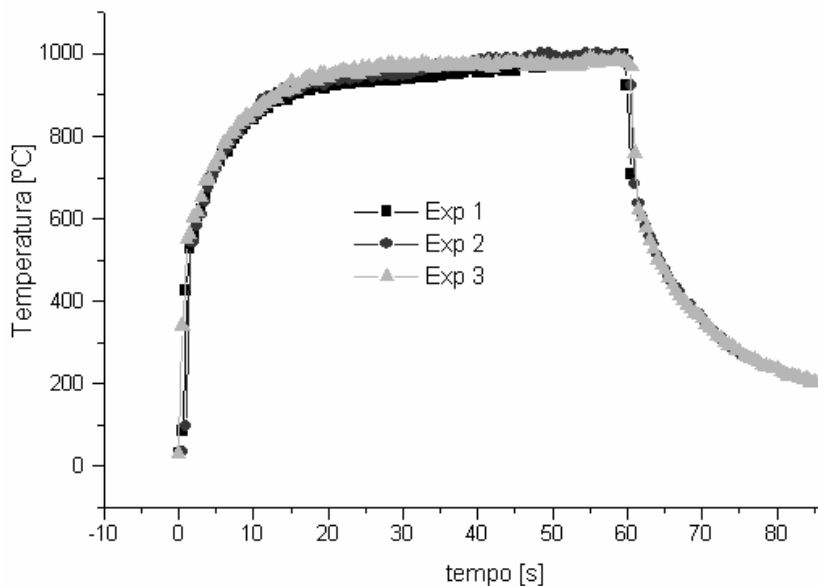


Figura 8.2 - Comparação entre as temperaturas estimadas na interface cavaco-ferramenta para as taxas da Fig. (8.1).

Observa-se nas Figs. (8.1) e (8.2) a confiabilidade e repetibilidade dos resultados uma vez que a taxa de transferência de calor foi estimada para três experimentos. Verifica-se que durante o processo de torneamento a taxa de transferência de calor e a temperatura na interface de corte tendem a se estabilizar, ou seja, entrar em regime permanente. Tal fato não foi encontrado pelo autor em Carvalho et al. (2003), quando considerado no modelo térmico somente a ferramenta de corte, submetida a um fluxo térmico indicado por $q_o''(t)$ e a um

coeficiente de transferência de calor por convecção ($h_{1..6} = 20 \text{ W/m}^2\text{K}$) nas demais faces. A Figura (8.3) apresenta o modelo térmico usado em Carvalho et al., (2003).

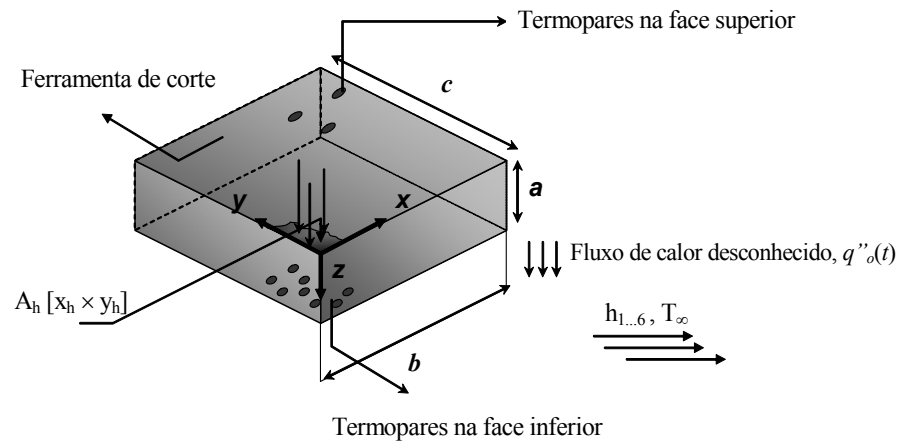


Figura 8.3 - Modelagem tridimensional da ferramenta de corte.

Nota-se na Fig. (8.3) que o modelo térmico baseado apenas na ferramenta não considera a transferência de calor no calço e porta-ferramenta, o que faz com que a taxa de transferência de calor estimada na solução inversa atinja um valor máximo em 3.48 s e comece a diminuir a partir deste instante (Fig. 8.4). Além disso, comparando-se as Figs. (8.1) e (8.4), observa-se que a taxa estimada a partir do modelo térmico da ferramenta foi menor (Fig. 8.4).

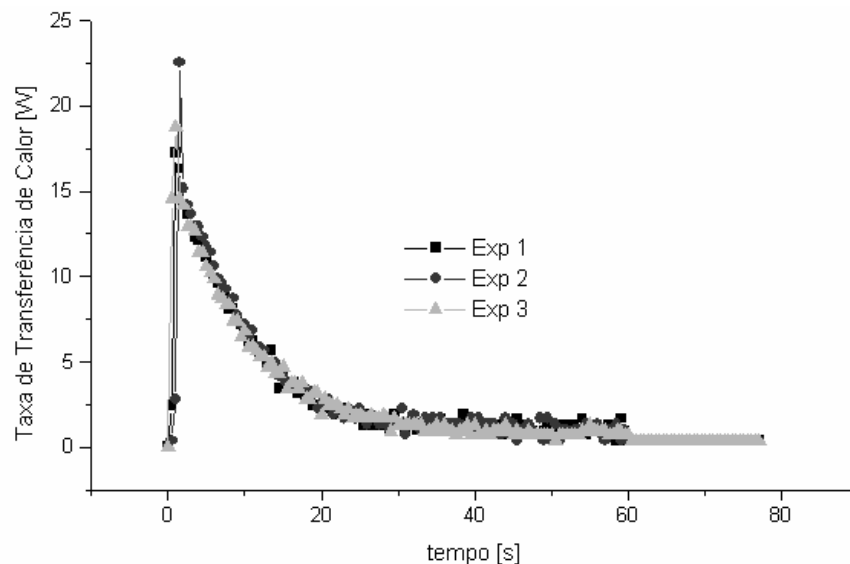


Figura 8.4 - Taxa de transferência de calor estimada considerando apenas a ferramenta de corte no modelo térmico para as seguintes condições de corte: avanço de 0.138 mm/rot, rotação de 900 rpm e profundidade de corte de 1.5 mm (Carvalho et al., 2003).

Tal fato pode ser explicado, analisando-se a Fig. (8.5).

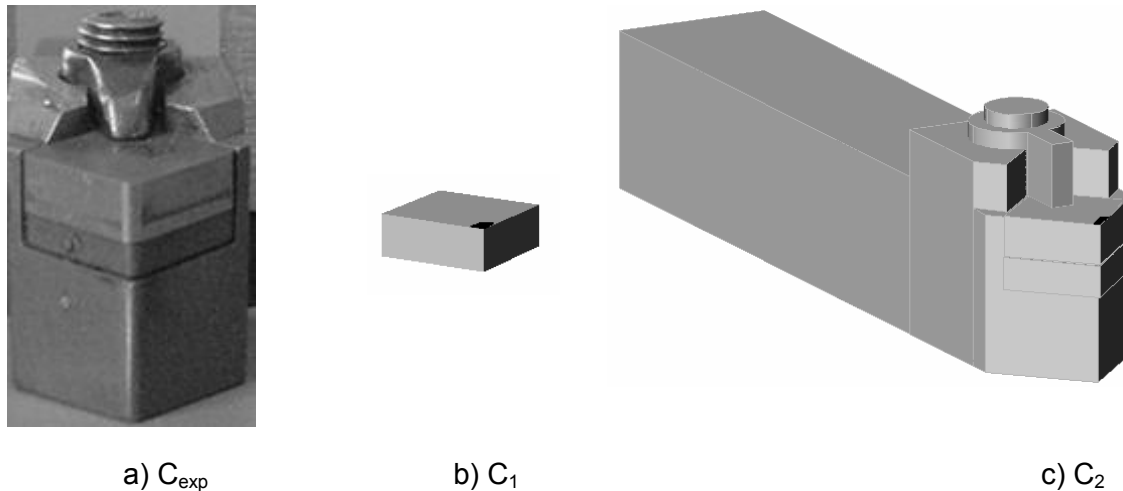


Figura 8.5 - Comparação entre modelos: a) Modelo experimental de capacidade térmica C_{exp} ; b) Modelo térmico proposto em Carvalho et al., (2003), de capacidade térmica C_1 ; c) Modelo térmico proposto no presente trabalho cuja capacidade térmica é C_2 .

Nota-se nesta figura que a capacidade térmica do conjunto experimental, dada por C_{exp} , é muito maior que a do modelo proposto em Carvalho et al. (2003), ou seja, $C_{exp} \gg C_1$, e como a temperatura experimental medida no conjunto de capacidade C_{exp} é o parâmetro de ajuste do aporte de calor no modelo térmico, caso esta seja fornecida ao modelo de capacidade C_1 , a taxa de transferência de calor será sub-estimada, o que faz com que a taxa atinja um valor máximo rapidamente e depois diminua devido a menor capacidade térmica do modelo. Tal comportamento pode ser evidenciado na Fig. (8.4). Já no caso do modelo de capacidade térmica C_2 , verifica-se que C_{exp} é aproximadamente igual a C_2 , ou seja, $C_{exp} \cong C_2$, tanto que a taxa de transferência de calor estimada (Fig. 8.1) apresenta um comportamento muito semelhante ao da temperatura experimental, que tende a se estabilizar alcançando o regime permanente.

O campo de temperatura na ferramenta, calço e no porta-ferramenta é apresentado nas Figs. (8.6) e (8.7) para o instante 60 s.

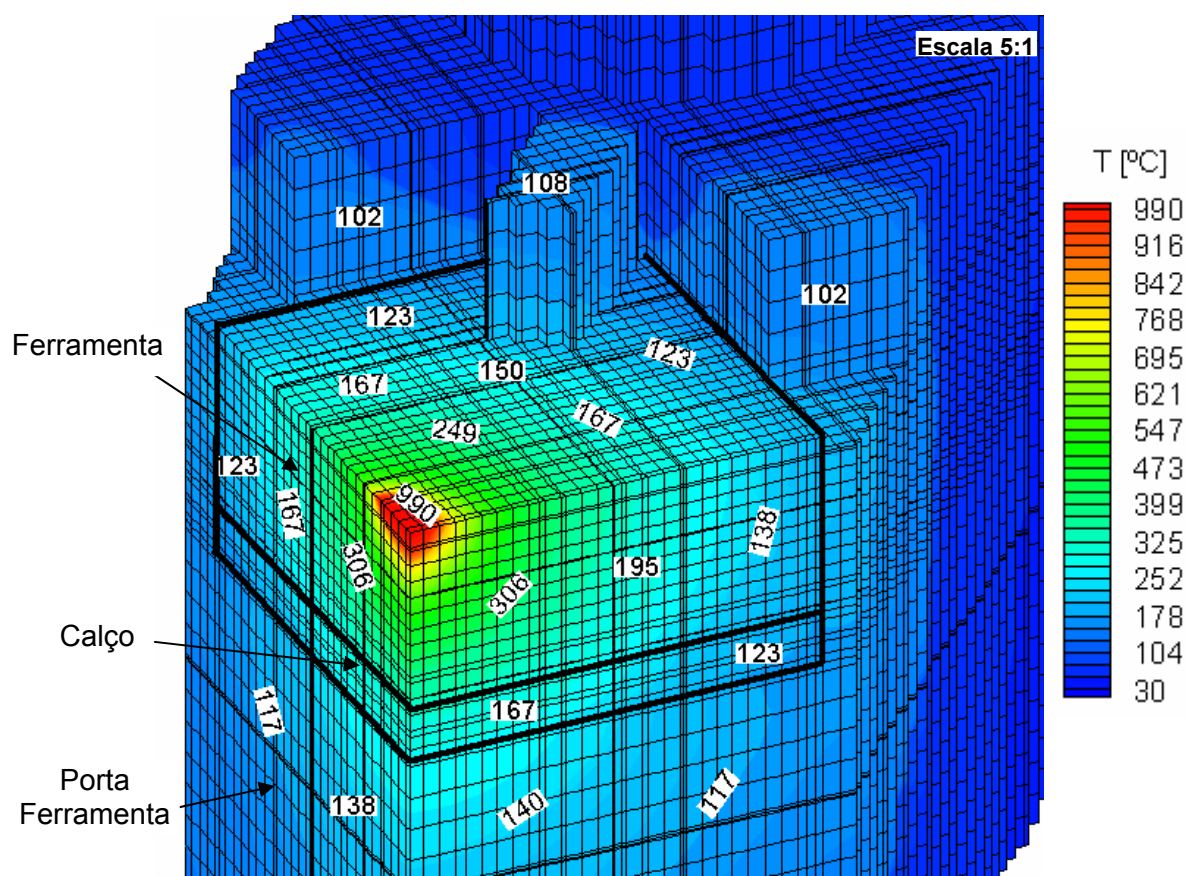


Figura 8.6 - Vista dos campos de temperatura no conjunto no instante $t = 60$ s para a condição mais severa.

Verifica-se na Fig. (8.6) um alto gradiente térmico na ferramenta de corte, apresentando um ΔT de aproximadamente de 750 $^{\circ}\text{C}$ entre a temperatura medida na interface de contato e a temperatura a 3 mm desta interface. Ressalta-se que este elevado gradiente térmico é um dos fatores responsáveis pelo aumento do desgaste e diminuição da vida da ferramenta de corte. Nota-se também na Fig. (8.6) um alto gradiente térmico ao longo da espessura da ferramenta, apresentando um ΔT superior a 550 $^{\circ}\text{C}$ a apenas 2 mm da interface de corte.

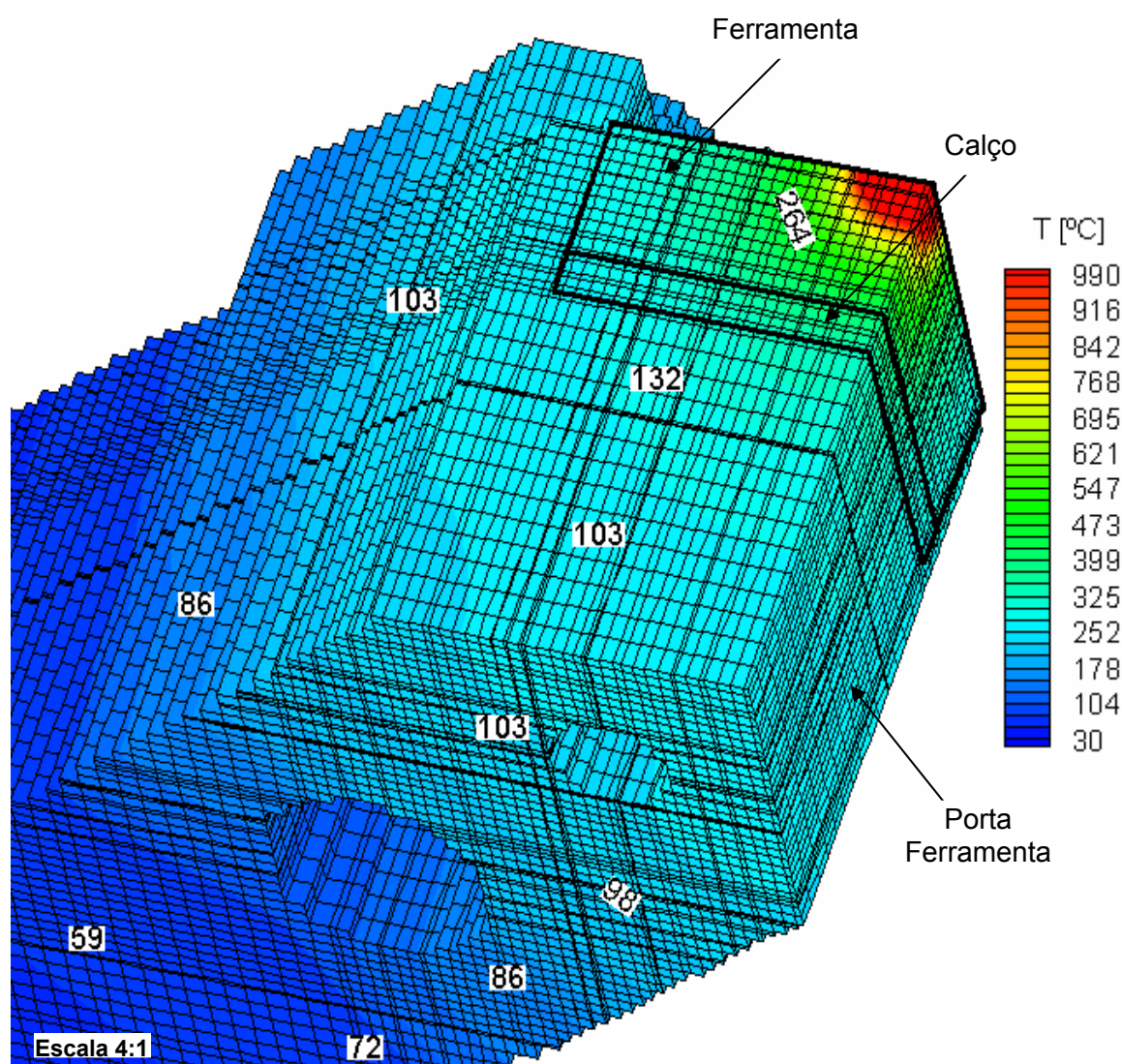


Figura 8.7 - Vista dos campos de temperatura na parte inferior do conjunto no instante $t = 60$ s para a condição mais severa.

Na Fig. (8.7), verifica-se que o porta-ferramenta favorece consideravelmente a dissipação da taxa de transferência de calor na cunha da ferramenta, alcançando temperaturas superiores a 130°C. Na seqüência apresenta-se a influência das condições de corte no processo de torneamento.

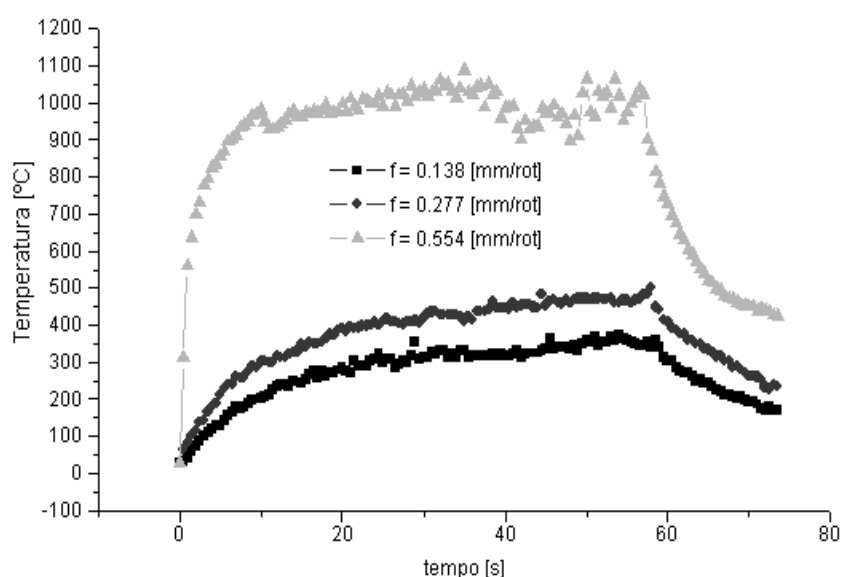


Figura 8.8 - Temperaturas na interface cavaco-ferramenta considerando $vc = 135.47$ m/min, $ap = 1.5$ mm no raio e 3 avanços diferentes.

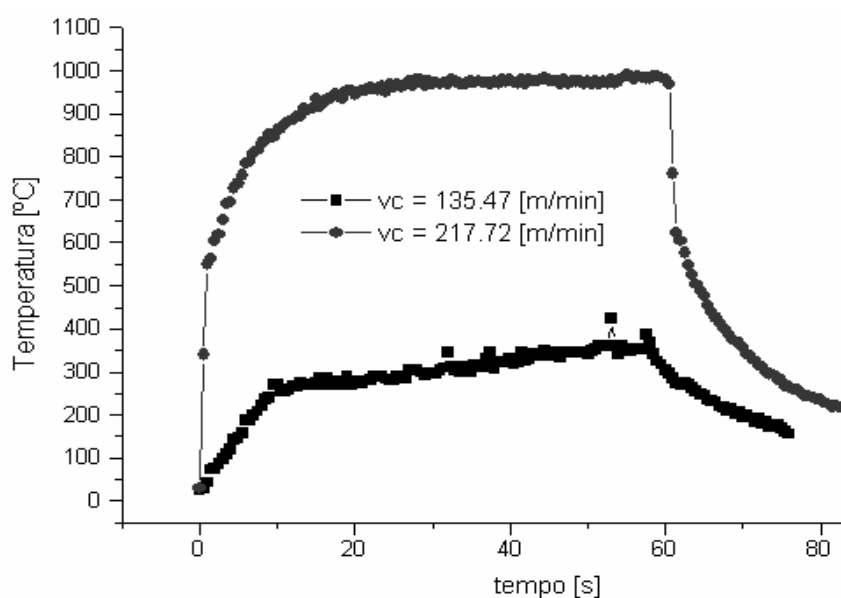


Figura 8.9 - Temperaturas na interface cavaco-ferramenta considerando 2 velocidades de corte diferentes, $ap = 1.5$ mm no raio e $f = 0.138$ mm/rot.

As Figs. (8.8) e (8.9) mostram, respectivamente, a variação da temperatura na interface cavaco-ferramenta com o aumento do avanço e da velocidade de corte. Nestas figuras observa-se nitidamente o aumento da temperatura com o aumento desses parâmetros de usinagem. No caso da Fig. (8.8), pode-se dizer que, dobrando-se o avanço (f), tem-se praticamente o dobro de temperatura na interface de corte.

Da literatura, sabe-se que apenas 8 a 10% da energia gerada durante o processo de torneamento vão para a ferramenta de corte, sendo o restante dissipada pelo cavaco e peça. Entretanto, apesar deste pequeno percentual, o aumento da temperatura na ferramenta associado a esta energia é significativo, podendo chegar, em certos casos, a 1100°C, o que compromete, fortemente, a resistência da ferramenta (Ferraresi, 1977). Tal fato pode ser evidenciado claramente na Fig. (8.6) quando usinando em condições severas.

A seguir, apresenta-se uma análise qualitativa dos resultados a partir de dados obtidos da literatura.

8.3 – Análise qualitativa dos resultados a partir de dados da literatura

Apresenta-se nesse item uma análise qualitativa dos resultados obtidos nesse trabalho a partir de comparações com resultados da literatura. Nesse caso, são confrontados resultados de trabalhos que investigam o campo de temperatura em processos de torneamento de ferro fundido cinzento com ferramentas de corte de metal duro. Para essa análise, em cada resultado da literatura, será apresentada a técnica adotada (experimental ou simulada) e a temperatura máxima identificada na interface de corte. Esta temperatura, por sua vez, será comparada com a faixa de temperatura obtida neste trabalho.

Assim, inicialmente, apresenta-se o trabalho de Stephenson (1991), no qual propõe-se a determinação da temperatura média na interface cavaco-ferramenta a partir de quatro modelos térmicos distintos desenvolvidos em regime permanente. Para a validação dos modelos, realiza-se uma comparação dos resultados simulados com dados experimentais obtidos a partir do método do termopar-ferramenta-peça. Como resultados, Stephenson (1991) identificou uma temperatura experimental média na interface de corte de aproximadamente 470°C, para uma velocidade de corte de 83m/min, enquanto que os modelos propostos em seu trabalho apresentaram variações de 400°C a 700°C. Para uma velocidade de corte mais alta, ou seja, 230m/min, a temperatura experimental média identificada foi de 800°C enquanto a temperatura calculada apresentou variações de 500°C a 820°C. Ressalta-se que nos testes experimentais, considerou-se um avanço constante de 0.117mm/rot. Verifica-se no trabalho de Stephenson (1991) que, na faixa de velocidade de corte analisada (83m/min a 230m/min), as temperaturas obtidas não coincidem com as temperaturas apresentadas na Fig. (8.9) que variam de 400°C a 990°C. Atribui-se este afastamento às condições de corte, que não foram similares às adotadas neste trabalho.

No trabalho de Stephenson e Ali (1992), por sua vez, apresenta-se um estudo da temperatura na interface de cavaco-ferramenta durante o processo de torneamento com corte

interrompido. Assim, um modelo térmico tridimensional transiente da ferramenta de corte é desenvolvido. Como procedimento de cálculo, considera-se a ferramenta de corte como sendo um corpo semi-infinito. As condições de contorno adotadas foram: fluxo térmico conhecido e intermitente na interface de contato cavaco-ferramenta e isolamento nas demais faces. O modelo térmico é resolvido analiticamente por meio das funções de Green. Na solução do problema, Stephenson e Ali (1992) apresentam temperaturas médias na interface de corte a partir de fluxos térmicos uniformes, lineares e exponenciais. Como resultados, Stephenson e Ali (1992) obtiveram uma temperatura média na interface de corte de aproximadamente 520 °C em baixas velocidades de corte (84m/min). Em condições mais severas, ou seja, velocidades de corte de 240 m/min, a temperatura máxima obtida na interface de corte foi de 750 °C. Ressalta-se que, para o processo de simulação, as taxas de transferência de calor foram definidas a partir do trabalho de Stephenson (1991), assim, novamente era esperado que as temperaturas calculadas não apresentassem uma boa coerência com as temperaturas da Fig. (8.9) (400°C a 990°C).

Radulescu e Kapoor (1994), por sua vez, apresentam um modelo tridimensional analítico para determinar os campos de temperatura durante usinagem com corte interrompido e corte contínuo. O problema térmico é subdividido em três subgrupos: obtenção do calor gerado no contato da ferramenta com a peça, comportamento da temperatura na ferramenta e na peça. O calor gerado na região de corte é calculado a partir da força de corte. A partir do conhecimento do fluxo de calor total e do modelo analítico da ferramenta e cavaco obtém-se o campo de temperatura nos dois meios. No modelo analítico tridimensional transiente da ferramenta, as condições de contorno são simplificadas desprezando-se efeitos convectivos e de resistência de contato. No modelo analítico tridimensional do cavaco a formulação é válida para o regime quase permanente. Para a validação do modelo térmico, Radulescu e Kapoor (1994) apresentam uma comparação de seus resultados com os apresentados por Stephenson e Ali (1990) no qual foram usadas ferramentas de metal duro usinando ferro fundido cinzento nas seguintes condições de corte: velocidade de corte de 78m/min, avanço de 0.109 mm/rot e profundidade de 3.175mm. Como resultado, Radulescu e Kapoor (1994) obtiveram uma temperatura máxima na interface de corte de 500 °C. Apesar das diferentes condições de corte adotadas entre os trabalhos, verifica-se na Fig. (8.8) que esta faixa de temperatura também foi encontrada com condições de avanço de 0.277 mm/rot, velocidade de corte de 135.47m/min e profundidade de 1.5mm.

Melo (98), propõe a determinação da temperatura na interface cavaco-ferramenta a partir de técnicas de problemas inversos em condução de calor. A metodologia apresentada se baseia na técnica proposta por Lin et al., (1992), ou seja, na solução do problema térmico de usinagem a partir do desenvolvimento de um modelo elipsoidal unidimensional, resolvido por

meio do método das diferenças finitas. Para a solução do problema inverso, Melo (98) usou o método da função especificada apresentada por Beck et al., (1985). Ressalta-se que na solução do problema térmico de usinagem, realizaram-se testes experimentais com ferramentas de corte de metal duro da classe K10 usinando ferro fundido cinzento. Melo (98) identificou temperaturas muito próximas às apresentados nas Figs. (8.8) e (8.9) principalmente devido às condições de corte, que foram muito semelhantes àquelas adotadas neste trabalho. Por exemplo, para a condição menos severa, ou seja, velocidade de corte de 135m/min, avanço de 0.176mm/rot e profundidade de corte de 1.75mm, Melo (98) obtém uma temperatura máxima na interface cavaco-ferramenta de 550°C, enquanto em condições semelhantes (135m/min, 0.277 mm/rot e profundidade de corte de 1.5mm) a temperatura máxima obtida neste trabalho é de 500°C. Já para a condição mais severa, ou seja, velocidade de corte de 206m/min, avanço de 0.176mm/rot e profundidade de corte de 1.75mm, Melo (98) identifica uma temperatura máxima na interface de 950°C, enquanto que na Fig. (8.9) deste trabalho, verifica-se uma temperatura máxima de 990°C para uma velocidade de corte de 217.72m/min, avanço de 0.138mm/rot e profundidade de corte de 1.5mm . Melo (98) observa ainda que em ensaios realizados no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem da Universidade Federal de Uberlândia (LEPU/UFU), usando o método do termopar ferramenta-peça, Fernandes (1992) também encontrou resultados semelhantes.

No trabalho de Kwon et al. (2000), por sua vez, apresenta-se uma técnica para determinar a temperatura na interface de cavaco-ferramenta usando uma câmera infravermelha. Segundo Kwon et al. (2000), a partir de imagens da temperatura na ferramenta após o corte interrompido e de um modelo unidimensional elipsoidal, torna-se possível obter uma distribuição espacial e temporal da temperatura na ferramenta de corte. Como condições de corte, a profundidade de corte (2.54 mm) e o avanço (0.51 mm/rot) foram considerados constantes e o tempo de usinagem foi de 76 segundos. Kwon et al. (2000) variou a velocidade de corte em três etapas e determinou a temperatura na interface cavaco-ferramenta para cada uma. Na primeira (47m/min) a temperatura obtida na interface foi de 238°C, na segunda (78m/min) 387°C e na terceira (113m/min) 400°C. Apesar das condições de corte de Kwon et al. (2000) serem muito diferentes daquelas adotadas neste trabalho, comparando-se os resultados obtidos com o apresentado na Fig. (8.8), na condição de corte menos severa, pode-se dizer que a temperatura da Fig. (8.8) possui uma boa coerência com as temperaturas calculadas por Kwon et al. (2000).

Já Lima (2001) propõe uma abordagem tridimensional para o problema térmico de usinagem por torneamento, cujo objetivo principal é desenvolver uma metodologia capaz de determinar a distribuição da temperatura na ferramenta de corte durante o processo de usinagem. Para isto, Lima (2001) propõe o uso de técnicas de problemas inversos em

condução de calor. Assim, a solução do problema térmico é obtida em duas etapas: solução inversa e solução direta. A solução inversa se baseia no método do gradiente conjugado e da equação adjunta para estimar o fluxo térmico na região de corte. Nesse caso, são usados termopares fixados em regiões acessíveis da ferramenta, que fornecem a informação necessária para que a solução inversa consiga recuperar o fluxo térmico e consequentemente determinar a temperatura na interface de corte. Lima (2001) identificou que em uma velocidade de corte de 181.6 m/min, avanço de 0.167 mm/rot e profundidade de corte de 2.0 mm, a temperatura máxima na interface cavaco-ferramenta foi de 400 °C. Já para condições mais severas, ou seja, velocidade de corte de 240.9 m/min, avanço de 0.167 mm/rot e profundidade de corte de 1.5 mm a temperatura máxima na interface foi de 500 °C. Lima (2001) atribui o baixo de nível de temperatura alcançado em seu trabalho ao pequeno tempo de usinagem analisado na solução inversa, ou seja, foram considerados apenas os 5 segundos iniciais de torneamento. Este fato é atribuído à não modelagem do porta-ferramenta, que após os 5 segundos de torneamento interfere termicamente na ferramenta dissipando o calor fornecido durante o processo de usinagem. Neste capítulo, no item 8.2, tal fato também foi identificado pelo autor (Carvalho et al., 2003) quando apenas a ferramenta de corte foi modelada termicamente. Na Figs. (8.8) e (8.9) deste trabalho, verifica-se que nos primeiros 5 segundos de usinagem a temperatura possui uma boa coerência com a calculada por Lima (2001), no entanto estas figuras provam que a temperatura final na interface de corte é muito superior àquela identificada nos 5 segundos iniciais.

O que se verifica nos trabalhos apresentados anteriormente é que, na grande maioria, apresentam apenas a temperatura média na interface de corte, ou seja, todas as técnicas partem do pressuposto de que o processo de usinagem por torneamento ocorre em regime permanente. Poucos trabalhos têm o cuidado de analisar o processo transiente, ou seja, a variação da temperatura na interface cavaco-ferramenta durante o período de torneamento. Isto ocorre porque a análise térmica do processo de transferência de calor na ferramenta de corte é altamente complexa e envolve uma grande quantidade de variáveis que interferem diretamente neste processo. Acredita-se, no entanto, que, devido a estas dificuldades, nenhuma técnica existente até o momento é universalmente aceita como absoluta (Machado e Silva, 2004). O que na verdade existe são tentativas de se entender os pontos fundamentais do processo de transferência de calor durante o torneamento, pois, julga-se que o entendimento é o passo mais próximo da capacidade de se prever o desempenho deste processo de fabricação. A proposta deste trabalho é baseada neste princípio, ou seja, em tentar entender o processo de transferência de calor na ferramenta de corte por meio de uma abordagem térmica mais completa, envolvendo o conjunto ferramenta de corte, calço e porta-ferramenta. Somente assim é possível obter uma melhor análise do processo real de usinagem, na qual é possível

identificar, por exemplo, a temperatura em qualquer posição da ferramenta de corte, a qualquer instante de tempo do processo de torneamento. No entanto, o que se nota neste trabalho é que esta modelagem térmica não é uma tarefa fácil e envolve uma grande quantidade de variáveis, o que significa que erros podem estar associados ao processo de cálculo (problema direto). Nesse sentido, apresenta-se a seguir as principais fontes de erro presentes na simulação do processo de transferência de calor no conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta.

CAPITULO IX

ANÁLISE DE ERROS NA SOLUÇÃO DO PROBLEMA TÉRMICO DE USINAGEM: UMA DISCUSSÃO

Apresenta-se neste capítulo uma discussão sobre as principais fontes de erro presentes na simulação do processo de transferência de calor na ferramenta de corte e porta-ferramenta. Tais fontes de erro devem ser conhecidas e minimizadas para se buscar a precisão dos resultados obtidos. Dentre as fontes de erro citam-se: i) incerteza no modelo matemático (modelagem do conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta, propriedades térmicas dos materiais envolvidos, resistência térmica de contato e a transferência de calor por convecção entre o conjunto e o ar); ii) incerteza nas temperaturas medidas experimentalmente e iii) incerteza na medição da área de contato cavaco-ferramenta.

9.1 - Incerteza no modelo matemático (modelagem do conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta)

A modelagem teórica deve 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 e os erros no processo de medição das coordenadas dos materiais envolvidos.

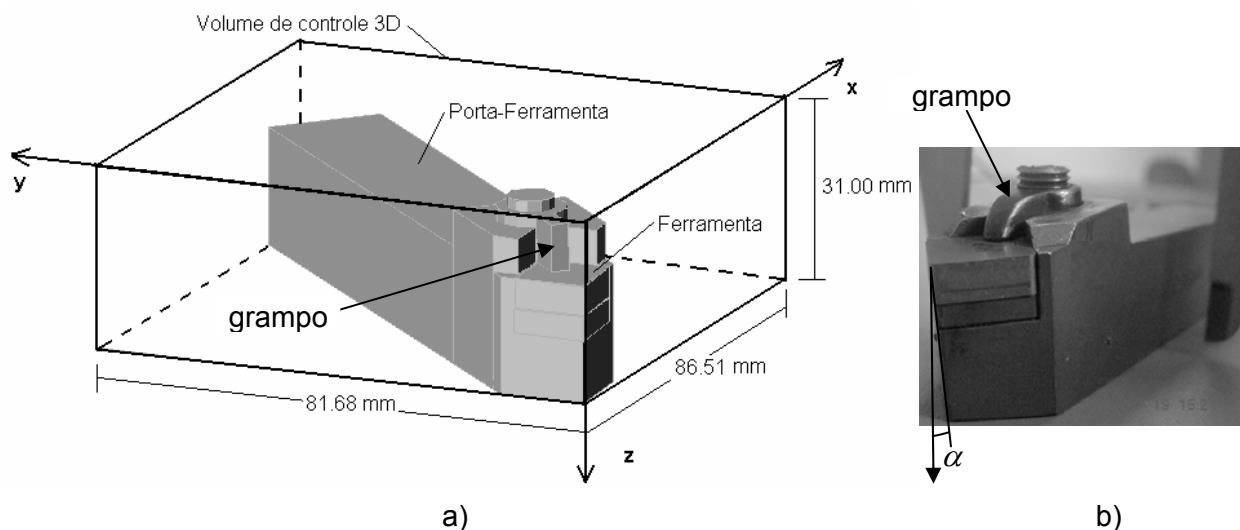


Figura 9.1 - Comparação geométrica: a) modelo simulado; b) modelo real.

Analisando-se a Fig. (9.1), podem-se notar algumas simplificações geométricas no modelo simulado (Fig. 9.1a) quando comparado ao conjunto real: ferramenta de corte, calço e porta-ferramenta (Fig. 9.1a). Por exemplo, observa-se na simulação (Fig. 9.1a) a opção por uma forma retangular para simular o grampo que fixa a ferramenta ao porta-ferramenta (Fig. 9.1b). Outra simplificação adotada, refere-se ao ângulo de folga do conjunto ferramenta e porta-ferramenta, α (Fig. 9.1b). Durante o processo de torneamento, o ângulo de folga evita que a superfície lateral da ferramenta, calço e porta-ferramenta toquem o material usinado, danificando o mesmo. Entretanto do ponto de vista computacional ou de simulação do processo de torneamento, este ângulo não tem relevância, uma vez que este é relativamente pequeno. Assim, optou-se por um ângulo α igual a 0° . As geometrias da ferramenta, calço e do porta-ferramenta e suas simplificações, são fornecidas ao modelo matemático por meio de coordenadas reais medidas no conjunto 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. $\pm 0,005$ mm); erros de influências objetivas e subjetivas caracterizados por: erros de planicidade dos bicos de medição (máx. $\pm 0,002$ mm); erros de paralelismo dos bicos de medição (máx. $\pm 0,003$ mm); erros das divisões da régua (máx. $\pm 0,005 + L/0,050$ mm, onde L é o comprimento da escala); erro da divisão do VERNIER (máx. $\pm$

0,005 mm); erro da colocação em zero (máx. $\pm 0,005$ mm); e erros de leitura (máx. $\pm 0,015$ mm).

A partir do conhecimento dos erros que podem estar presentes no processo de medição das coordenadas do conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta, tomou-se os devidos cuidados para que estes fossem minimizados ao máximo. Este procedimento permitiu a geração da malha numérica tridimensional para a simulação da transferência de calor no processo de torneamento (Fig. 4.2).

9.2 – Identificação das propriedades térmicas da ferramenta, calço e porta-ferramenta

Outra incerteza importante e ainda relacionada ao modelo, refere-se às propriedades térmicas da ferramenta de corte, calço e porta-ferramenta. Observa-se que os valores usados baseiam-se na hipótese de que os materiais estudados possuem a mesma composição química, tratamento térmico ou qualquer outro tipo de beneficiamento dos materiais usados para a obtenção dos valores de referência. Os valores das propriedades térmicas foram fornecidos pela empresa que fabrica os equipamentos de usinagem (Sandvik do Brasil S/A) e são apresentados na Tab. (9.1).

Tabela 9.1 – Propriedades térmicas da ferramenta, calço e porta-ferramenta (T=30°C).

	Ferramenta	Calço	Porta Ferramenta
Condutividade Térmica, λ (W/mK)	43.1	43.1	49.8
Difusividade Térmica, α (m ² /s)	14.8×10^{-06}	14.8×10^{-06}	13.05×10^{-06}

Nota-se na Tab. (9.1) que as propriedades térmicas dos materiais envolvidos foram consideradas constantes à temperatura de 30°C. Entretanto, devido aos altos gradientes térmicos desenvolvidos durante o processo de torneamento (Fig. 8.6 e 8.7), as propriedades térmicas podem variar muito, o que geram erros e incertezas no processo de simulação. O ideal neste tipo de trabalho seria medir previamente as propriedades termofísicas dos materiais envolvidos comparando os resultados obtidos com os fornecidos pelo fabricante. Entretanto, 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 Flúidos (LTCM) da Faculdade de Engenharia Mecânica (FEMEC) da Universidade Federal de Uberlândia (UFU).

9.3 - O problema da resistência térmica de contato

Dentre as principais fontes de erros e incertezas observadas neste trabalho, o problema da resistência térmica de contato ocupa uma posição de destaque devido à sua alta complexidade de medição. Tal complexidade refere-se ao fato de que a resistência térmica de contato não é constante e depende da pressão a que estão submetidas os materiais (pressão de contato), da composição destes, da sua forma, da sua seção, do sentido e intensidade da taxa de transferência de calor. Nota-se, portanto, que o processo de medição da resistência térmica de contato envolve uma série de variáveis, o que faz com que a solução deste problema seja tema de trabalhos futuros. Neste sentido, optou-se neste trabalho por considerar a resistência térmica de contato entre a ferramenta, calço e porta-ferramenta, como sendo uma fina camada de ar de $10\mu m$ de espessura cujas propriedades térmicas foram medidas à

temperatura de 300K (Incropera et al., 1998): $\lambda = 26.3 \times 10^{-3} \frac{W}{mK}$ e $\alpha = 22.5 \times 10^{-6} \frac{m^2}{s}$.

Ressalta-se que o valor de $10\mu m$ foi obtido a partir de valores médios medidos nos bornes de contato do próprio conjunto experimental.

Entretanto, o uso das propriedades térmicas do ar como resistência térmica de contato, tem grande influência na solução do problema térmico de torneamento. A Tab. (9.2) e as Figs. (9.2) e (9.3) apresentam uma comparação entre as temperaturas medidas experimentalmente na ferramenta com as respectivas temperaturas calculas no modelo térmico.

Tabela 9.2 – Erros máximos obtidos entre as temperaturas calculadas e as experimentais para os termopares fixados à ferramenta de corte.

Termopar	Erro máximo entre temperaturas (%)
T3	0.8
T4	14
T5	9
T6	17
T7	16

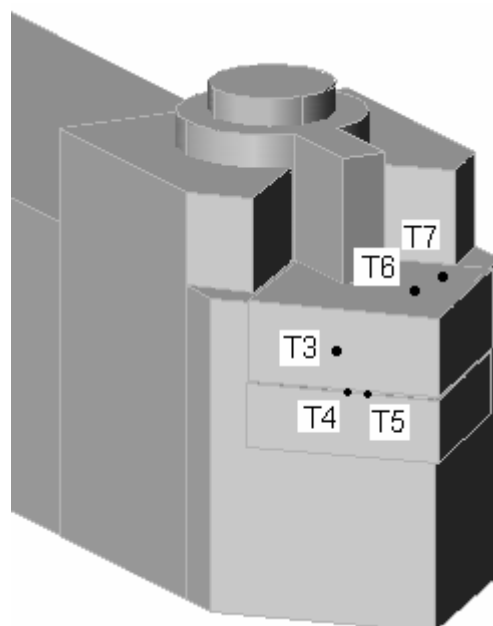


Figura 9.2 – Posicionamento dos termopares na ferramenta de corte.

Analisando-se a Tab. (9.2) e as Figs. (9.2) e (9.3), verifica-se um desvio máximo de 17% no caso dos termopares fixados à ferramenta de corte (T3, T4, T5, T6, T7). Todavia, ao analisarmos a temperatura calculada no caso do termopar T3 (Fig. 9.3a) verificamos um erro máximo inferior a 0.8% (Tab. 9.2). Este bom resultado mostra a capacidade e a eficiência da técnica proposta na solução de problemas térmicos envolvendo processos de usinagem.

No caso dos termopares T6 e T7, fixados na superfície de saída da ferramenta, cujos desvios apresentados foram de 17% e 16% respectivamente, tal erro era esperado, uma vez que as temperaturas experimentais medidas naquela região estão sujeitas a erros devido aos choques entre os termopares e os cavacos que se encontram a altas temperaturas. Já nos termopares T4 e T5, situados na superfície inferior da ferramenta, verificou-se um erro máximo de 14%. O erro neste caso se deve principalmente à não identificação da resistência térmica de contato real, ao uso das propriedades térmicas do ar à temperatura constante e incerteza quanto às propriedades térmicas da ferramenta.

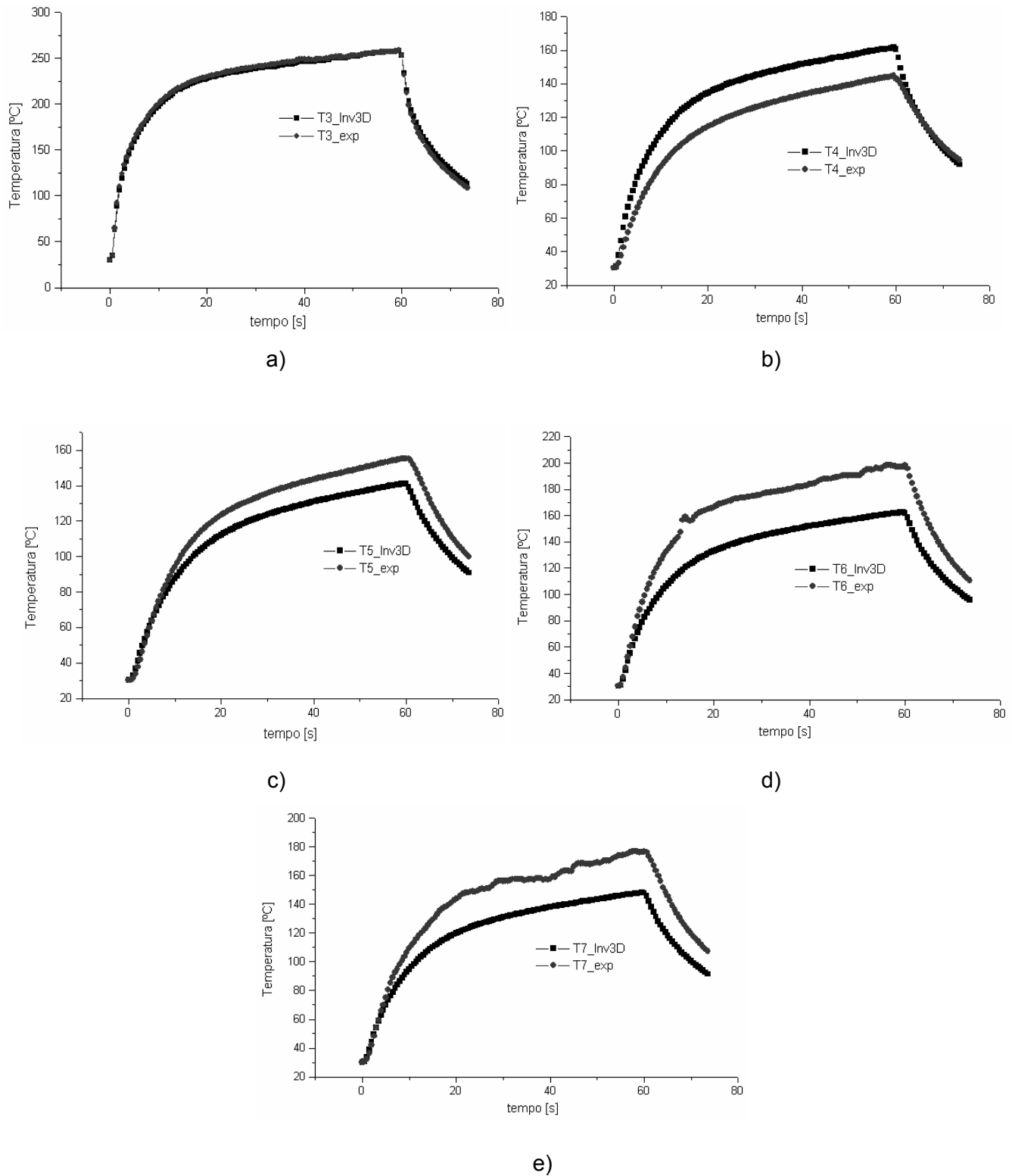


Figura 9.3 – Comparação entre as temperaturas calculadas e experimentais no caso dos termopares fixados à ferramenta de corte.

Analisando-se a Tab. (9.3) e as Figs. (9.4) e (9.5), verifica-se um notável aumento do erro entre as temperaturas calculadas e experimentais no caso dos termopares T1 (fixado ao calço), T2 e T8 (fixados ao porta-ferramenta). Tal erro ocorre predominantemente devido ao desconhecimento da resistência térmica de contato real.

Tabela 9.3 - Erros máximos obtidos entre as temperaturas calculadas e as experimentais para os termopares fixados ao calço e ao porta-ferramenta.

Termopar	Erro máximo entre temperaturas (%)
T1	29
T2	39
T8	39

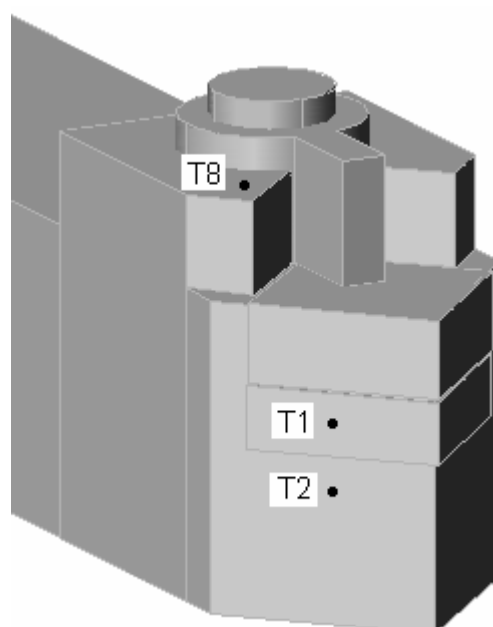


Figura 9.4 – Posicionamento dos termopares no calço e porta-ferramenta.

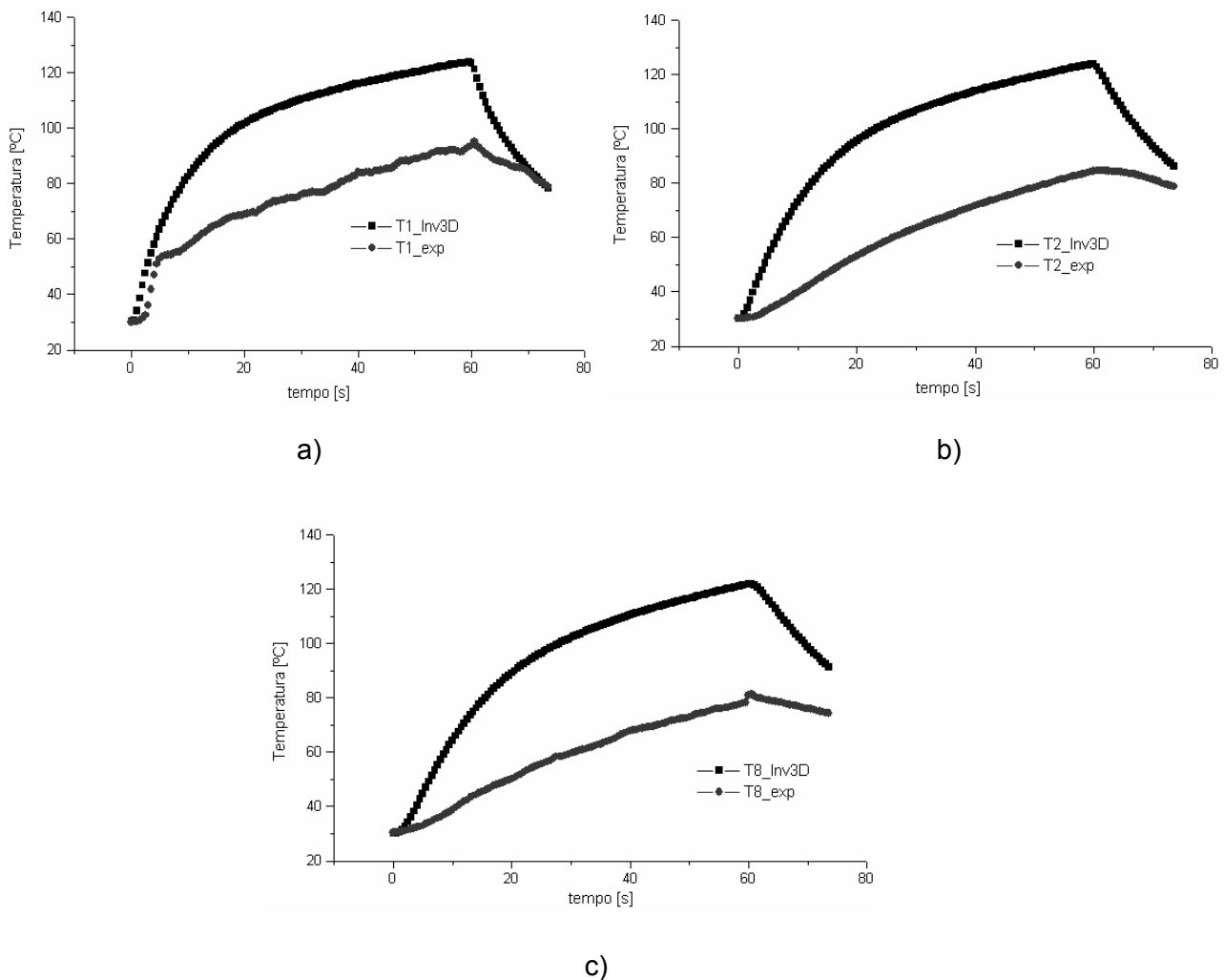


Figura 9.5 – Comparação entre as temperaturas calculadas e experimentais no caso dos termopares fixados ao calço e ao porta-ferramenta.

Verifica-se na Fig. (9.5) que, no caso dos termopares distantes da interface cavaco-ferramenta, as temperaturas calculadas pelo modelo, apesar de terem comportamento semelhante às experimentais, não se aproximavam destas, ou seja, o modelo construído não se mostra fiel ao experimento realizado. Tal fato é atribuído à não identificação da resistência real e o uso das propriedades térmicas do ar à temperatura constante, o que levou a um erro máximo de 39%.

9.4 - O processo de transferência de calor por convecção

Outra fonte de erro observada neste trabalho se refere à transferência de calor entre o conjunto (ferramenta, calço e porta-ferramenta) e o meio (ar). Assim, apresenta-se neste item um estudo da convecção livre laminar nas fronteiras do modelo térmico. A convecção livre

origina-se, nos casos típicos, de uma instabilidade térmica. Isto é, os fluidos com maior temperatura e mais leves, deslocam-se verticalmente para cima em relação aos fluidos mais frios e mais pesados (Incropera et al, 1992). 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 o conjunto (ferramenta, calço e porta-ferramenta) e o meio (ar) é dada pela lei do resfriamento de Newton (Incropera et al, 1992), Eq. (9.1),

$$q_{conv} = h A_{sup} (T_{sup} - T_{\infty}) \quad (9.1)$$

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 que pode ser obtido por

$$h = \frac{Nu * k_{ar}}{L} \quad (9.2)$$

onde L representa o comprimento da superfície do conjunto, k_{ar} a condutividade térmica do ar e Nu representa o número de Nusselt, calculado, por sua vez, a partir da correlação (Incropera et al, 1992).

$$Nu = \left\{ 0.825 + \frac{0.387 * Ra^{1/2}}{\left[1.0 + (0.492/Pr)^{9/16} \right]^{8/27}} \right\}^2 \quad (9.3)$$

Na equação anterior, Pr é o número de Prandtl, dado por $Pr = \nu_{ar} / \alpha_{ar}$ onde ν_{ar} é viscosidade cinemática do ar e α_{ar} é a difusividade térmica do ar. Na Eq. (9.3), Ra representa o número de Rayleigh, dado por:

$$Ra = \frac{g \beta (T_{sup} - T_{\infty}) L^3}{\alpha_{ar} * \nu_{ar}} \quad (9.4)$$

onde g é a aceleração da gravidade e $\beta = 1/T_f$. T_f é a temperatura de película dada por $T_f = \frac{T_{\text{sup}} - T_{\infty}}{2}$. Observa-se que todas as propriedades do ar, usadas no procedimento de cálculo do h , são obtidas na temperatura de película.

A partir das equações apresentadas anteriormente, verifica-se que o coeficiente de transferência de calor por convecção varia de acordo com a temperatura superficial do conjunto. Entretanto, observa-se no Capítulo 8 deste trabalho que na solução do problema térmico de usinagem por torneamento, adotou-se um h médio de 20 W/m²K em toda a superfície do conjunto. Este valor, por sua vez, foi determinado a partir da análise do comportamento do coeficiente de transferência de calor por convecção (Eq. 9.2) em função da temperatura na ferramenta de corte Fig. (9.6).

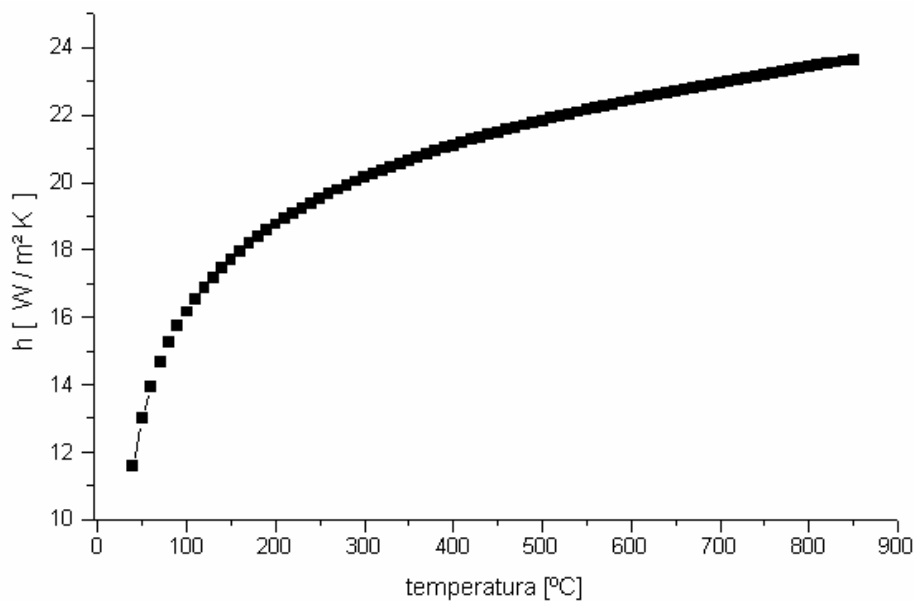


Figura 9.6 - Coeficiente de transferência de calor por convecção em função da temperatura na superfície da ferramenta.

No procedimento de cálculo do h (Fig. 9.6), considerou-se uma superfície de comprimento (L) 0.006m e uma área superficial (A_{sup}) de $36.0 \times 10^{-6} \text{ m}^2$ que compreende a interface cavaco-ferramenta e parte da superfície da ferramenta (Fig 8.6). Optou-se por esta região da ferramenta uma vez que esta apresenta o maior gradiente térmico (30 °C a 900°C). Além disso, considerou-se uma temperatura ambiente (T_{∞}) de 30°C e a aceleração da

gravidade (g) de 9.81m/s^2 . Ressalta-se que as propriedades do ar em função da temperatura de película (T_f) foram obtidas na literatura (Incropera et al.,1992).

Nos resultados experimentais apresentados no Capítulo 8, verifica-se que o tempo de aquecimento do conjunto (tempo de usinagem) foi de 60 segundos e que durante este período a temperatura na interface cavaco-ferramenta variou de 30°C a 900°C . Este alto gradiente térmico por sua vez, fez com que o coeficiente de transferência de calor por convecção apresentasse uma variação de $11.5\text{ W/m}^2\text{K}$ a $24\text{ W/m}^2\text{K}$ (Fig. 9.6) o que, de acordo com a Eq. (9.1), representa uma taxa de transferência de calor por convecção máxima de 3.0 W (Fig. 9.7).

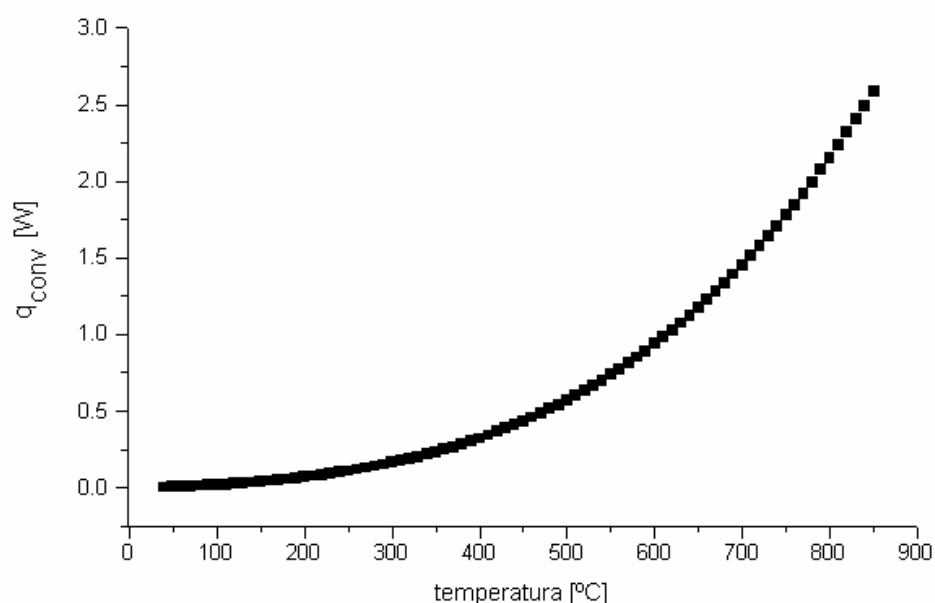


Figura 9.7 – Taxa de transferência de calor por convecção em função da temperatura na superfície da ferramenta.

Analisando-se a Fig. (8.1), na qual se apresenta a taxa de transferência de calor máxima na interface de corte (50W), verifica-se que a taxa de transferência de calor por convecção (Fig. 9.7) representa apenas 6% da energia máxima fornecida à ferramenta, o que significa que o “h” tem pouca influência na temperatura na interface cavaco-ferramenta. Este fato é ainda mais evidente analisando-se a Fig. (9.8), na qual se apresenta a influência do coeficiente de transferência de calor por convecção (h) na temperatura na interface cavaco-ferramenta.

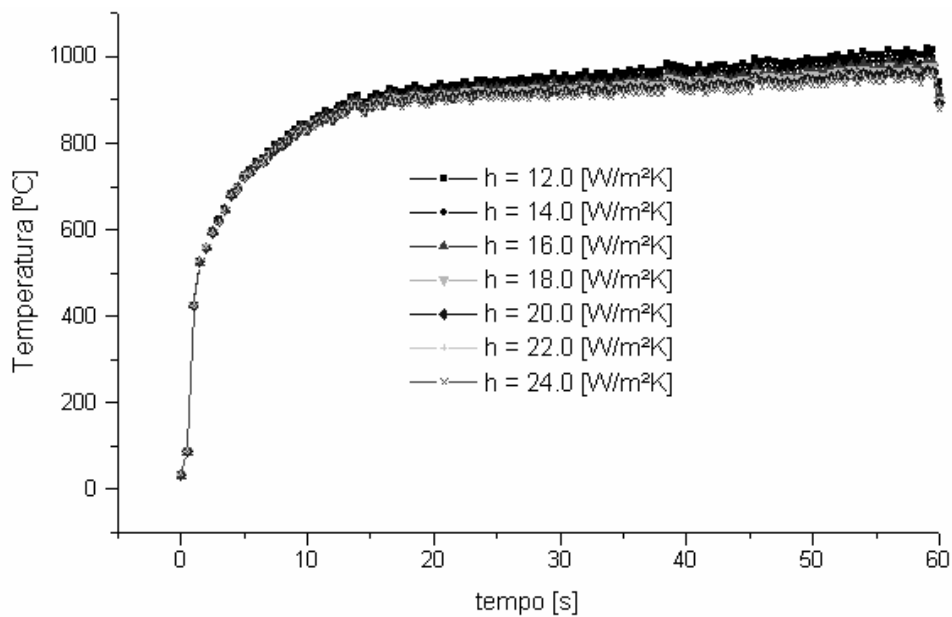


Figura 9.8 – Influência do coeficiente de transferência de calor por convecção (h) na temperatura na interface cavaco-ferramenta.

Nota-se na Fig. (9.8) que os coeficientes de transferência de calor por convecção (h) calculados para o processo de usinagem (Fig. 9.6) têm pouca influência na temperatura final na interface de corte. Isto significa que o uso de valores de h entre $11.5 \text{ W/m}^2\text{K}$ e $24 \text{ W/m}^2\text{K}$ não compromete o resultado final na determinação da taxa de transferência de calor por convecção. Assim, optou-se por um h médio de $20 \text{ W/m}^2\text{K}$.

Na sequência são apresentadas as incertezas associadas ao processo de medição das temperaturas experimentais.

9.5 - Incerteza nas temperaturas medidas experimentalmente

A temperatura é a segunda grandeza mais medida no mundo, perdendo apenas para o tempo. Só por isso, já se tem uma idéia da sua importância na vida das pessoas e na produção industrial. Monitoramento ambiental, meteorologia, investigação de novos combustíveis, aproveitamento da energia solar, desenvolvimento de motores para automóveis, cuidados médicos, qualidade final de um produto e conservação de alimentos nas gôndolas dos supermercados são alguns exemplos da influência da temperatura no dia-a-dia das pessoas. Praticamente todo o processo industrial está sobre os efeitos dessa grandeza, portanto, controlá-la corretamente chega a ser uma questão de sobrevivência. 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 K, compostos por Níquel e Cromo, cuja faixa de medição é de -200 a 1200 °C (Iope, 2005). Estes equipamentos ligados a um sistema de aquisição de dados HP 75000 Series B com voltímetro E1326B comandado por PC (Fig. 7.1), permitem a aquisição da temperatura na ferramenta, calço e porta-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 e adota-se sempre o que der maior. No caso do termopar tipo K os limites de erro são, de acordo com a norma IEC-584 - 2 (Revisão junho de 1989), de $\pm 1,5^{\circ}\text{C}$ para a faixa de temperatura de -40 a 375°C e de 0.4% para a faixa de 375 a 1000°C . 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°C para o tipo K. O limite superior depende do diâmetro do fio utilizado na construção do termopar e no caso do termopar tipo K, segundo a ANSI MC 96.1 (1982), é de 1260°C para um termopar de diâmetro de 1.63mm (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, calço e porta-ferramenta. Neste trabalho optou-se pelo método da descarga capacitiva (Fig. 6.7). 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 aplicação exclusiva em 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 8 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 $\pm 0.01^{\circ}\text{C}$. Estima-se que o erro de medição em todo o sistema (sensor/voltímetro) seja inferior a 0.3°C .

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

A identificação da área de contato cavaco-ferramenta é uma das áreas de estudo mais importantes em usinagem (Machado e Silva, 2004). Criar um método preciso para medir esta área tem sido 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