

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA “JÚLIO DE MESQUITA FILHO”
FACULDADE DE ENGENHARIA DE ILHA SOLTEIRA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

ANDRÉ NOZOMU SADOYAMA BARRIOS

**MODELAGEM TÉRMICA PARA AVALIAÇÃO DA
TEMPERATURA NO FRESAMENTO DE AÇOS PARA
MOLDES E MATRIZES**

Ilha Solteira

2013

ANDRÉ NOZOMU SADOYAMA BARRIOS

**MODELAGEM TÉRMICA PARA AVALIAÇÃO DA
TEMPERATURA NO FRESAMENTO DE AÇOS PARA
MOLDES E MATRIZES**

Dissertação apresentada à Faculdade de
Engenharia - UNESP - Campus de Ilha
Solteira, para obtenção do título de
Mestre em Engenharia Mecânica.
Área de conhecimento: Materiais e
Processos de Fabricação.

Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues

Orientador

Ilha Solteira

2013

FICHA CATALOGRÁFICA

Elaborada pela Seção Técnica de Aquisição e Tratamento da Informação
Serviço Técnico de Biblioteca e Documentação da UNESP - Ilha Solteira.

B276m	Barrios, André Nozomu Sadoyama. Modelagem térmica para avaliação da temperatura no fresamento de aços para moldes e matrizes / André Nozomu Sadoyama Barrios. -- Ilha Solteira : [s.n.], 2013 102 f. : il. Dissertação (mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira. Área de Conhecimento: Materiais e Processos de Fabricação, 2013 Orientador: Alessandro Roger Rodrigues 1. Fresamento. 2. Fluido de corte. 3. Moldes e matrizes. 4. Modelo térmico. 5. Fluxo líquido de calor. 6. Coeficiente convectivo. 7. Metais – Usinabilidade. 8. Integridade superficial.
-------	--



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA
FACULDADE DE ENGENHARIA DE ILHA SOLTEIRA

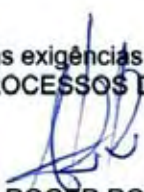
CERTIFICADO DE APROVAÇÃO

TÍTULO: Modelagem térmica para avaliação da temperatura no fresamento de aços para moldes e matrizes

AUTOR: ANDRÉ NOZOMU SADOYAMA BARRIOS

ORIENTADOR: Prof. Dr. ALESSANDRO ROGER RODRIGUES

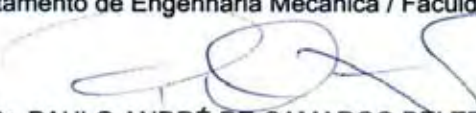
Aprovado como parte das exigências para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Mecânica ,
Área: MATERIAIS E PROCESSOS DE FABRICAÇÃO, pela Comissão Examinadora:


Prof. Dr. ALESSANDRO ROGER RODRIGUES

Departamento de Engenharia Mecânica / Universidade de São Paulo - Escola de Engenharia de
São Carlos


Prof. Dr. JOÃO BATISTA CAMPOS SILVA

Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira


Prof. Dr. PAULO ANDRÉ DE CAMARGO BELTRÃO

Departamento de Engenharia Mecânica / Universidade Tecnológica Federal do Paraná

Data da realização: 23 de agosto de 2013.

DEDICO

A Deus, aos meus familiares e amigos.

AGRADECIMENTOS

Agradeço, primeiramente, a Deus pela graça, fidelidade, capacitação e força em todos os momentos no desenvolvimento deste trabalho.

Ao meu orientador prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues, USP - São Carlos, por todo conselho, ajuda, direcionamento, paciência e dedicação quanto ao projeto e ao acompanhamento em todas as etapas do mestrado. Agradeço também ao prof. Dr. João Batista Campos Silva, UNESP - Ilha Solteira, por todo o suporte técnico nas questões relacionadas à parte térmica deste trabalho e por acompanhar de perto o desenvolvimento do projeto. Ao prof. Dr. Hidekasu Matsumoto, UNESP – Ilha Solteira, pela ajuda nas questões de usinagem e desgaste de ferramenta de corte. Ao prof. Dr. Aldo Braghini Junior, UTFPR - Ponta Grossa, pelo apoio quanto às referências bibliográficas, apoio no desenvolvimento do programa computacional e aos dados de temperatura para fins de comparação e validação do programa computacional. À MSc. Suzana Regina da Silva Moreira, pelo acompanhamento na preparação das amostras, medidas de microdureza e fotos da microestrutura.

Agradeço aos professores que de alguma forma me ajudaram, mas não menos importantes: prof. Dr. Juno Gallego, pela ajuda nas medidas de microdureza e com a calibração do aparelho ultramicrodurômetro; prof. Dr. João Batista Aparecido, pela ajuda na resolução do problema inverso e programa computacional; prof. Dr. José Luiz Gasche, pela ajuda na aplicação da técnica de volumes finitos; prof. Dr. Antônio de Pádua Lima Filho, pelo apoio quanto ao aparelho de aquisição de temperatura e prof. Dr. Vicente Ventrella, pelo apoio quanto ao aparelho de gerador de tensão.

Agradeço aos técnicos Marino e Edvaldo por todo o auxílio de laboratório na utilização dos aparelhos e dos materiais necessários. E por sempre estarem dispostos a ajudar no andamento do trabalho.

Agradeço a todos os discentes e professores do grupo de pesquisa em usinagem GPU, UNESP - Ilha Solteira, pela amizade e por todo auxílio: prof. Dr. Wyser José Yamakami, Msc. Fernando Brandão de Oliveira, Msc. Adriana Bruno Norcino, Msc. Rodolfo da Silva Manera, Afonso Carlos Oliver, Alessandro Moraes

Martins, Daniel de Carvalho Secco, Eli Jorge da Cruz Junior, Flávio Henrique Manarelli, Júlia Knippelberg Bifano Manea, Lucas Alberto Franco, Luís Gabriel dos Santos, Máira Cristina de Queiroz, Marianna Maria Burgel, Naiana Cristina Bazanini, Raphael Estanislau Prado, Renan Caetano Machado, Saimon Vendrame e Thiago Cesar Escabin.

Agradeço aos amigos do GPU que estiveram ajudando de forma mais próxima este trabalho: Daniel de Carvalho Secco, pela ajuda nos ensaios de usinagem e aquisição de dados de temperatura e utilização de fluido de corte, Júlia Knippelberg Bifano Manea e Lucas Alberto Franco, pela ajuda na preparação das amostras, Eli Jorge da Cruz Junior, pela ajuda nos ensaios de usinagem como operador do centro de usinagem, Msc. Adriana Bruno Norcino e Flávio Henrique Manarelli, pelo apoio no tratamento dos dados de microdureza e Máira Cristina de Queiroz, pelo apoio na utilização do ultramicrodurômetro.

Agradeço aos meus pais, Carlos e Nilza e meu irmão Katsuyo pelo encorajamento de trilhar esse caminho e sendo suporte a todo instante. Não poderia deixar de agradecer também aos meus tios Marco e Priscila, também, à minha tia Édina e Cleonice, por tudo que já fizeram por mim. Também agradeço à minha nova família Kengi, Patricia, Julia e Lucas por todo apoio e à minha futura esposa Akemi, por estar ao meu lado dando força e sendo uma mulher virtuosa que me edifica muito. Também agradeço ao amigo, que é irmão, Caio Kenji, pela amizade e pela força que me proporcionou durante este tempo.

Agradeço aos amigos: Danilo, Vinicius, Wilker, Vitor, Leandro e Márcio.

Agradeço ao CNPq pela bolsa de estudos concedida durante o período de pesquisa. À Blaser Swissslube do Brasil pela disposição dos fluidos de corte. À Villares Metals pela doação do material utilizado nos corpos de prova.

Agradeço a todos que de alguma forma contribuíram para que este trabalho fosse desenvolvido.

“Agrada-te do Senhor, e Ele satisfará aos desejos do teu coração. Entrega o teu caminho ao Senhor, confia Nele, e o mais Ele fará.” Salmos

RESUMO

A usinagem dos metais não é um processo completamente compreendido devido à sua natureza altamente não linear e ao complexo acoplamento entre deformação e o campo de temperatura. O processo de deformação é altamente concentrado em uma zona pequena e as temperaturas geradas nas zonas de deformação afetam ambas a ferramenta e a peça. Conhecendo o fluxo de calor gerado pelo processo de usinagem e, assim, o campo de temperatura, podem-se determinar as melhores condições de corte e também projetar novos produtos com melhor desempenho. Dada a grande importância do estudo térmico para a usinagem, muitas pesquisas continuam hoje sendo desenvolvidos. Este trabalho objetivou estudar a transferência de calor no processo de fresamento de topo do aço comercial VP100, empregado na fabricação de moldes e matrizes. Propôs-se, para isso, um modelo térmico tridimensional resolvido por um método numérico para estimar dois parâmetros: o fluxo líquido de calor e coeficiente de transferência de calor convectivo. Os parâmetros foram estimados através da implementação de um rotina computacional desenvolvida, que teve como dados de entrada as curvas de temperatura experimental do processo de usinagem para um fluido de corte sintético, semissintético e usinagem a seco, utilizando duas velocidades de corte: 200 e 450 m/min. Ademais, foram analisados o perfil de microdureza e a caracterização microestrutural dos corpos de prova, além do desgaste de flanco máximo das ferramentas após a usinagem. Constatou-se que o fluido de corte e a velocidade de corte influenciaram de forma significativa o resfriamento do corpo de prova. Além disso, a usinagem não afetou a microdureza abaixo da superfície fresada da peça, mas a microestrutura até 10 μm de profundidade deformou-se na direção do avanço da ferramenta, que apresentou um desgaste de flanco máximo inicial semelhante em todas as condições de corte ($VB_{\text{max}} \cong 0,1 \text{ mm}$). Os fluidos sintético e semissintético não apresentaram diferenças quanto às suas capacidades refrigerantes, gerando fluxos líquidos de calor e coeficientes de transferência de calor convectivo da ordem de 28 a 41 kW/m^2 e de 1,3 a 2 $\text{kW/m}^2\text{K}$, respectivamente.

Palavras-chave: Fresamento. Fluido de corte. Moldes e matrizes. Modelo térmico. Fluxo líquido de calor. Coeficiente convectivo. Usinabilidade e integridade superficial.

ABSTRACT

Machining of metals is a process not completely understood because of the highly nonlinear nature and the complex interaction between deformation and temperature field. The process of deformation is highly concentrated in a small zone and the temperatures generated in the deformation zones affect both tool and workpiece. Knowing the heat flux generated by the machining process and thus the temperature field, best conditions for cutting and also for design of new products with improved performance can be determined. Because of the great importance of the thermal effect for machining, several researches have been developed nowadays. This research aimed to study the heat transfer end milling process in commercial VP100 steel, used for producing molds and dies. Thus, a tridimensional thermal model solved by a numerical method was proposed to estimate two parameters: net heat flux and coefficient of convective heat transfer. The parameters were estimated by using computational programming where the input data were temperature curves of the end milling process when using synthetic and semi-synthetic cutting fluid, and dry machining at 200 and 450 m/min cutting speeds. In addition, microhardness and microstructure of workpiece as well as tool wear were analyzed after machining. Cutting fluid and cutting speed significantly influenced on workpiece cooling. Besides, milling process did not affect the part microhardness beneath machined surface, but microstructure up to 10 μm depth was deformed in feed direction of tool, which presented an initial maximum flank wear similar for all cutting conditions ($VB_{\text{Bmax}} \cong 0.1 \text{ mm}$). Synthetic and semi-synthetic cutting fluids did not presented different cooling capabilities, generating net heat flux and convective coefficient ranged from 28 to 41 kW/m^2 and from 1.3 up to 2 $\text{kW/m}^2\text{K}$, respectively.

Keywords: Milling. Cutting fluid. Molds and dies. Thermal model. Net heat flux. Convective coefficient. Machinability and surface integrity.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Classificação geral dos processos de fabricação.....	21
Figura 2 - Regiões da formação do cavaco.....	26
Figura 3 - Representação do plano de cisalhamento e do ângulo de cisalhamento ϕ	26
Figura 4 - Área de contato real mostrando as microirregularidades na forma de picos e vales.....	28
Figura 5 - Região de aderência e a região de escorregamento.....	29
Figura 6 - Distribuição de tensão normal e cisalhante na superfície de saída da ferramenta.	29
Figura 7 - a) Desenho esquemático da APC e b) Micrografia da APC em uma liga Al-Si.....	30
Figura 8 - Exemplo da distribuição da temperatura na ferramenta.....	32
Figura 9 - Quantificação do desgaste de cratera na ferramenta através do parâmetro KT.	33
Figura 10 - Desgaste de Flanco na ferramenta ("a") com entalhes associados ("b"="c").	33
Figura 11 - Deformação plástica na ferramenta de corte.....	34
Figura 12 - Trincas térmicas na ferramenta de corte.....	35
Figura 13 - Fontes de geração de calor na usinagem.	35
Figura 14 - Representação de um modelo da transferência de calor de três fontes de calor.	36
Figura 15 - Influência do coeficiente de transferência de calor por convecção na: a) máxima temperatura da superfície de saída da ferramenta e b) na máxima temperatura do flanco da ferramenta em algumas velocidades de corte (A: 33 m/min; B: 46 m/min; C: 61 m/min).....	39
Figura 16 - Temperaturas na interface cavaco-ferramenta considerando 3 velocidades de cortes diferentes, profundidade de usinagem 1,5 mm no raio e avanço 0,138 mm/rot.....	43
Figura 17 - Modelo térmico 2D para transferência de calor no processo de furação	44
Figura 18 - Distribuição da temperatura do cavaco.	45

Figura 19 - Campo de temperatura [K] para o tempo de 5 ms, após início de contato entre ferramenta-peça para uma velocidade de corte de 150 mm/min. .46	46
Figura 20 - Representação do modelo térmico adotado.....49	49
Figura 21 - Malha inicial gerada no corpo de prova capaz de representar o problema térmico (27 volumes de controle).52	52
Figura 22 - Volume de controle elementar com os pontos das superfícies w, e, s, n, b, t e os pontos nodais vizinhos.53	53
Figura 23 - Numeração dos volumes de controle dividido em três blocos.....55	55
Figura 24 - Distribuição de temperatura na secção transversal do corpo de prova para o $t = 9$ s.58	58
Figura 25 - Evolução da temperatura pelo tempo no ponto $x = 9$ mm, $y = 10,5$ mm.58	58
Figura 26 - Fluxograma simplificado da rotina computacional.....62	62
Figura 27 - Pontos adotados no corpo de prova para a validação do programa computacional.64	64
Figura 28 - Comparação entre as temperaturas obtidas no ANSYS® e no MATLAB® para a resolução do problema direto (Ponto 1, 2 e 3).64	64
Figura 29 - Comparação das estimativas do fluxo de calor e coeficiente convectivo (Matlab®) em relação ao valor de referência (Ansys®) nos pontos 1,2 e 366	66
Figura 30 - Placa TC08 para aquisição de dados de temperatura.69	69
Figura 31 - Microscópio ferramenteiro utilizado para análise do desgaste da ferramenta.70	70
Figura 32 - Corpo de prova e os furos para a inserção dos termopares.....71	71
Figura 33 - Esquema da fresa de topo.72	72
Figura 34 - Fixação da peça, termopares e posicionamento da fresa para usinagem.....73	73
Figura 35 - Amostra embutida em baquelite.....74	74
Figura 36 - Temperaturas experimentais nas condições A1, B1 e C1 ($v_c = 200$ m/min) e A2, B2 e C2 ($v_c = 450$ m/min) para (A) usinagem a seco, (B) fluido semissintético e (C) fluido Sintético.....76	76
Figura 37 - Temperatura experimental e estimada do termopar 3 na condição A1 e do termopar 2 na condição B1.77	77
Figura 38 - Fluxo líquido de calor estimado para as condições 1 ($v_c = 200$ m/min) e 2 ($v_c = 450$ m/min).78	78

Figura 39 - Coeficiente convectivo estimado para as condições 1 ($v_c = 200$ m/min) e 2 ($v_c = 450$ m/min).	80
Figura 40 - Perfil da microdureza média para as condições A1, B1 e C1 ($v_c = 200$ m/min) e A2, B2 e C2 ($v_c = 450$ m/min) para (A) usinagem a seco, (B) fluido semissintético e (C) fluido Sintético.	81
Figura 41 - Microestruturas da peça após a usinagem nas condições A1, B1 e C1 ($v_c = 200$ m/min) e A2, B2 e C2 ($v_c = 450$ m/min) para (A) usinagem a seco, (B) fluido semissintético e (C) fluido Sintético.	82
Figura 42 - Desgaste dos insertos utilizados nas condições (A) usinagem a seco, (B) fluido semissintético e (C) fluido sintético.	84
Figura 43 - Perfil da microdureza da condição A1 e sua réplica (usinagem a seco)	95
Figura 44 - Perfil da microdureza da condição A2 e sua réplica (usinagem a seco)	95
Figura 45 - Perfil da microdureza da condição B1 e sua réplica (fluido semissintético).	95
Figura 46 - Perfil da microdureza da condição B2 e sua réplica (fluido semissintético).	96
Figura 47 - Perfil da microdureza da condição C1 e sua réplica (fluido sintético).	96
Figura 48 - Perfil da microdureza da condição C2 e sua réplica (fluido sintético).	96
Figura 49 - Microestruturas da peça após o fresamento na condição A1 (usinagem a seco).	97
Figura 50 - Microestruturas da peça após o fresamento na condição A2 (usinagem a seco).	97
Figura 51 - Microestruturas da peça após o fresamento na condição B1 (fluido semissintético).	97
Figura 52 - Microestruturas da peça após o fresamento na condição B2 (fluido semissintético).	98
Figura 53 - Microestruturas da peça após o fresamento na condição C1 (fluido sintético).	98
Figura 54 - Microestruturas da peça após o fresamento na condição C2 (fluido sintético).	99

LISTA DE TABELAS

Tabela 1- Pontos adotados no corpo de prova para a validação do programa computacional.	63
Tabela 2 - Comparação entre o fluxo de calor e o coeficiente convectivo estimados e de referência.	65
Tabela 3 - Composição química do aço VP100.	71
Tabela 4 - Matriz Experimental.....	72
Tabela 5 - Estimativas de q_L'' e h para as condições A1, B1 e C1 ($v_c = 200$ m/min).	91
Tabela 6 - Estimativas de q_L'' e h para as condições A2, B2 e C2 ($v_c = 450$ m/min).	91
Tabela 7- Comparação entre as temperaturas obtidas no MATLAB® e no ANSYS®.	92

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

LETRAS ROMANAS MAIÚSCULAS

A	Área aparente [m ²]
A	Condição de usinagem (a seco)
AISI	<i>American Institute of Steel and Iron</i>
APC	Aresta postiça de corte
A _R	Área real [m ²]
A1	Subcondição de usinagem (a seco com $v_c = 200$ m/min)
A2	Subcondição de usinagem (a seco com $v_c = 450$ m/min)
B	Condição de usinagem (fluido semissintético)
B1	Subcondição de usinagem (fluido semissintético com $v_c = 200$ m/min)
B2	Subcondição de usinagem (fluido semissintético com $v_c = 450$ m/min)
CNC	Controle numérico computadorizado
C	Condição de usinagem (fluido sintético)
C1	Subcondição de usinagem (fluido sintético com $v_c = 200$ m/min)
C2	Subcondição de usinagem (fluido sintético com $v_c = 450$ m/min)
D _c	Diâmetro da fresa [mm]
F	Força de atrito [N]
F _c	Força de corte [N]
F _N	Força normal [N]
F _t	Força cisalhante [N]
GN	Gauss-Newton
HMV	Dureza Dinâmica Martens
HRC	Dureza Rockwell
ISO	<i>International Standardization Organization</i>

J	Matriz Jacobiana
J_T	Matriz Jacobiana Transposta
KT	Profundidade do desgaste de cratera [mm]
L	Comprimento do corpo de prova [mm]
N	Força normal [N]
$\dot{Q}_c$	Taxa de calor [J/s]
T	Temperatura [°C]
T_∞	Temperatura ambiente [°C]
T_{exp}	Temperatura experimental [°C]
T_T	Temperatura teórica [°C]
TiAl	Nitreto de Alumínio e Titânio
T^0	Temperatura do corpo de prova no tempo atual [K]
T^1	Temperatura do corpo de prova no tempo com o incremento [K]
VB_B	Desgaste de flanco médio [mm]
VB_{Bmax}	Desgaste de flanco máximo [mm]
VB_N	Desgaste de entalhe [mm]
VF	Volumes finitos
X1	Valor de correção para o fluxo líquido de calor
X2	Valor de correção para o coeficiente convectivo
$\dot{W}_c$	Trabalho consumido no processo de usinagem [J/s]

LETRAS ROMANAS MINÚSCULAS

a	Largura do corpo de prova [mm]
a_e	Penetração de trabalho ou largura de usinagem [mm]
a_p	Profundidade de usinagem [mm]
b	Altura do corpo de prova [mm]

b_s	Comprimento da aresta alisadora do inserto [mm]
c_p	Calor específico a pressão constante [kJ/kg.K]
d_{m_m}	Diâmetro da haste da fresa [mm]
f_z	Avanço por dente da ferramenta de corte [mm/z]
h	Coeficiente convectivo [W/m²K]
h_{ant}	Coeficiente convectivo da interação anterior [W/m²K]
i_w	Largura do inserto [mm]
k	Condutividade térmica [W/m²K]
k_{cavaco}	Tensão cisalhante constante na região de aderência da ferramenta
l_a	Comprimento do inserto [mm]
l_2	Comprimento da porta-fresa [mm]
l_3	Comprimento do rebaixo do porta-fresa [mm]
l_c	Comprimento da região de escorregamento da ferramenta [mm]
l_p	Comprimento da região de aderência da ferramenta [mm]
n	Rotação do eixo-árvore [rpm]
q''	Fluxo de calor [W/m²]
q_h	Fluxo de calor por convecção [W/m²]
q_L''	Fluxo líquido de calor [W/m²]
$q_L''_{ant}$	Fluxo líquido de calor da interação anterior [W/m²]
r	Raio [m]
r	Direção radial
t	tempo [s]
r_E	Raio de ponta da ferramenta [mm]
v_c	Velocidade de corte [m/min]
x	Eixo x
y	Eixo y
z	Eixo z

LETRAS GREGAS MINÚSCULAS

γ_0	Ângulo de saída ortogonal da ferramenta [°]
δ_x	Tamanho do volume de controle em x
δ_y	Tamanho do volume de controle em y
δ_z	Tamanho do volume de controle em z
Δ	Termo de correção do método Gauss-Newton
Δt	Intervalo de tempo para o incremento na rotina computacional [s]
Δt_i	Incremento de tempo [s]
λ_s	Ângulo de inclinação do inserto [°]
μ	Coeficiente de atrito
μ_p	Coeficiente de atrito na região de escorregamento
ρ	Densidade [kg/m ³]
σ_{max}	Tensão normal máxima [Pa]
σ_n	Tensão normal [Pa]
τ_f	Tensão cisalhante [Pa]
ϕ	Ângulo de cisalhamento [°]

REFERENTE AO MÉTODO DE VOLUMES FINITOS

b	Índice referente à base do volume de controle
e	Índice referente ao lado leste do volume de controle
n	Índice referente ao lado norte do volume de controle
t	Índice referente ao topo do volume de controle
s	Índice referente ao lado sul do volume de controle
T_B	Temperatura do ponto nodal do volume de controle à base

T_E	Temperatura do ponto nodal do volume de controle à leste
T_N	Temperatura do ponto nodal do volume de controle ao norte
T_P	Temperatura do ponto nodal do volume de controle analisado
T_S	Temperatura do ponto nodal do volume de controle ao sul
T_T	Temperatura do ponto nodal do volume de controle ao topo
T_W	Temperatura do ponto nodal do volume de controle à oeste
w	Índice referente ao lado oeste do volume de controle

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	20
1.1	Objetivos	22
1.2	Estrutura do trabalho	23
2	REVISÃO DA LITERATURA.....	25
2.1	Mecanismo de formação de cavaco.....	25
2.1.1	<i>Interface cavaco-ferramenta</i>	<i>27</i>
2.2	Avarias e desgastes da ferramenta.....	31
2.2.1	<i>Desgaste de cratera</i>	<i>32</i>
2.2.2	<i>Desgaste de flanco</i>	<i>33</i>
2.2.3	<i>Deformação plástica</i>	<i>34</i>
2.2.4	<i>Trinca.....</i>	<i>34</i>
2.3	Geração de calor.....	35
2.4	Fluido de corte	37
2.5	Transferência de calor na usinagem.....	40
2.5.1	<i>Métodos analíticos.....</i>	<i>41</i>
2.5.2	<i>Métodos numéricos</i>	<i>42</i>
2.5.3	<i>Métodos experimentais.....</i>	<i>46</i>
3	PROBLEMA TÉRMICO.....	48
3.1	Modelo térmico	49
3.2	Resolução do problema direto	51
3.3	Resolução do problema inverso	59
4	VALIDAÇÃO DO MODELO MATEMÁTICO NUMÉRICO.....	63
4.1	Validação da resolução do problema direto.....	63
4.2	Validação da resolução do problema inverso.....	65
5	MATERIAIS E MÉTODOS.....	68
5.1	Planejamento experimental	68

5.2	Banco de ensaios	69
5.3	Corpos de prova	70
5.4	Ferramentas de corte	71
5.5	Procedimento experimental.....	72
5.5.1	<i>Ensaio de usinagem.....</i>	72
5.5.2	<i>Medições de microdureza.....</i>	73
5.5.3	<i>Caracterização microestrutural.....</i>	74
5.5.4	<i>Avaliação do desgaste da ferramenta.....</i>	74
6	RESULTADOS E DISCUSSÃO	76
6.1	Transferência de calor.....	76
6.2	Microdureza.....	80
6.3	Microestrutura.....	82
6.4	Desgaste da ferramenta	84
7	CONCLUSÕES	86
7.1	Recomendações para trabalhos futuros	87
	REFERÊNCIAS	88
	APÊNDICE A – Estimativas de q_L ” e h	91
	APÊNDICE B – Comparação entre as temperaturas obtidas no Matlab® e no Ansys®	92
	APÊNDICE C – Perfil da microdureza	93
	APÊNDICE D – Microestrutura da peça	97
	APÊNDICE E – Equações dos volumes de controle.....	100

1 INTRODUÇÃO

O termo usinagem é usado para descrever o processo de fabricação com remoção de material, conferindo forma, dimensões e acabamento à peça. A porção de material da peça retirada pela ferramenta, caracterizada por apresentar forma geométrica irregular, é conhecida como cavaco (MACHADO et al., 2009).

Antes de meados do século XVIII, a madeira foi o principal material a ser utilizado nas estruturas de engenharia. Para moldar peças de madeira, artesãos utilizavam máquinas-ferramentas, dentre elas o torno, que eram tipicamente construídas de madeira. Foi o motor a vapor, na Revolução Industrial, com seus cilindros metálicos com grandes dimensões que levaram à primeira grande evolução. Os materiais que constituíam as primeiras máquinas a vapor eram usinados com ferramentas de aço carbono temperado. Naquela época, apesar da evolução dos tratamentos térmicos empregados nas ferramentas, suas falhas durante a usinagem poderiam ser evitadas somente utilizando baixas velocidades de corte (TRENT; WRIGHT, 2000).

No início das máquinas a vapor, não existiam indústrias de máquinas-ferramentas. Então, do século XVIII para XIX notou-se o estabelecimento de empresas voltadas para a produção de máquinas-ferramentas e devido à produção de máquinas rígidas e eficientes, foi possível usinar um maior número de peças com maior precisão.

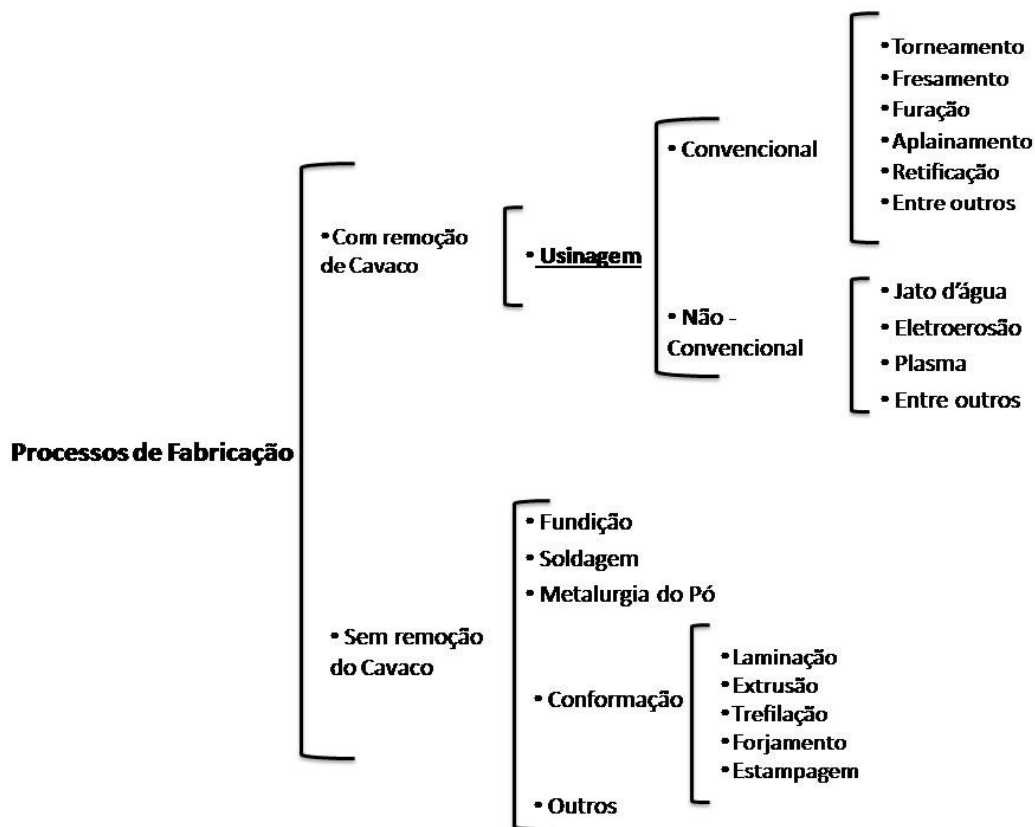
Já no século XX, um importante passo na fabricação foi a descoberta e desenvolvimento de novos materiais para ferramentas de corte. A fabricação sempre foi e ainda é uma arte em crescimento e em constante modificação pela evolução dos conhecimentos na área e pelas novas descobertas tecnológicas (SANTOS, 2008).

Segundo Davim (2008), a usinagem é um dos mais importantes processos de fabricação por apresentar uma porcentagem considerável no custo total de produtos fabricados em países industrializados. Nesses países, a atividade manufatureira responde por 20% a 30% do Produto Interno Bruto (KALPAKJIAN, 1995).

Os processos de fabricação podem ser classificados como mostra a Figura 1. A usinagem pode ser convencional e não-convencional, sendo o torneamento,

fresamento e furação, exemplos de processos convencionais, enquanto eletroerosão e corte com jato d'água são exemplos de processos não-convencionais, muito embora a definição de não-convencionalidade seja subjetiva e temporal.

Figura 1- Classificação geral dos processos de fabricação.



Fonte: Machado et al. (2009, p.4)

Existem vários fatores que influenciam o processo de usinagem, dentre eles os parâmetros de corte, ferramenta, máquina-ferramenta, material da peça, assim também subfatores como o efeito térmico e vibrações (SANTOS, 2008). Os efeitos térmicos influenciam o desgaste e avaria da ferramenta, vida da ferramenta, mecanismo de formação de cavaco e contribui para a deformação térmica das ferramentas de corte. Praticamente toda energia mecânica é convertida em calor através da deformação plástica do cavaco, do atrito entre o cavaco e a ferramenta e também do atrito entre a ferramenta e a peça. Os efeitos térmicos, dessa forma, estão relacionados com os parâmetros de corte.

Um produto importante e muito utilizado nos processos de usinagem é o fluido de corte. Os fluidos de corte possuem duas funções prioritárias que são resfriar e

lubrificar. A aplicação de fluidos de corte, feita de maneira adequada, pode reduzir o desgaste da ferramenta, diminuir os valores de rugosidade nas peças e os níveis de energia consumida (EL BARADIE, 1996; RAMOS et al., 2003). Além disso, os fluidos de corte podem reduzir custo por permitir que a velocidade de corte seja aumentada, assim como a taxa de remoção de material e a profundidade de usinagem. Na fabricação de moldes e matrizes, a utilização de fluidos de corte é muito importante devido a alguns requisitos, como acabamento, elevada dureza do material e alta resistência mecânica.

Através do estudo dos efeitos térmicos no processo de usinagem, podem-se determinar melhores condições de corte para o processo e também contribui para o desenvolvimento de produtos com melhor desempenho, como, por exemplo, o fluido de corte.

1.1 Objetivos

Este trabalho tem como objetivos principais:

- Estudar a transferência de calor em um corpo de prova, decorrente de um processo de fresamento aplicado em material para moldes e matrizes. Propõe-se para isso um modelo térmico tridimensional resolvido por um método numérico para estimar dois parâmetros: o fluxo líquido de calor e coeficiente de transferência de calor convectivo;
- Obter as curvas de temperatura experimental do processo de usinagem utilizando um fluido de corte sintético, semissintético e usinagem a seco. Com base nas curvas obtidas, estimar o fluxo líquido de calor e o coeficiente convectivo para cada fluido de corte através da implementação de um programa computacional para resolução do problema inverso do modelo térmico.

Objetivos secundários também foram considerados para verificação e controle do processo, que são:

- Obter o perfil de microdureza e a caracterização microestrutural dos corpos de prova abaixo da superfície fresada, para usinagem a seco e com fluidos, visando avaliar o efeito da lubrificação na integridade superficial da peça;
- Analisar o desgaste das ferramentas após usinagem, objetivando correlacionar a influência do calor ou desempenho dos fluidos de corte na usinabilidade do processo.

1.2 Estrutura do trabalho

No capítulo 1 aborda-se a contextualização sobre usinagem, objetivos da pesquisa e estrutura do texto.

No capítulo 2 faz-se uma revisão dos fatores que englobam a transferência de calor na usinagem, pontuando a geração de calor, suas consequências e discute-se alguns trabalhos científicos realizados a respeito deste assunto.

No capítulo 3 é apresentado o modelo matemático tridimensional considerado para o problema térmico em questão, mostra-se o método utilizado para a resolução do problema direto, por volumes finitos, e o método utilizado para o problema inverso por Gauss-Newton, discorrendo de forma geral sobre o funcionamento do programa computacional que foi desenvolvido no ambiente MATLAB[®].

Esse programa computacional é validado no capítulo 4, mostrando a forma utilizada para validar a resolução do problema direto e o problema inverso, tendo auxílio do programa comercial ANSYS[®].

No capítulo 5 são abordados os assuntos relacionados aos materiais e equipamentos utilizados, métodos de medida empregados e o procedimento experimental para coletar dados de: temperatura na usinagem para as estimativas de coeficiente convectivo e fluxo líquido de calor, microdureza e microestrutura das amostras dos corpos de prova usinados e desgaste das ferramentas de corte utilizadas.

São apresentados e analisados os resultados no capítulo 6, quais sejam as curvas de temperatura, as estimativas realizadas para o fluxo líquido de calor e

coeficiente convectivo, microdureza e microestrutura das amostras do corpo de prova e o desgaste das ferramentas de corte.

No capítulo 7 são elencadas as principais conclusões dos resultados obtidos e algumas recomendações para trabalhos futuros.

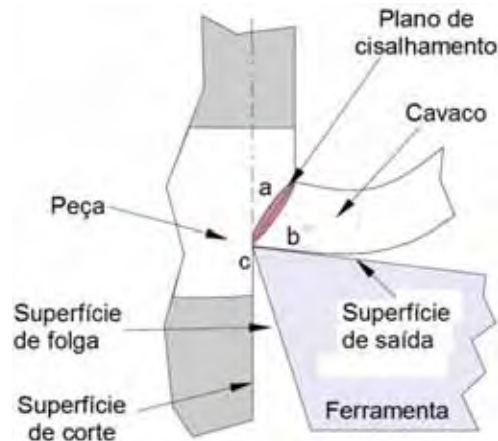
2 REVISÃO DA LITERATURA

Muitos são os fatores a serem considerados em um processo de usinagem. Para um processo ser entendido, deve-se estudar seus conceitos fundamentais com o propósito de se ter a base para a sua utilização na prática. Existem muitas áreas que podem ser estudadas em um processo de usinagem, e quando se fala em transferência de calor na usinagem, os fatores que podem constituir a base para o entendimento deste assunto estão ligados à geração de calor pelas deformações nas zonas de cisalhamento e pelo atrito. Os fatores básicos relacionados a esse assunto principal serão tratados a seguir.

2.1 Mecanismo de formação de cavaco

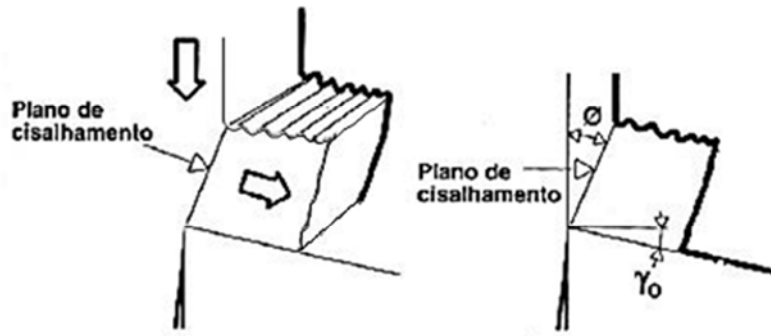
O cavaco tem uma grande variedade de forma e tamanho em operações de usinagem e possui influência em alguns fatores como o desgaste da ferramenta, esforços de corte, calor gerado na usinagem, penetração de fluido de corte, entre outros (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2000). A formação de todos os tipos de cavaco envolve o cisalhamento do material da peça no plano de cisalhamento como mostrado na Figura 2, onde a região “a” é a zona de cisalhamento primário, a região “b” é onde ocorrem as deformações na superfície inferior do cavaco devido a esforços (cisalhamento secundário) e a região “c” é a superfície de corte (cisalhamento terciário). O ângulo entre o plano de cisalhamento e a direção da velocidade de corte é chamado ângulo de cisalhamento ϕ (Figura 3). O ângulo γ_0 é o ângulo de saída ortogonal da ferramenta.

Figura 2 - Regiões da formação do cavaco.



Fonte: Adaptado de Stoeterau e Weingaertner (2004, p. 22)

Figura 3 - Representação do plano de cisalhamento e do ângulo de cisalhamento ϕ .



Fonte: Diniz, Marcondes e Coppini (2000, p. 43)

Conforme Machado et al. (2009), o processo de formação de cavaco ocorre basicamente nas seguintes etapas:

1. Penetração da cunha cortante no material da peça, onde uma pequena porção do material da peça é pressionada contra a superfície de saída da ferramenta;
2. O material pressionado deforma-se elasticamente seguido de uma deformação plástica até o estado de tensões provocarem a ruptura. Essa ruptura, na maior parte das vezes, é por cisalhamento.
3. Há o deslizamento das lamelas. Continuando com a penetração da ferramenta na peça, haverá uma ruptura que pode ser parcial ou completa dependendo da ductilidade do material e das condições de usinagem, e determinará o quanto de material rompido permanecerá unido, gerando cavacos contínuos ou descontínuos;

4. Um escorregamento da porção de material deformado e rompido ou cisalhado ocorre sobre a superfície de saída da ferramenta.

O mecanismo de formação de cavaco é tido como um fenômeno periódico. As etapas 1, 2, 3 e 4 se repetem.

2.1.1 *Interface cavaco-ferramenta*

Segundo Machado et al. (2009), as condições nas quais o escorregamento acontece (interface cavaco-ferramenta) afetam de forma marcante todo o processo, referindo-se particularmente ao mecanismo de formação de cavaco, força de usinagem, calor gerado durante o corte, temperatura de corte e taxa de desgaste das ferramentas.

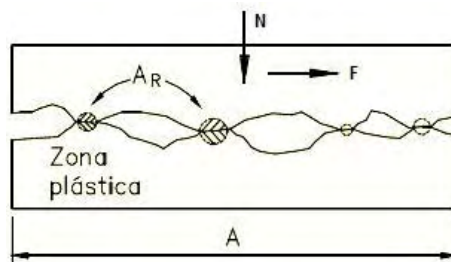
O conceito do coeficiente de atrito μ pela lei de Coulomb demonstrou que, em muitos exemplos de escorregamento de duas superfícies sólidas, uma sobre a outra, a força tangencial (ou de atrito) F necessária para iniciar ou continuar o escorregamento é proporcional à força normal N sobre a interface onde o escorregamento está acontecendo (Equação 1). O coeficiente de atrito é dependente somente destas forças citadas, mas independente da área de escorregamento das duas superfícies dos sólidos.

$$F = \mu \cdot N \quad (1)$$

A área de contato real A_R é muito menor que a área de contato aparente A . As superfícies não são perfeitas, mas possuem irregularidades, como se constituídas de microvales onde somente os picos desses vales fizessem o contato. Com a aplicação de uma força normal N , esses pontos de contato são deformados plasticamente, e a área de contato real aumenta, elevando proporcionalmente a força de atrito N , e assim respeitando a lei de Coulomb (Figura 4). Porém, se a força normal aumenta de forma indefinida, fazendo com que a área real se iguale à área aparente, desse ponto em diante o aumento da força normal não altera mais a força de atrito, isto é, a força de atrito ou força tangencial não é mais proporcional à força

normal. Neste caso, a lei de Amontou e Coulomb, na qual a força de atrito é proporcional à força normal, não é adequada.

Figura 4 - Área de contato real mostrando as microirregularidades na forma de picos e vales

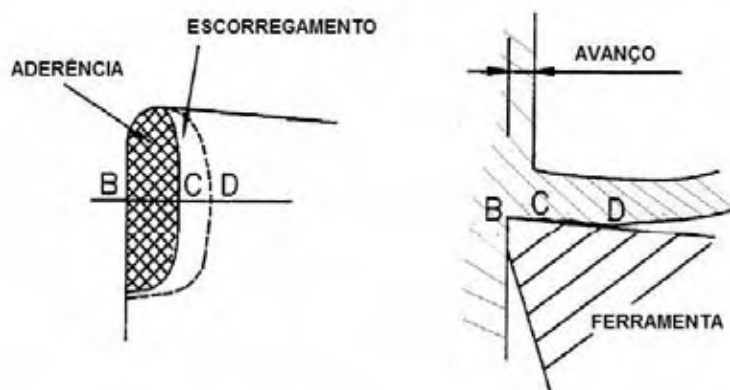


Fonte: Machado et al. (2009, p. 66)

Deste ponto de vista, a lei de Coulomb na usinagem não é apropriada. As pressões normais à superfície de saída da ferramenta são muito grandes, podendo chegar à ordem de GN/m^2 .

A região onde a área real de contato é igual à área aparente é denominada região de aderência e onde a área real é muito menor que a área aparente é denominada região de escorregamento (Figura 5). A região de aderência foi identificada e definida por Trent (1963), por meio das análises de micrografias da raiz do cavaco. Nas proximidades da interface cavaco-ferramenta, na região de aderência, existe uma zona de cisalhamento intenso, que é denominada zona de fluxo. Na zona de fluxo, encontra-se um gradiente de velocidade que inicialmente é estacionária e vai aumentando dentro de uma espessura da zona de aderência de ordem 0,01 a 0,08 mm, até atingir a velocidade do corpo do cavaco. A região de escorregamento não tem a zona de intenso fluxo de material, pois o movimento relativo acontece na interface com um início de aderência seguido por escorregamento, processo conhecido como *stick-slip*.

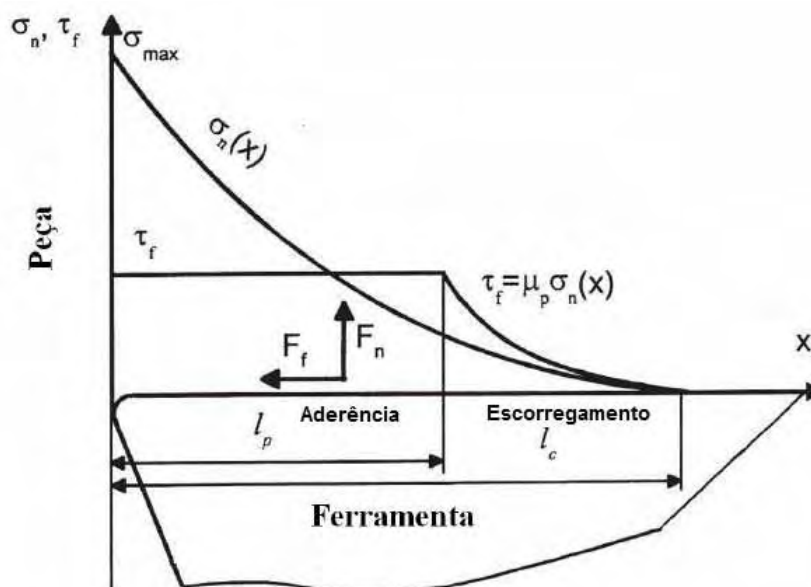
Figura 5 - Região de aderência e a região de escorregamento.



Fonte: Adaptado de Trent e Wright (2000, p. 40)

Como ilustrado na Figura 6, a tensão cisalhante é constante na região de aderência e decresce exponencialmente a zero quando o cavaco perde o contato com a ferramenta, na região de escorregamento. A tensão normal tem seu maior valor na extremidade da ferramenta e decresce exponencialmente até zero, onde o cavaco perde o contato com a superfície de saída. A tensão normal de transição entre as regiões é chamada de tensão normal limite. Na região de aderência estão as maiores temperaturas durante o processo de usinagem.

Figura 6 - Distribuição de tensão normal e cisalhante na superfície de saída da ferramenta.

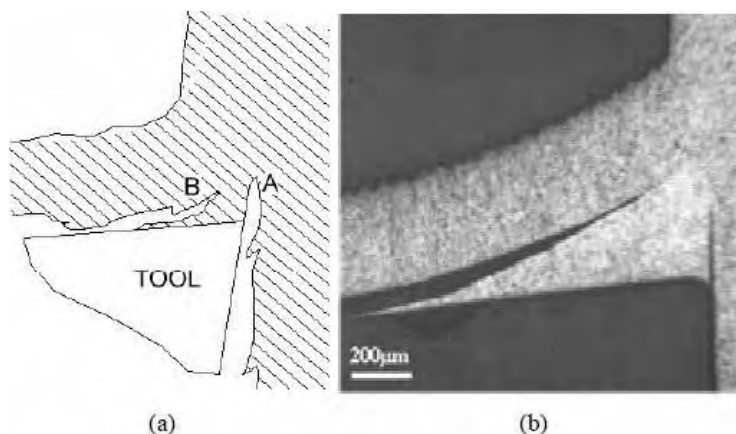


Fonte: Adaptado de Machado et al.(2009, p. 68)

Outra situação que pode acontecer na interface cavaco-ferramenta é a chamada Aresta Postiça de Corte (APC), devido a baixas velocidades de corte. Pela considerável força de atrito nessa interface, há um acúmulo de material aderido à superfície de saída da ferramenta, substituindo a zona de fluxo (REIS, 2000). A primeira camada do material da peça une-se à ferramenta por ligações atômicas, passando por um endurecimento a frio, aumentando seu limite de escoamento. Por esse motivo, a tensão de cisalhamento causada pela formação do cavaco torna-se insuficiente para arrancar a camada formada. E pela repetição do processo de formação de camadas, forma-se a APC.

A Figura 7-a mostra um desenho esquemático da APC, onde as regiões “A” e “B” próximas à fronteira entre cavaco e aresta postiça de corte são submetidas a uma contínua deformação plástica. Segundo Trent e Wright (2000), o calor gerado nesta região aumenta a temperatura acima daquela encontrada no cavaco. O calor é conduzido para ambos o cavaco e o corpo da aresta postiça. Esta é a principal fonte de aumento da temperatura da ferramenta nesta condição. A distância do topo da APC até a face da ferramenta é geralmente de poucos décimos de milímetros e a temperatura da interface da ferramenta é pouco abaixo da temperatura do topo.

Figura 7 - a) Desenho esquemático da APC e b) Micrografia da APC em uma liga Al-Si.



Fonte: Reis, Silva Júnior e Machado (2006, p.1 96)

A ponta da aresta postiça de corte é semiestável e não aumenta indefinidamente, pois periodicamente se quebra prejudicando o acabamento da superfície usinada. Como visto, a presença da APC altera a geometria da cunha de

corte e, por isso, afeta o acabamento da peça, acuracidade dimensional e influencia o desgaste da ferramenta. Segundo Reis (2000), a presença da APC com relação ao acabamento da peça e à acuracidade dimensional é sempre maléfica, pois afeta as tolerâncias dimensionais que deveriam ser alcançadas. Entretanto, para a ferramenta de corte, a presença da APC pode ser maléfica ou benéfica, como por exemplo, a quebra da ponta da APC na usinagem de aço com ferramenta de metal duro pode levar a quebra da aresta de corte. Em outros casos, como na usinagem de ferro fundido com ferramenta de aço rápido ou metal duro, a APC pode prevenir o desgaste, pelo deslocamento da ação de corte para uma posição mais afastada da aresta na superfície de saída.

2.2 Avarias e desgastes da ferramenta

De acordo com Machado et al. (2009), as avarias e desgastes são fenômenos pelos quais uma ferramenta perde sua eficácia e tanto uma como a outra estão ligadas com a perda de material da aresta de corte. A avaria pode ser de origem térmica ou mecânica e ocorre de maneira inesperada, causada por trinca ou quebra da aresta de corte, podendo levar a ferramenta à destruição total. No caso da trinca, não há perda de material, mas ela pode ser a causadora de lascamento, sulcos (no caso de trincas de origem térmica) e até mesmo a quebra da aresta. O desgaste está ligado com a perda de massa contínua e progressiva causando a mudança da geometria da ferramenta de corte. A temperatura no caso do desgaste tem um papel decisivo. Alguns dos principais mecanismos de desgastes são: aderência, abrasão e difusão.

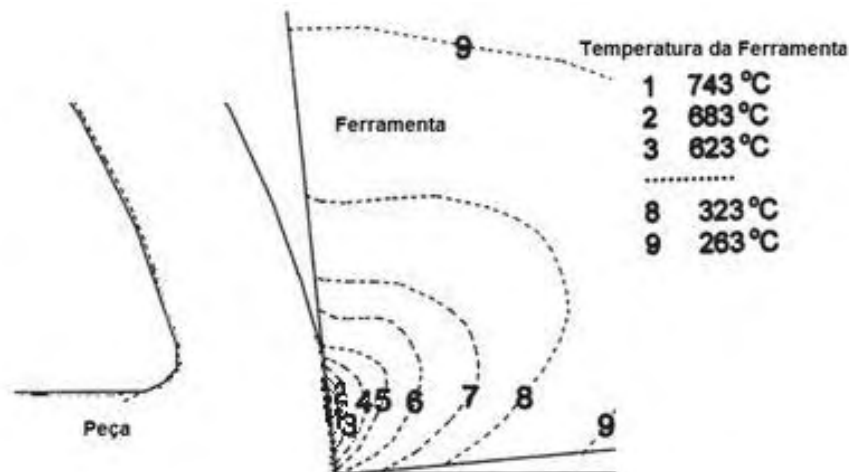
Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2000), diversos são os tipos de desgastes e avarias que ocorrem na ferramenta de usinagem. Alguns dos principais podem ser citados como:

- Desgaste de Cratera
- Desgaste de Flanco
- Deformação Plástica
- Trinca

2.2.1 Desgaste de cratera

O desgaste de cratera é causado pelo mecanismo da difusão, ativada pela temperatura, e é encontrado na superfície de saída da ferramenta. Segundo Trent e Wright (2000), na parte onde se forma a cratera é onde se encontra a região com a maior temperatura da ferramenta gerada na interface cavaco-ferramenta. A Figura 8 ilustra um exemplo da distribuição da temperatura na ferramenta CNMA 432-K68 da Kennametal Inc. com uma velocidade de corte de 90 m/min, profundidade de 1,27 mm, no processo de torneamento utilizando fluido de corte.

Figura 8 - Exemplo da distribuição da temperatura na ferramenta.



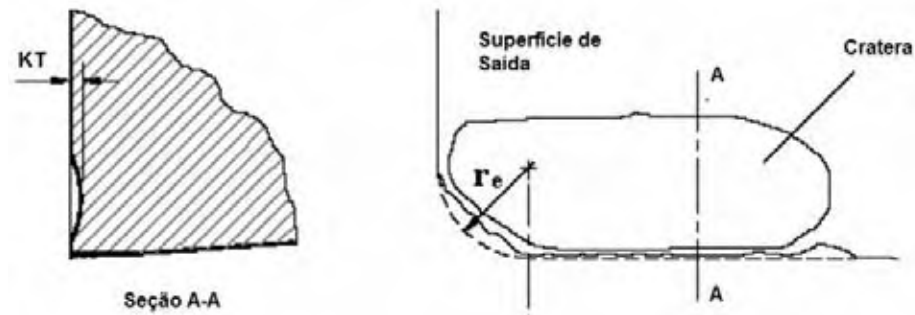
Fonte: Adaptado de Hong e Ding (2001, p. 1429)

Segundo a Norma ISO 3685 (1993), um parâmetro para quantificar o desgaste de cratera é o “KT”, que é a profundidade da cratera (Figura 9). O critério de fim de vida para ferramentas de aço rápido, metal duro e cerâmica em operação de desbaste é:

- Profundidade da cratera ($KT=0,06+0,3f$)

onde f é o avanço de corte [mm/rev].

Figura 9 - Quantificação do desgaste de cratera na ferramenta através do parâmetro KT.

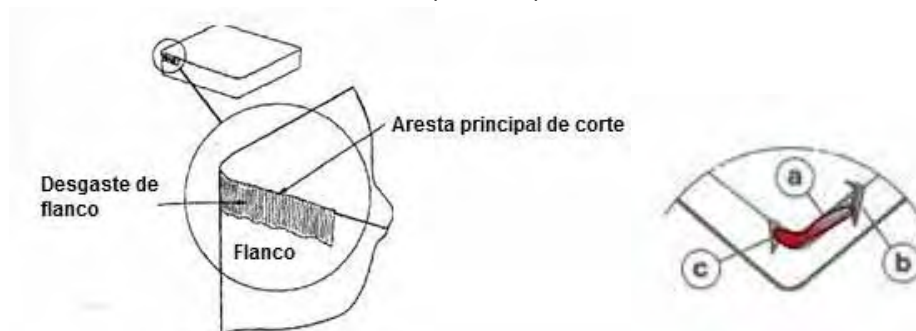


Fonte: Adaptado da Norma ISO 3685 (1993, p. 12)

2.2.2 Desgaste de flanco

O desgaste de flanco é causado pelo atrito entre a ferramenta e a peça e ocorre na superfície de folga da ferramenta. Em algumas ocasiões também ocorre a formação dos desgastes de entalhe, sempre nos dois extremos de contato entre a superfície de folga da ferramenta e a peça (Figura 10).

Figura 10 - Desgaste de Flanco na ferramenta ("a") com entalhes associados ("b"="c").



Fonte: Adaptado de Diniz, Marcondes e Coppini (2000, p. 106)

Alguns parâmetros utilizados pela Norma ISO 3685 (1993) quantificam esse desgaste: VB_B , $VB_{B\text{máx}}$ e VB_N , que são respectivamente o desgaste de flanco médio, desgaste de flanco máximo e o desgaste de entalhe. Os critérios de fim de vida para ferramentas de aço rápido, metal duro e cerâmica são:

- Desgaste de Flanco médio ($VB_B=0,3$ mm).
- Desgaste de Flanco máximo ($VB_{B\text{máx}}=0,6$ mm)
- Desgaste de entalhe ($VB_N=1$ mm)

2.2.3 Deformação plástica

A deformação plástica é classificada como um tipo de avaria da ferramenta (Figura 11). Os causadores da deformação plástica da aresta de corte são a pressão aplicada à ponta da ferramenta e a alta temperatura gerada pelo atrito. As consequências são um acabamento da peça afetado e a deficiência no controle de cavaco. O crescimento da deformação pode levar até a quebra da ferramenta.

Essa avaria pode ser evitada pela utilização de uma ferramenta com maior dureza a quente e maior resistência à deformação plástica. Pode-se também mudar as condições de corte ou geometria da peça visando a diminuição dos esforços e da temperatura de corte.

Figura 11 - Deformação plástica na ferramenta de corte.



Fonte: Sandvik Coromant (2009, p. 128)

2.2.4 Trinca

A trinca é um tipo de avaria da ferramenta causada pela variação da temperatura (origem térmica) ou pelos esforços mecânicos (origem mecânica). A variação da temperatura é gerada por alguns fatores como: corte interrompido, acesso irregular do fluido de corte, entre outros. As trincas de origem mecânica podem surgir em consequência dos “choques mecânicos” durante a entrada da aresta de corte na peça ou durante a saída dela da peça. As trincas causadas por origem térmica são perpendiculares à aresta de corte (Figura 12), enquanto as oriundas de origem mecânica são paralelas à aresta.

Figura 12 - Trincas térmicas na ferramenta de corte.



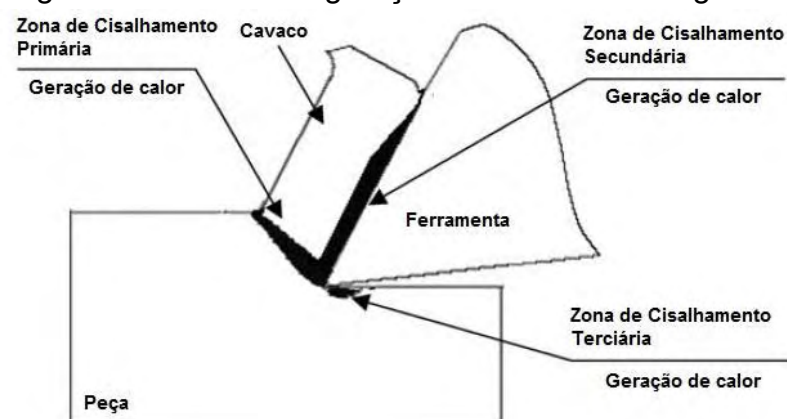
Fonte: Sandvik Coromant (2009, p. 28)

2.3 Geração de calor

No processo de usinagem, a ferramenta executa a ação de corte superando a resistência ao cisalhamento do material da peça. Consequentemente, isto gera uma grande quantidade de calor altamente localizada na zona de cisalhamento. Geralmente, quando a temperatura aumenta, a resistência do material da peça diminui, aumentando a ductilidade e potencializando a deformação (ABUKHSHIM; MATIVENGA; SHEIKH, 2005).

As principais regiões onde o calor é gerado durante o processo de usinagem são mostradas na Figura 13.

Figura 13 - Fontes de geração de calor na usinagem.

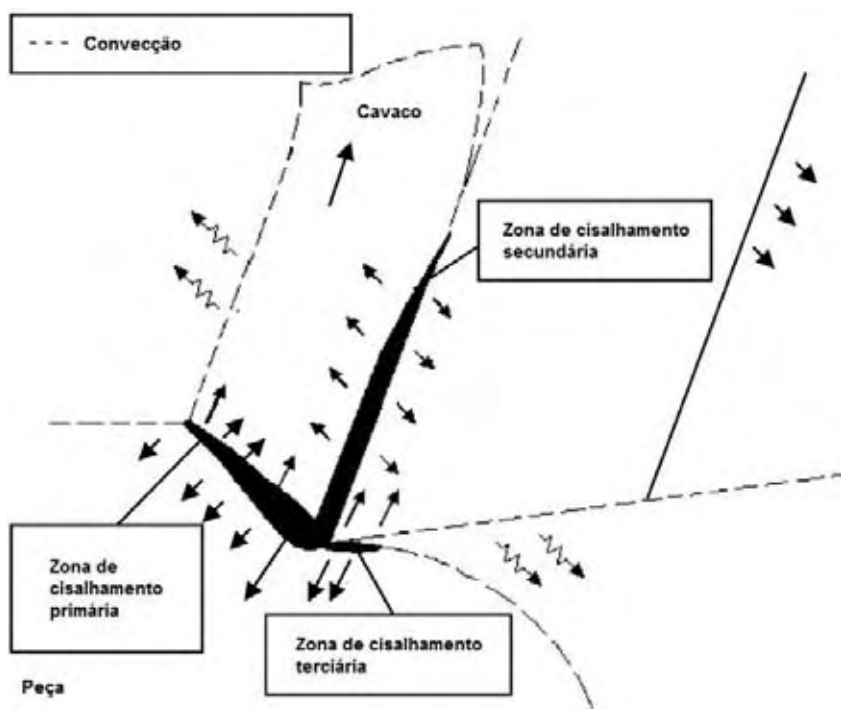


Fonte: Adaptado de Abukhshim, Mativenga e Sheikh (2005, p.7 83)

A geração de calor nas zonas primária e secundária é altamente dependente das condições de corte, enquanto na zona terciária a geração de calor é fortemente influenciada pelo desgaste de flanco da ferramenta. O aumento da temperatura na ferramenta é principalmente devido à zona de cisalhamento secundária (ABUKHSHIN; MATIVENGA; SHEIKH, 2005).

O calor é dissipado das zonas primária, secundária e terciária pelo cavaco, ferramenta e peça. A Figura 14 mostra esquematicamente a dissipação de calor. O calor gerado no plano de cisalhamento é conduzido para o cavaco e para a peça, o calor gerado na zona secundária dissipa-se por condução para a ferramenta e para o cavaco, enquanto o calor gerado na zona terciária dissipa-se para a peça e para a ferramenta. O calor dissipado para o cavaco é perdido por convecção e radiação para o meio.

Figura 14 - Representação de um modelo da transferência de calor de três fontes de calor.



Fonte: Adaptado de Abukhshim, Mativenga e Sheikh (2005, p. 784)

O calor gerado pode ser estimado por medidas de forças de corte. Conhecendo as forças de corte, a taxa de energia consumida no processo de usinagem é dada pela Equação (2):

$$\dot{W}_c = F_c \cdot v_c \quad (2)$$

onde $\dot{W}_c$ [W] é a potência de corte, F_c [N] é a força de corte e v_c [m/s] é a velocidade de corte [m/min]. Assumindo que todo o trabalho realizado no processo de usinagem

é convertido em calor Q_c [J/s], então a geração de calor na zona primária pode ser calculada pelo trabalho realizado (Equação 3).

$$\dot{Q}_c = \dot{W}_c = F_c \cdot v_c \quad (3)$$

2.4 Fluido de corte

Os fluidos de corte exercem um importante papel na usinagem e basicamente possuem duas funções principais que é lubrificar em velocidades de cortes relativamente baixas e resfriar em velocidades de corte relativamente altas (SHAW, 1997). Em velocidades relativamente altas, é importante diminuir os efeitos da temperatura na ferramenta e na peça usinada para possibilitar uma maior vida da ferramenta de corte e uma melhor precisão dimensional da peça. Neste caso, um fluido à base de água deve ser utilizado. Em velocidades relativamente baixas, o efeito de lubrificação facilitará o escoamento do cavaco na superfície de saída da ferramenta, diminuindo o coeficiente de atrito e gerando uma menor rugosidade na peça. Neste caso, um fluido a base de óleo deve ser utilizado.

O fluido de corte também tem a função de ajudar a remoção do cavaco da zona de corte e proteger a máquina-ferramenta e a peça contra corrosão, mas essas funções comparadas com a de lubrificar e resfriar são menos importantes (SALES; DINIZ; MACHADO, 2000).

Segundo Kuram et al. (2010), os fluidos de corte são mais utilizados no processo de furação, removendo os cavacos de dentro dos furos, prevenindo a quebra da ferramenta. Muitos tipos de fluidos de corte como fluidos a base de óleo vegetal ou mineral, óleos emulsionáveis, sintéticos e semissintéticos são largamente usados em usinagem.

A seleção do fluido de corte adequado depende de vários fatores, dentre eles o tipo do processo de usinagem, o material da peça a ser usinado e o material da ferramenta.

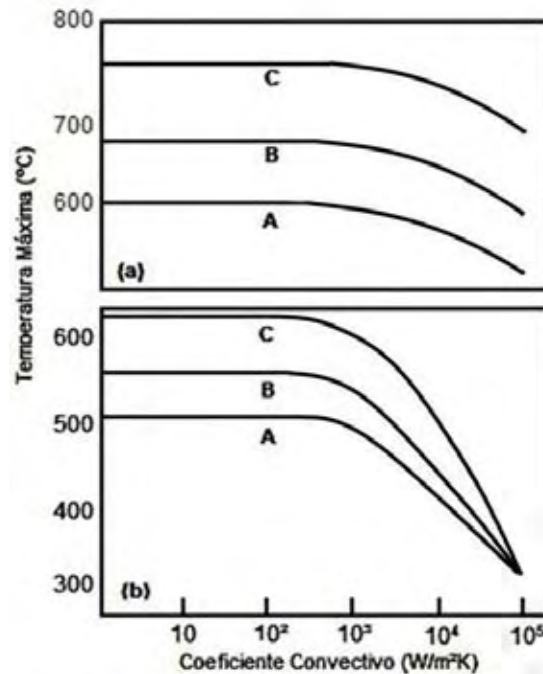
Segundo Çakir et al. (2007), o primeiro estudo sobre fluido de corte foi realizado pelo W. H. Northcott em 1868 em um livro intitulado “A Treatise on Lathes and Turning”. Em meados da década de 1890, Frederick W. Taylor enfatizou que a

utilização do fluido de corte permitiria a aplicação de maiores velocidades de corte, uma maior taxa de remoção de material e um desgaste menor das ferramentas de corte. Isto explica o uso extensivo e as variações dos fluidos de corte. Entretanto, uma das principais desvantagens de sua aplicação são os danos causados ao meio ambiente.

Segundo Braghini Junior (2002), o aspecto negativo dos fluidos de corte é o aumento do custo de produção pela necessidade de ter-se um sistema de refrigeração e também pelas trocas periódicas de fluido e sua consequente reciclagem. Porém, alguns materiais e processos de usinagem são econômica e tecnologicamente viáveis, levando-se em consideração vidas de ferramenta e qualidades superficiais necessárias.

Dentre os aspectos dos fluidos de corte, o coeficiente de transferência de calor por convecção (h), dado em $[W/m^2K]$, é a variável mais importante durante a troca de calor entre a região de formação de cavaco e o fluido (BRAGHINI JUNIOR, 2002). Os estudos de Childs, Maekawa e Maulik (1988) demonstraram que a distribuição de temperatura tem forte dependência de um resfriamento com um coeficiente de transferência de calor (h) entre 10^3 e $10^4 W/m^2K$. A Figura 15 mostra que a temperatura máxima localizada na superfície de saída da ferramenta não é influenciada pelo resfriamento para um coeficiente de transferência de calor (h) menor que $10^3 [W/m^2K]$.

Figura 15 - Influência do coeficiente de transferência de calor por convecção na:
 a) máxima temperatura da superfície de saída da ferramenta e
 b) na máxima temperatura do flanco da ferramenta em algumas velocidades de corte
 (A: 33 m/min; B: 46 m/min; C: 61 m/min).



Fonte: Adaptado de Childs, Maekawa e Maulik (1988, p. 1006-1019)

A influência da vazão do fluido de corte sobre a redução da temperatura de usinagem é muito pequena. Li (1996) observou-se que a redução da temperatura de corte foi muito pequena para um grande aumento da vazão de fluido de corte. Para uma vazão de 10 l/min aplicada na superfície de saída da ferramenta, um aumento de 50% na vazão causou uma redução da temperatura em torno de 13%, enquanto um aumento de 380% diminuiu a temperatura em cerca de 40%. Segundo o mesmo pesquisador, isso pode ser explicado por dois aspectos:

- O aumento no coeficiente de transferência de calor por convecção não é linearmente proporcional ao aumento da vazão;
- A aplicação do fluido de corte remove calor somente pelas superfícies expostas. Estas não representam as principais regiões de corte onde estão presentes as principais regiões de geração de calor.

2.5 Transferência de calor na usinagem

Um problema tradicional é a abordagem analítica, computacional e experimental do perfil de temperatura na ferramenta durante o processo de usinagem. Em geral, a distribuição da temperatura de corte é um problema de balanço de energia com fortes interações entre a peça, o cavaco e a ferramenta. Medir temperatura e estimar a distribuição de calor na usinagem é difícil devido à estreita banda de cisalhamento, obstáculos do cavaco e à natureza do fenômeno de contato, onde dois corpos (ferramenta e cavaco) estão em contato contínuo e movendo-se entre si. Segundo Palazzo, Pasquino e Bellomo (2001), esta complexa interação faz o problema ser de difícil resolução e também de difíceis condições de medida experimental, devido às incertezas.

A usinagem dos metais não é um processo completamente compreendido devido à natureza altamente não linear do processo e o complexo acoplamento entre deformação e o campo de temperatura. O processo de usinagem pode ser associado com altas temperaturas na zona de interface ferramenta-cavaco e, por isso, os aspectos térmicos do processo de corte afetam fortemente a precisão. O processo de deformação é altamente concentrado em uma zona pequena e as temperaturas geradas nas zonas de deformação afetam tanto a ferramenta quanto a peça (ABUKHSHIM; MATIVENGA; SHEIKH, 2005).

Durante os últimos 80 anos, a evolução tem sido muito lenta quanto à determinação com precisão da distribuição de temperatura na ferramenta (aresta de corte). Segundo Cooke et al. (2007), enquanto a tecnologia tem se aperfeiçoado, a lista dos fenômenos explorados para medir temperatura tem se alterado pouco.

Como já visto, a energia mecânica é convertida em calor através da deformação plástica do cavaco e do atrito entre a ferramenta e a peça. Em decorrência destes fenômenos, o problema de usinagem pode ser tratado como um problema térmico, com uma fonte de energia, o calor, que é fornecido à ferramenta, gerando um gradiente térmico (SANTOS, 2008). Nesse contexto, existem os problemas térmicos ditos diretos, onde o fluxo de calor é conhecido, podendo obter a distribuição da temperatura pela equação da difusão, e também os problemas inversos, onde o fluxo de calor não é conhecido, e é obtido através de temperaturas medidas experimentalmente e através da equação da difusão. Em um problema

direto as causas são conhecidas e os efeitos são determinados, enquanto em um problema inverso apenas os efeitos são conhecidos, tendo como objetivo a determinação das suas causas.

Os métodos apresentados a seguir são utilizados no estudo dos problemas da transferência de calor na usinagem.

2.5.1 Métodos analíticos

Os modelos analíticos podem ser usados para a validação de soluções aproximadas obtidas através de métodos numéricos, podem possuir aplicação direta em problemas reais reduzindo o custo computacional e facilitar o entendimento e a análise de problemas físicos (FERNANDES, 2009). Entretanto, o processo de usinagem é complexo de se reproduzir analiticamente e, por isso, simplificações são consideradas no modelo, desprezando, por exemplo, a convecção e dimensões complicadas, entre outros fatores. Por este motivo, até mesmo os modelos analíticos são considerados aproximações (NASCIMENTO, 2011). Segundo Santos (2008), as soluções analíticas têm grande importância, pois servem de base para o desenvolvimento de novos estudos e metodologias. Segundo o mesmo autor, são poucos os trabalhos que resolvem um problema térmico de usinagem tridimensional analiticamente, devido à complexidade e porque existem formulações numéricas que são mais fáceis e fornecem resultados mais aproximados dos exatos. Alguns dos métodos mais utilizados para resolução analítica do problema térmico são: Funções de Green e Transformada de Laplace.

Trigger e Chao (1951), citados por Machado et al. (2009), desenvolveram em regime permanente um modelo analítico bidimensional para calcular o aumento da temperatura média do cavaco assim que deixa o plano de cisalhamento, considerando como fonte de calor o plano de cisalhamento. Calcularam, também, a temperatura média da interface cavaco-ferramenta, baseando-se em duas fontes de calor: plano de cisalhamento e interface ferramenta-cavaco. Eles assumiram que 90% do fluxo de calor gerado foram para o cavaco e 10% foram para a peça. Também assumiram que a superfície da peça e a superfície usinada eram adiabáticas.

Loewen e Shaw (1954), citados por Machado et al. (2009), desenvolveram um modelo similar ao de Trigger e Chao (1951). Algumas das hipóteses consideradas foram as seguintes:

- A energia total conservada tem origem nas fontes primária e secundária;
- As fontes de geração de calor se concentram em planos;
- O fluxo de calor nessas regiões é constante;
- Não há dissipação para o ambiente na região de formação de cavaco considerada.

Os trabalhos de Trigger e Chao (1951) e Loewen e Shaw (1954) são considerados como ponto de partida para os estudos nessa área (MACHADO et al., 2009).

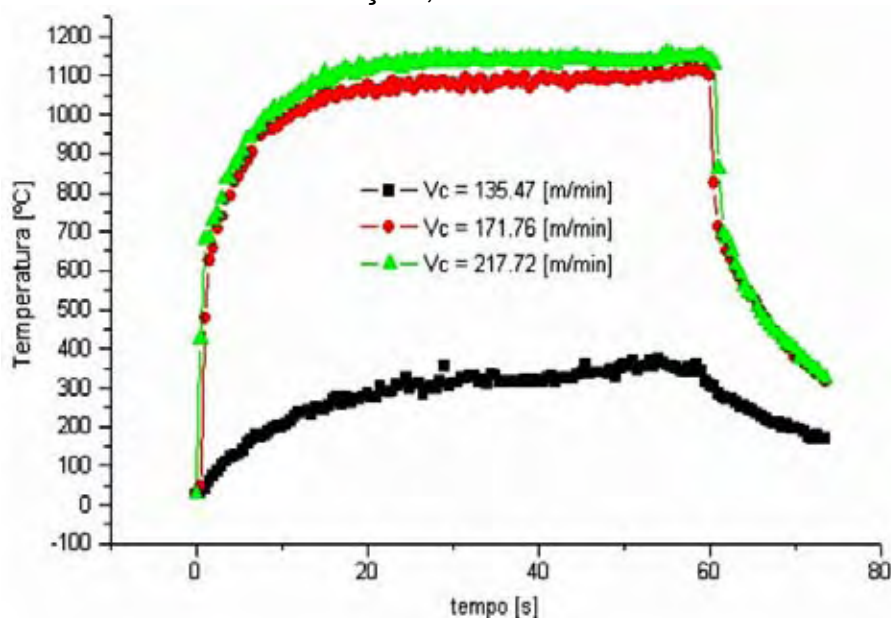
2.5.2 Métodos numéricos

Outro método muito utilizado para estimar de forma aproximada o campo de temperatura na usinagem é o método numérico. A resolução parte apenas de dados de entrada, não tendo necessariamente de se realizar a operação de usinagem (MACHADO et al., 2009). Devido ao avanço computacional nos últimos tempos, a técnica difundiu-se muito. Os métodos mais encontrados na literatura para a resolução dos problemas térmicos diretos são: Elementos Finitos, Diferenças Finitas e Volumes Finitos.

Um método numérico resolve uma ou mais equações diferenciais, substituindo as derivadas existentes na equação por expressões algébricas que envolvem a função incógnita. A solução do sistema algébrico é obtida para um número finito de pontos. Se caso houver a necessidade de calcular 100 valores da variável no domínio, tem-se 100 incógnitas, sendo necessárias 100 equações algébricas, formando um sistema de 100 equações e 100 incógnitas. No método dos volumes finitos, as equações aproximadas são obtidas através de balanços de conservação da propriedade envolvida no volume finito associada à interpretação física com a matemática (MALISKA, 1995).

No trabalho de Carvalho et al. (2004), um modelo de condução de calor tridimensional transiente, discretizado a partir de uma malha variável, foi usado para o cálculo da temperatura no processo de usinagem por torneamento. O fluxo de calor foi obtido por uma técnica de resolução de problemas inversos. Conhecido o fluxo de calor, determinou-se através da resolução do problema direto, a temperatura em qualquer posição da ferramenta. O software usado foi o INV3D[®], implementado através de volumes finitos. A Figura 16 mostra um dos resultados obtidos pelo autor, a variação da temperatura pela velocidade de corte.

Figura 16 - Temperaturas na interface cavaco-ferramenta considerando 3 velocidades de cortes diferentes, profundidade de usinagem 1,5 mm no raio e avanço 0,138 mm/rot.



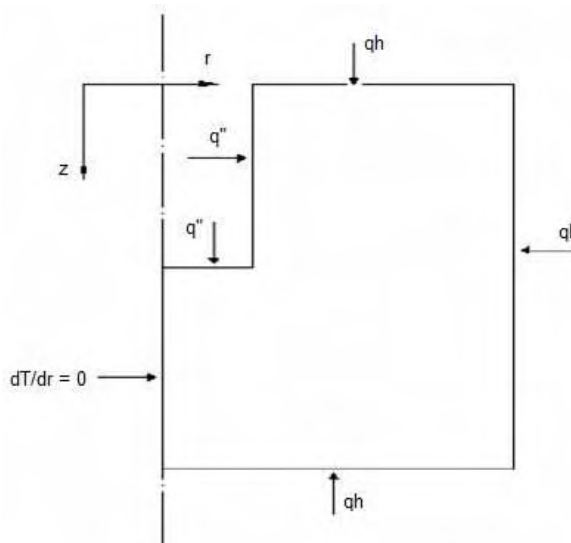
Fonte: Carvalho (2004)

No trabalho de Santos (2008), desenvolveu-se um novo algoritmo computacional para o INV3D[®], que permitiu obter soluções de problemas diretos para modelos com formas geométricas complexas. Além disso, estudou técnicas inversas existentes para avaliar a mais conveniente.

Guimarães, Guimarães e Carvalho (2006) estudaram o comportamento térmico na peça durante um processo de furação. Primeiramente, propuseram a obtenção de uma solução numérica do problema escolhido. Então, dois modelos transientes foram testados: unidimensional retangular e bidimensional radial. Em

ambos os casos, a peça foi modelada. Para isso, a técnica de volumes finitos foi utilizada. A Figura 17 mostra o modelo térmico bidimensional através de uma vista do plano radial da peça. O fluxo de calor, q'' , transiente está localizado na superfície submetida ao processo de furação. No eixo de simetria, dT/dr é igual a zero e a transferência de calor por convecção, q_h , é considerada nas demais faces.

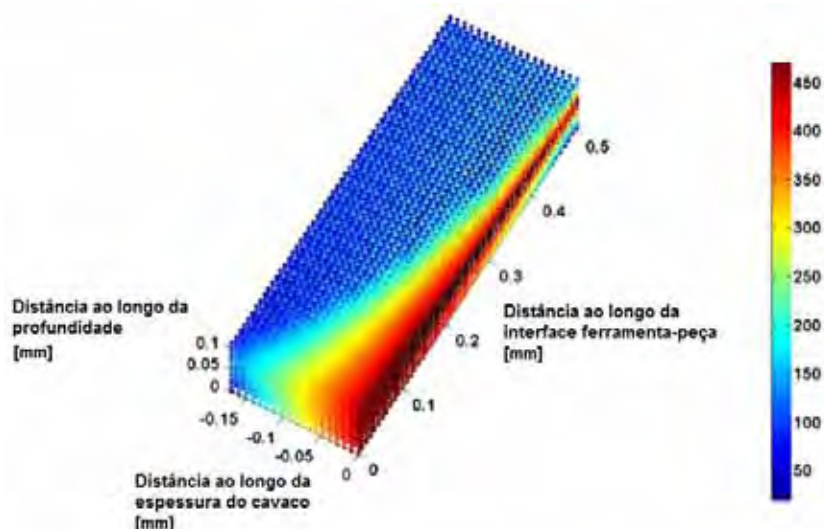
Figura 17 - Modelo térmico 2D para transferência de calor no processo de furação.



Fonte: Guimarães, Guimarães e Carvalho (2006)

Ulutan, Lazoglu e Dinc (2008) estimaram o campo de temperatura no cavaco, ferramenta e peça durante o fresamento dos aços AISI 1050 e H13, usando ferramentas de metal duro sem revestimento. Para isso, utilizou-se um modelo numérico baseado no método de diferenças finitas. A Figura 18 mostra a distribuição de temperatura do cavaco para um ângulo de inclinação da ferramenta de 6° e uma velocidade de corte de 80 m/min.

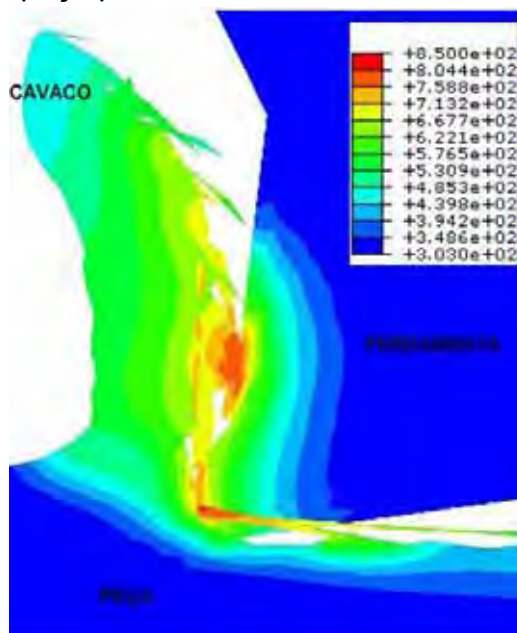
Figura 18 - Distribuição da temperatura do cavaco.



Fonte: Adaptado de Ulutun, Lazoglu e Dinc (2008)

Nascimento (2011) desenvolveu um modelo numérico para simular um processo de fresamento lateral em corte ortogonal para obter a distribuição de temperatura durante todo o tempo de contato entre a ferramenta e a peça. Para isso, utilizou-se do programa ABAQUS® baseado no método de Elementos Finitos para a solução das equações que governam o modelo. A Figura 19 mostra a distribuição de temperatura durante a formação de cavaco.

Figura 19 - Campo de temperatura [K] para o tempo de 5 ms, após início de contato entre ferramenta-peça para uma velocidade de corte de 150 mm/min.



Fonte: Nascimento (2011)

2.5.3 Métodos experimentais

Estes métodos utilizam-se, geralmente, de dispositivos ou sensores que permitem quantificar o gradiente de temperatura através de sinais elétricos. De acordo com Childs (2001), os fatores que podem ser considerados quando se escolhe um método são: faixa de temperatura, robustez do sensor, perturbação da temperatura por meio do sensor, qualidade do sinal quanto aos ruídos, tempo de resposta e incertezas. Esses fatores devem ser analisados segundo os seguintes critérios: facilidade de calibrar, disponibilidade, custo e tamanho.

O torneamento é um dos processos mais investigados e o estudo da temperatura nesse processo não é exceção (COOKE et al., 2007). As primeiras estimativas da temperatura no torneamento foram feitas examinando a cor dos cavacos oxidados, o chamado método termofísico. A capacidade de fazer medidas quantitativas começou com o uso dos termopares.

A técnica termopar ferramenta-peça apresenta somente valores médios para temperatura. Outra técnica utilizando termopar é a de inserção no interior da ferramenta. Entretanto, esta técnica possui a dificuldade de instalação em função das pequenas dimensões da ferramenta e também pela distorção dos resultados,

pois os efeitos de difusão de calor na ferramenta são alterados com a introdução do termopar e principalmente pela realização do microfuro (CARVALHO et al., 2004).

Segundo Palazzo, Pasquino e Bellomo (2001), geralmente as medidas são obtidas por termopares. Contudo, o número de pontos medidos é limitado e utilizado numa zona não tão próxima ao ponto de contato entre peça e ferramenta.

Outro método de medida é a utilização de uma câmera com visualização infravermelho, câmera termográfica. Assim, evita-se alguns problemas técnicos relacionados com os métodos tradicionais, implicando numa medição sem interferência ou perturbação, onde não são afetadas pelas vibrações. No entanto, só permite a medição em superfícies expostas durante a operação.

A técnica baseia-se na variação da cor com a temperatura. Essa variação é relacionada com o aumento da temperatura. No trabalho de Palazzo, Pasquino e Bellomo (2001), o desenvolvimento do modelo foi diretamente relacionado com as informações experimentais obtidas pela técnica da câmera infravermelho.

O aperfeiçoamento do modelo pode ser constantemente relacionado com as informações experimentais. Segundo Carvalho et al. (2004), a técnica de utilização de sensores infravermelhos ou pirômetros ópticos é limitada devido à dificuldade de medida da área de contato entre a peça e a ferramenta. Para o uso destes sensores, é necessário o conhecimento preciso da propriedade radioativa emissividade. O autor salienta ainda que esta propriedade varia com a temperatura.

3 PROBLEMA TÉRMICO

Neste trabalho, o estudo da transferência de calor no processo de fresamento é realizado no corpo de prova. Este tem por objetivo encontrar os parâmetros de fluxo líquido de calor e coeficiente de transferência de calor convectivo. Através desses parâmetros encontrados, pode-se comparar a transferência de calor entre uma usinagem utilizando fluido de corte e uma usinagem a seco. Esses parâmetros não são conhecidos inicialmente e devem ser determinados através da resolução numérica do problema direto e inverso do modelo proposto para o corpo de prova.

Com base em Versteeg e Malalasekera (1995), três elementos essenciais em uma resolução por método numérico podem ser listados: pré-processamento, processamento e o pós-processamento.

O pré-processamento envolve:

- Definir a geometria da região de interesse: o domínio computacional;
- Gerar a malha: dividir o domínio em volumes de controle;
- Especificar a equação governante;
- Especificar as condições de contorno, que coincidem com as fronteiras do domínio;
- Especificar as propriedades, tais como: densidade, condutividade térmica, calor específico, entre outros;
- Selecionar o fenômeno físico que precisa ser modelado.

O processamento está ligado a:

- Discretização das equações e condições de contorno;
- Transformação da equação diferencial em equação algébrica;
- Resolver o sistema de equações algébricas.

O pós-processamento é o tratamento dos resultados:

- Obtenção de gráficos.

As etapas utilizadas neste trabalho para a resolução do problema térmico serão abordadas a seguir.

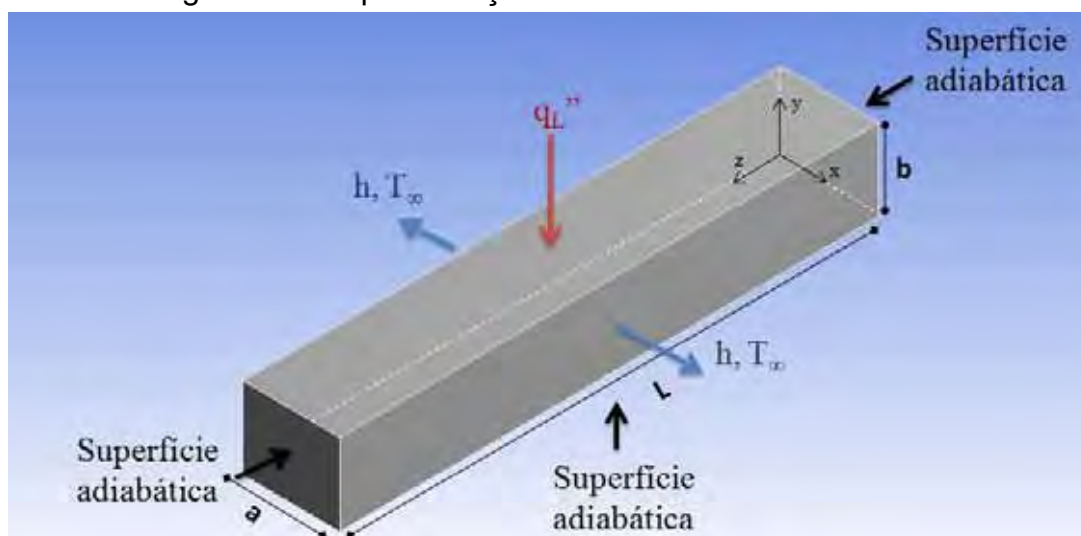
3.1 Modelo térmico

No modelo térmico desenvolvido, analisa-se a transferência de calor em um corpo de prova durante o processo de usinagem por fresamento. Este modelo considera o corpo de prova tridimensional e o processo de troca de calor em regime transiente.

A

Figura 20 mostra de forma representativa o modelo adotado. O corpo de prova possui dimensões: “a” na direção x, “b” na direção y, e “L” na direção z.

Figura 20 - Representação do modelo térmico adotado.



Fonte: Elaboração do autor

As variáveis q_L'' , h e T_∞ são respectivamente o fluxo líquido de calor, o coeficiente de transferência de calor convectivo e a temperatura ambiente. O fluxo líquido de calor é a diferença entre o fluxo de calor produzido pela ferramenta no processo de usinagem e o fluxo de calor retirado pelo fluido de corte na superfície superior. O fluido de corte também é aplicado nas duas faces laterais do corpo de prova e provoca a retirada de calor nessas áreas pela convecção. As faces que não estão em contato com o fluido de corte são consideradas adiabáticas. A temperatura

do fluido de corte e a temperatura do corpo de prova são as mesmas que a temperatura ambiente no tempo inicial antes do processo de usinagem.

A equação governante que descreve o problema da Figura 20 é apresentada na Equação (4), equação da difusão de calor tridimensional transiente.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4)$$

As variáveis T , t , k , ρ e c_p são respectivamente a temperatura do corpo de prova, o tempo, a condutividade térmica do material, a massa específica do material, e o calor específico do material. A variável temperatura é função das coordenadas x , y e z e do tempo.

As condições de contorno consideradas para o problema são listadas a seguir:

- Para direção x :

$$\left(k \frac{\partial T(0,y,z,t)}{\partial x} \right) = h(T(0,y,z,t) - T_{\infty}) \quad (5)$$

$$\left(k \frac{\partial T(a,y,z,t)}{\partial x} \right) = -h(T(a,y,z,t) - T_{\infty}) \quad (6)$$

- Para direção y :

$$\left(k \frac{\partial T(x,0,z,t)}{\partial y} \right) = 0 \quad (7)$$

$$\left(k \frac{\partial T(x,b,z,t)}{\partial y} \right) = q_L'' \quad (8)$$

- Para direção z :

$$\left(k \frac{\partial T(x,y,0,t)}{\partial z} \right) = 0 \quad (9)$$

$$\left(k \frac{\partial T(x,y,L,t)}{\partial z} \right) = 0 \quad (10)$$

A condição inicial para o problema é indicada na Equação (11). No tempo inicial o corpo de prova está à temperatura ambiente.

$$T(x, y, z, 0) = T_{\infty} \quad (11)$$

As seguintes simplificações foram impostas ao modelo térmico:

- O material do corpo de prova é isotrópico;
- O fluxo líquido de calor é constante;
- O coeficiente de transferência de calor é constante e igual para as faces resfriadas pelo fluido de corte.

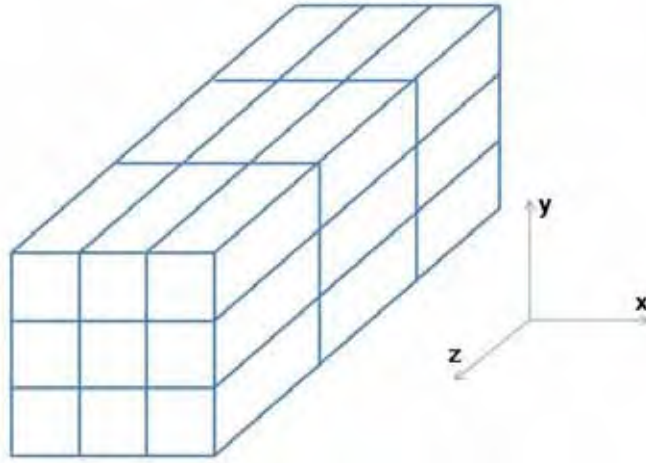
A formulação matemática quando resolvida, fornece a distribuição de temperatura no corpo de prova.

3.2 Resolução do problema direto

Para a resolução do problema direto, aplicou-se um método numérico conhecido como volumes finitos. A resolução por volumes finitos utilizou-se do esquema totalmente implícito e foi desenvolvida a resolução no ambiente MATLAB[®]. O domínio de estudo, que é o corpo de prova, foi subdividido em volumes de controle elementares que constitui a malha do domínio.

A malha inicial do domínio, capaz de representar o problema térmico, possui 27 volumes de controle como mostra a Figura 21.

Figura 21 - Malha inicial gerada no corpo de prova capaz de representar o problema térmico (27 volumes de controle).



Fonte: Elaboração do autor

Para a discretização da equação governante, Equação (4), é integrada espacialmente nas três direções e no tempo, mostradas nas Equações (12) a (13).

$$\int_{t_0}^{t_1} \int_w^e \int_s^n \int_b^t \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx dy dz dt + \int_{t_0}^{t_1} \int_w^e \int_s^n \int_b^t \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) dx dy dz dt + \int_{t_0}^{t_1} \int_w^e \int_s^n \int_b^t \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) dx dy dz dt = \int_{t_0}^{t_1} \int_w^e \int_s^n \int_b^t \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} dx dy dz dt \quad (12)$$

Os índices e, w, n, s, t e b estão relacionados às superfícies do volume de controle elementar à, respectivamente: leste, oeste, norte, sul, topo e base do volume de controle (Figura 22). Então reescrevendo a Equação (12), integrada no espaço e no tempo, tem-se:

$$\left[\left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right)_e - \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right)_w \right] \delta_y \delta_z + \left[\left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right)_n - \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right)_s \right] \delta_x \delta_z + \left[\left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right)_t - \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right)_b \right] \delta_x \delta_y = \rho c_p \delta_x \delta_y \delta_z \frac{(T^1 - T^0)}{\Delta t_i} \quad (13)$$

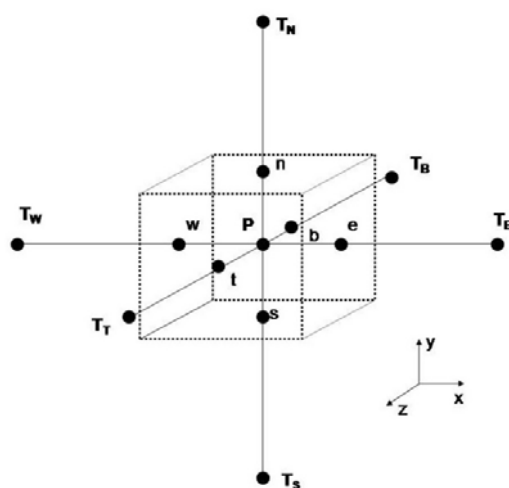
As variáveis δ_x , δ_y , δ_z , Δt_i , T^1 e T^0 são respectivamente, o tamanho do volume de controle em x, o tamanho do volume de controle em y, o tamanho do volume de

controle em z, o incremento do tempo, temperatura do corpo de prova no tempo com o incremento e a temperatura no tempo atual do corpo de prova.

Os pontos nodais T_P , T_W , T_E , T_S , T_N , T_B e T_T , na Figura 22, são respectivamente a temperatura do volume de controle analisado, a temperatura do volume de controle vizinho localizado à oeste no eixo x, a temperatura do volume de controle vizinho localizado à leste no eixo x, a temperatura do volume de controle vizinho localizado ao sul no eixo y, a temperatura do volume de controle vizinho localizado ao norte no eixo y, a temperatura do volume de controle vizinho localizado à base no eixo z e a temperatura do volume de controle localizado ao topo no eixo z.

Nota-se na Equação (13) que os termos de fluxo de calor possuem uma derivada parcial da temperatura do corpo de prova pelo espaço e, por isso, ainda devem ser aproximados. Esses termos de fluxo de calor possuem índices relacionados às faces do volume de controle: e, w, n, s, t e b; e estão relacionados com qual tipo de mecanismo de transferência de calor está ocorrendo nessas faces. Cada volume de controle do domínio deve ser avaliado segundo os mecanismos de transferência de calor que predominam em cada uma das seis faces do volume de controle.

Figura 22 - Volume de controle elementar com os pontos das superfícies w, e, s, n, b, t e os pontos nodais vizinhos.



Fonte: Elaboração do autor

Para aproximar os termos de fluxo de calor nos volumes de controle das faces localizadas nas fronteiras do corpo de prova, utilizam-se as Equações (5) a (10), que

são as equações de condições de contorno. As faces dos volumes de controle que não estão nas fronteiras do corpo de prova, mas que estão em contato com a face de outro volume de controle vizinho são aproximadas como mostram as Equações (14) a (19).

$$\left(k \frac{\partial T}{\partial x}\right)_w = k \frac{T_P - T_W}{\delta_x} \quad (14)$$

$$\left(k \frac{\partial T}{\partial x}\right)_e = k \frac{T_E - T_P}{\delta_x} \quad (15)$$

$$\left(k \frac{\partial T}{\partial y}\right)_s = k \frac{T_P - T_S}{\delta_y} \quad (16)$$

$$\left(k \frac{\partial T}{\partial y}\right)_n = k \frac{T_N - T_P}{\delta_y} \quad (17)$$

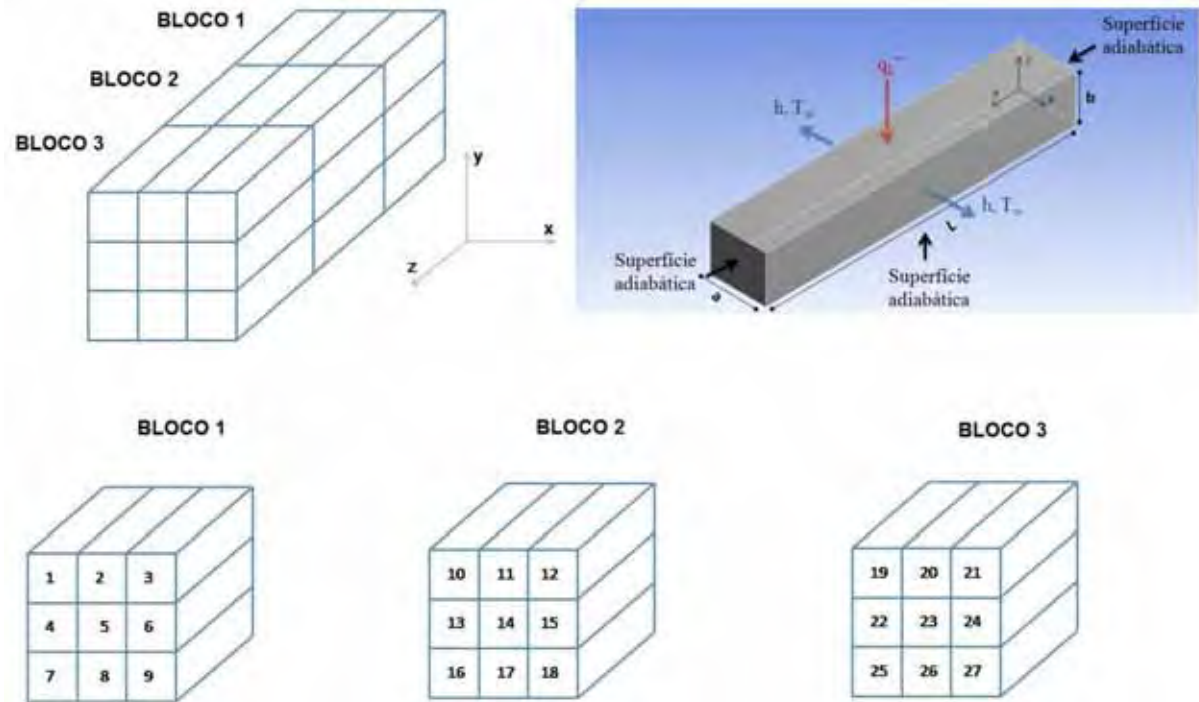
$$\left(k \frac{\partial T}{\partial z}\right)_b = k \frac{T_P - T_B}{\delta_z} \quad (18)$$

$$\left(k \frac{\partial T}{\partial z}\right)_t = k \frac{T_T - T_P}{\delta_z} \quad (19)$$

As aproximações podem ser substituídas na Equação (13) segundo a análise individual de cada volume de controle. Feitas as substituições, as equações, antes diferenciais, se tornam um sistema linear algébrico de equações e incógnitas de mesmo número.

Para facilitar o desenvolvimento da resolução, foi numerado cada volume de controle como mostra a Figura 23. O corpo de prova foi dividido em três blocos para que a numeração fosse realizada.

Figura 23 - Numeração dos volumes de controle dividido em três blocos.



Fonte: Elaboração do autor

Utilizando a Equação (13), avaliou-se individualmente cada volume de controle e foi escrito um conjunto de equações para o domínio (corpo de prova). Cada volume de controle foi analisado segundo um balanço de conservação de energia e, por isso, cada volume de controle possui uma equação característica. Por exemplo, o volume de controle 1 possui na coordenada x , na face oeste, um fluxo de calor convectivo e na face leste, um fluxo de calor por difusão do volume de controle vizinho 2; possui, na coordenada y , na face norte, um fluxo de calor q_L'' e na face sul, um fluxo de calor por difusão do volume de controle vizinho 4; possui na coordenada z , na face do topo, um fluxo de calor por difusão do volume de controle vizinho 10 e na face da base, um fluxo zero, que é a superfície adiabática. Escrevendo a Equação (20), do volume de controle 1, com base na Equação (13), tem-se:

$$\left[k \frac{T_E - T_P}{\delta_x} - h(T_P - T_\infty) \right] \delta_y \delta_z + \left[q_L'' - k \frac{T_P - T_S}{\delta_y} \right] \delta_x \delta_z + \left[k \frac{T_T - T_P}{\delta_z} - 0 \right] \delta_x \delta_y = \rho c_p \delta_x \delta_y \delta_z \frac{(T^1 - T^0)}{\Delta t_i} \quad (20)$$

Então rearranjando a Equação (20) chega-se a Equação (21).

$$(a_E + a_S + a_T + ap^0 + h\delta_y\delta_z)T_P = a_ET_E + a_ST_S + a_TT_T + ap^0T_P^0 + hT_\infty\delta_y\delta_z + q_L''\delta_x\delta_z \quad (21)$$

onde:

- $a_E = \frac{k\delta_y\delta_z}{\delta_x}$
- $a_S = \frac{k\delta_x\delta_z}{\delta_y}$
- $a_T = \frac{k\delta_x\delta_y}{\delta_z}$
- $ap^0 = \frac{\rho c_p \delta_x \delta_y \delta_z}{\Delta t_i}$

Substituindo os pontos nodais da Equação (21) pela numeração adotada na Figura 23, tem-se a Equação (22) para o volume de controle 1.

$$(a_E + a_S + a_T + ap^0 + h\delta_y\delta_z)T_1 = a_ET_2 + a_ST_4 + a_TT_{10} + ap^0T_1^0 + hT_\infty\delta_y\delta_z + q_L''\delta_x\delta_z \quad (22)$$

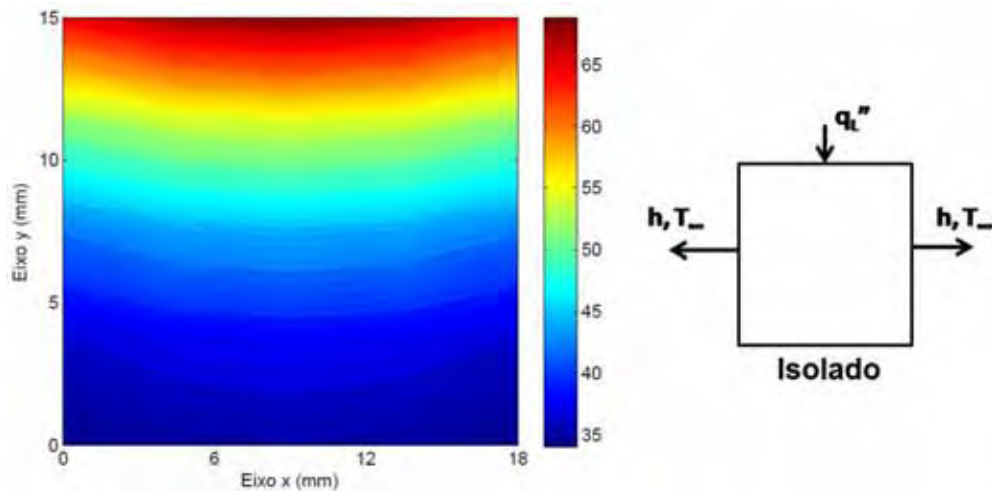
Então, seguindo o mesmo procedimento, um conjunto de 27 equações algébricas lineares pode ser escrito. As 27 equações determinadas descrevem a transferência de calor em cada parte do corpo de prova e serão utilizadas mesmo quando aplicado um refinamento de malha no domínio. Feito um refinamento de malha, uma mesma equação característica pode ser utilizada em mais de um volume de controle por estarem num mesmo lugar onde aquela equação é válida. O conjunto de equações tem número de variáveis igual ao número de equações e foram resolvidas pelo método iterativo de Gauss-Seidel. As 27 equações são mostradas no Apêndice E.

As equações resolvidas mostram a distribuição de temperatura no corpo de prova como resposta. Este modelo térmico é transiente, ou seja, a temperatura varia com o tempo. Para cada incremento de tempo as temperaturas são determinadas na resolução do sistema linear das equações características de cada volume de controle. Assim, pode-se ter um histórico como se comporta a temperatura em função do tempo no corpo de prova.

Na resolução direta, como já dita, as causas são impostas para se determinar os efeitos. Neste caso, para avaliar a parte da resolução direta do modelo considerado, testou-se um caso arbitrário.

Os resultados obtidos inicialmente foram para um aço AISI H13, considerando valores arbitrários para o fluxo líquido de calor de 150 kW/m^2 e coeficiente de transferência de calor convectivo de $1000 \text{ W/m}^2\text{K}$. A temperatura inicial considerada para o corpo de prova foi de $25 \text{ }^\circ\text{C}$. O corpo de prova adotado tem dimensões: $a = 18 \text{ mm}$, $b = 15 \text{ mm}$ e $L = 100 \text{ mm}$. A malha adotada para este teste utilizou-se da configuração $5 \times 5 \times 3$, por ser uma malha que, neste caso, mostrou-se suficiente para representar o problema. O tempo escolhido para que a temperatura variasse foi de 9 segundos com um incremento de 0,1 segundo. Então, partindo do tempo zero, a cada 0,1 s de incremento, as temperaturas eram determinadas até atingir o tempo total de 9 s. A Figura 24 mostra a distribuição de temperatura obtida na seção transversal para o tempo final de 9 s.

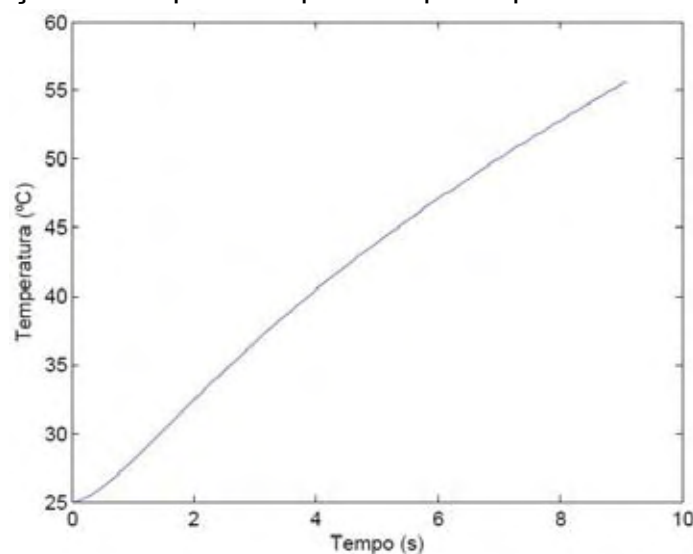
Figura 24 - Distribuição de temperatura na secção transversal do corpo de prova para o $t = 9$ s.



Fonte: Elaboração do autor

Para estas condições, a temperatura máxima no corpo de prova obtida foi de $69,8^{\circ}\text{C}$ e a temperatura mínima de 35°C . A Figura 25 mostra um gráfico da evolução da temperatura pelo tempo no ponto $x=9$ mm, $y=10,5$ mm e $z=100$ mm. Há um aumento não linear da temperatura com o tempo durante o processo de usinagem. A temperatura máxima alcançada no corpo de prova no ponto analisado, com 9 segundos de usinagem, teve valor igual a $55,6^{\circ}\text{C}$. O corpo de prova partiu com temperatura inicial de 25°C .

Figura 25 - Evolução da temperatura pelo tempo no ponto $x = 9$ mm, $y = 10,5$ mm.



Fonte: Elaboração do autor

3.3 Resolução do problema inverso

O método inverso tem por objetivo estimar as causas através dos efeitos produzidos. Os efeitos, neste caso, são as temperaturas em um determinado ponto do corpo de prova variando com o tempo. E as causas referem-se ao fluxo líquido de calor e ao coeficiente convectivo. Em resumo, os valores de fluxo de calor e coeficiente convectivo refletem nos valores das temperaturas no corpo de prova. A princípio, esses dois parâmetros não são conhecidos e devem ser determinados através da resolução do problema inverso.

A estimativa do fluxo de calor e do coeficiente convectivo pode ser obtida com base em dados coletados de temperatura experimental no corpo de prova. Para a estimativa, necessitam-se tanto da temperatura teórica obtida da resolução do problema direto quanto das temperaturas experimentais coletadas no corpo de prova.

O programa computacional, desenvolvido em ambiente MATLAB®, consiste em partir de uma estimativa inicial para o coeficiente de transferência de calor e para o fluxo líquido de calor (h e q_L). Então, através da resolução do problema direto obtêm-se as respostas que são as temperaturas teóricas em cada passo de tempo em um ponto. Comparam-se os valores das temperaturas teóricas com as temperaturas experimentais medidas no mesmo ponto e tempo. Logo em seguida, através da resolução do problema inverso, corrige-se os parâmetros de fluxo líquido de calor e coeficiente convectivo pelo termo de correção. Uma nova iteração é realizada com os novos valores de coeficiente convectivo e fluxo líquido de calor estimados até que o termo da correção tenda a zero.

O método utilizado neste trabalho para a resolução do problema inverso foi o Gauss-Newton, que se baseia na expansão da série de Taylor, avaliando as primeiras derivadas. Essa equação é utilizada na análise entre a temperatura teórica com a temperatura experimental. A Equação (23) mostra o método de Gauss-Newton para cálculo das estimativas.

$$(J_T J) \Delta = -J_T (\vec{T}_T - \vec{T}_{exp}) \quad (23)$$

As variáveis J , J_T , $\vec{T}_T$, $\vec{T}_{exp}$ e Δ são respectivamente a matriz Jacobiana, matriz Jacobiana transposta, temperatura teórica, temperatura experimental e o termo de correção. A matriz Jacobiana, de ordem $n \times 2$, é formada pelas derivadas parciais da temperatura teórica em relação aos parâmetros que estão sendo estimados, como mostra a Equação (24). A matriz Jacobiana pode ter “n” elementos de temperatura, segundo a magnitude do vetor temperatura.

$$J = \begin{bmatrix} \frac{\delta T_1}{\delta q_L} & \frac{\delta T_1}{\delta h} \\ \frac{\delta T_2}{\delta q_L} & \frac{\delta T_2}{\delta h} \\ \vdots & \vdots \\ \frac{\delta T_n}{\delta q_L} & \frac{\delta T_n}{\delta h} \end{bmatrix} \quad (24)$$

O termo Δ é uma matriz de ordem 2×1 , que contém os dois termos de correção para o fluxo líquido de calor e coeficiente convectivo, que devem ser determinadas. Substituindo a Equação (24) na Equação (23), tem-se:

$$\left\{ \begin{bmatrix} \frac{\delta T_1}{\delta q_L} & \frac{\delta T_2}{\delta q_L} & \dots & \frac{\delta T_n}{\delta q_L} \\ \frac{\delta T_1}{\delta h} & \frac{\delta T_2}{\delta h} & \dots & \frac{\delta T_n}{\delta h} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\delta T_1}{\delta q_L} & \frac{\delta T_1}{\delta h} \\ \frac{\delta T_2}{\delta q_L} & \frac{\delta T_2}{\delta h} \\ \vdots & \vdots \\ \frac{\delta T_n}{\delta q_L} & \frac{\delta T_n}{\delta h} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_1 \\ X_2 \end{bmatrix} \right\} = - \begin{bmatrix} \frac{\delta T_1}{\delta q_L} & \frac{\delta T_2}{\delta q_L} & \dots & \frac{\delta T_n}{\delta q_L} \\ \frac{\delta T_1}{\delta h} & \frac{\delta T_2}{\delta h} & \dots & \frac{\delta T_n}{\delta h} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_{T1} - T_{exp1} \\ T_{T2} - T_{exp2} \\ \vdots \\ T_{Tn} - T_{expn} \end{bmatrix} \quad (25)$$

As variáveis X_1 e X_2 são respectivamente, o valor de correção para o fluxo líquido de calor e coeficiente convectivo. Após a multiplicação das matrizes, chega-se em um sistema linear como mostra a Equação (26).

$$\begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} \\ a_{21} & a_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_1 \\ X_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} b_{11} \\ b_{21} \end{bmatrix} \quad (26)$$

Resolvendo o sistema linear, encontra-se os valores de correção de q_L'' e h . Através desses valores de correção, novos valores de coeficiente convectivo e fluxo líquido de calor são determinados. Com esses novos valores, volta-se à resolução direta e calcula-se novamente as temperaturas teóricas para uma nova análise e uma nova estimativa dos parâmetros.

A condição de convergência para os parâmetros q_L'' e h são mostradas nas Equações (27) e (28). O parâmetro de convergência para o fluxo líquido de calor é diferente para o coeficiente convectivo, devido a ordem de grandeza de cada variável. Enquanto essas duas condições não forem satisfeitas durante as iterações do programa computacional, as estimativas continuam.

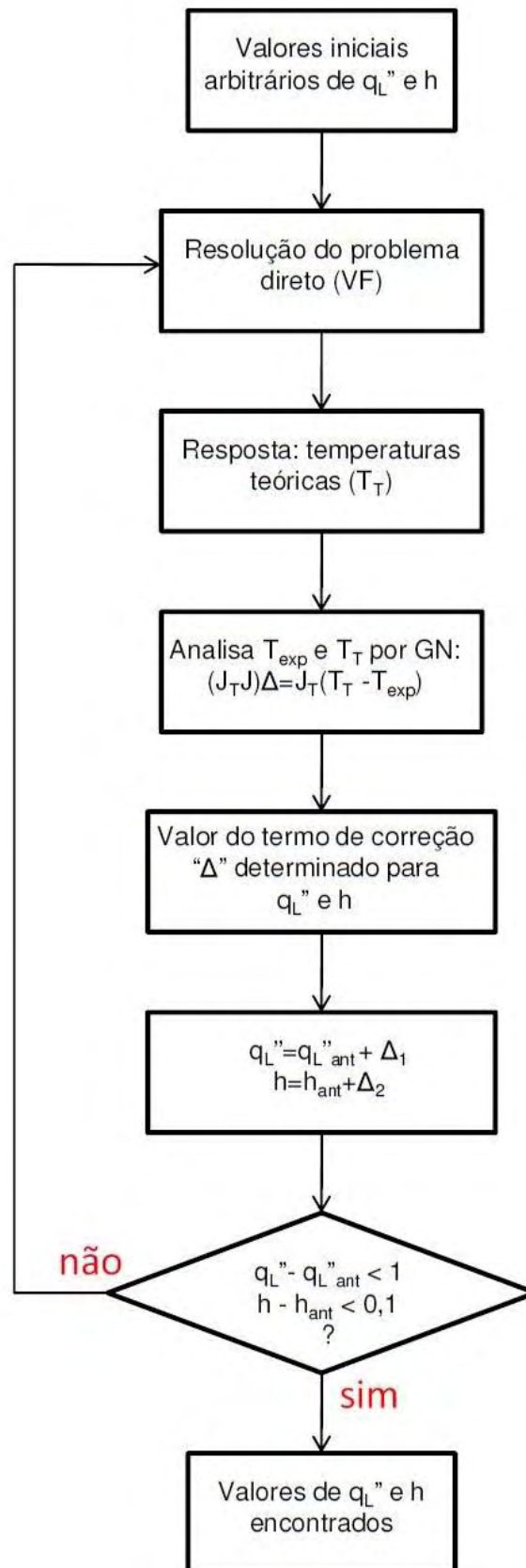
$$q_L'' - q_{L''_{ant}} < 1 \quad (27)$$

$$h - h_{ant} < 0,1 \quad (28)$$

As variáveis $q_{L''_{ant}}$ e h_{ant} referem-se aos valores estimados de coeficiente convectivo e fluxo de calor na iteração anterior. As Equações (27) e (28) comparam os valores estimados atuais e anteriores. Para o fluxo de calor, a condição de convergência tem valor maior do que para o coeficiente convectivo.

A Figura 26 mostra um fluxograma simplificado da rotina computacional empregada neste trabalho para estimar o coeficiente convectivo e fluxo líquido de calor.

Figura 26 - Fluxograma simplificado da rotina computacional.



Fonte: Elaboração do autor

4 VALIDAÇÃO DO MODELO MATEMÁTICO NUMÉRICO

Desenvolvido toda a programação no ambiente computacional MATLAB®, as validações foram realizadas para a parte da resolução do problema direto e para a resolução do problema inverso. Para a validação, utilizou-se como referência o programa computacional comercial ANSYS®.

4.1 Validação da resolução do problema direto

A validação do problema direto teve como critério comparar os resultados obtidos pelo programa ANSYS® com os resultados do programa computacional desenvolvido neste trabalho no ambiente MATLAB®. O problema térmico foi reproduzido no ANSYS® com as mesmas condições de contorno, dimensões do corpo de prova e propriedades do material do corpo de prova.

O método utilizado para validar a parte da resolução direta do programa computacional foi coletar as temperaturas para cada passo de tempo em alguns pontos do corpo de prova e comparar os resultados nos dois programas. O passo de tempo foi de $\Delta t = 0,1$ s para um tempo total de 9 s. Foram escolhidos três pontos variando apenas a coordenada y e os demais eixos fixados como mostra a Tabela 1.

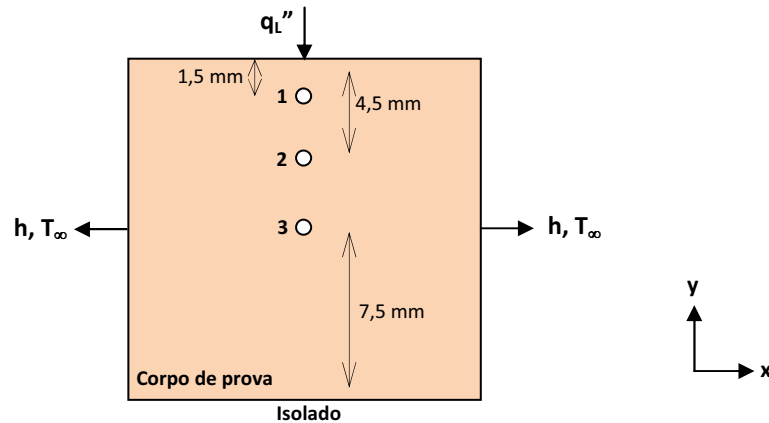
Tabela 1- Pontos adotados no corpo de prova para a validação do programa computacional.

Eixo	Ponto (m)		
	1	2	3
X	9,00e-03	9,00e-03	9,00e-03
Y	13,5e-03	10,5e-03	7,50e-03
Z	0,1	0,1	0,1

Fonte: Elaboração do autor

A Figura 27 mostra a localização dos pontos no corpo de prova e as condições de contorno. A superfície que está sob o fluxo líquido de calor é a superfície superior, onde o ponto 1 está mais próximo. O ponto 3 está localizado no centro do corpo de prova.

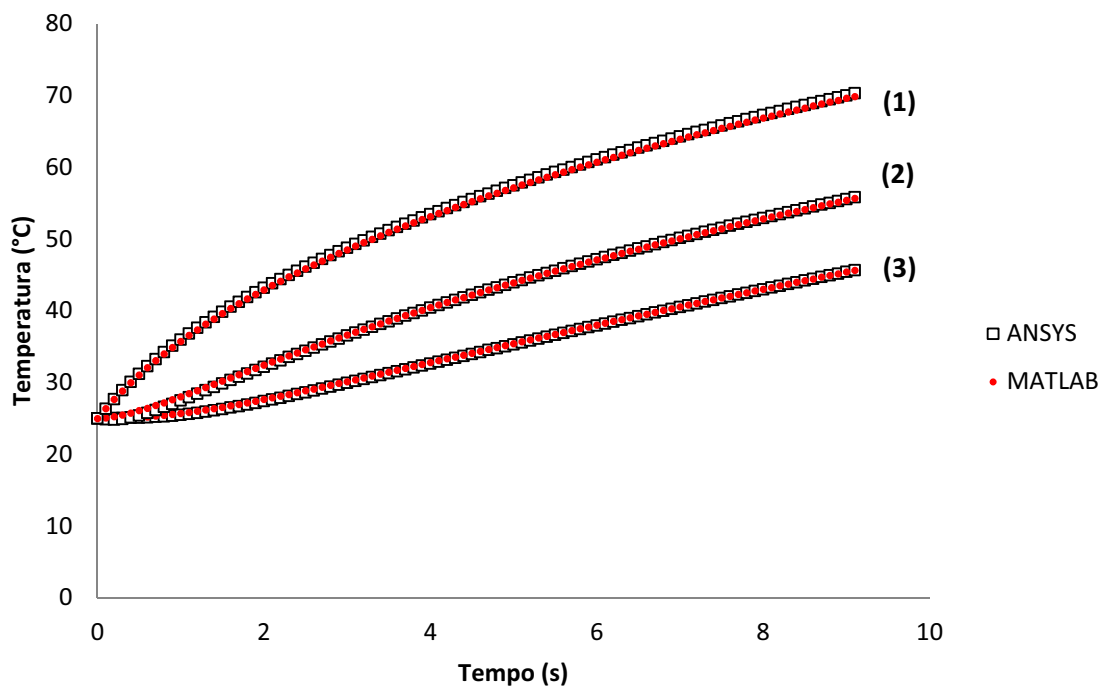
Figura 27 - Pontos adotados no corpo de prova para a validação do programa computacional.



Fonte: Elaboração do autor

As respostas obtidas e as comparações entre os programas computacionais são mostrados na Figura 28. Os resultados foram para um aço AISI H13, considerando valores para o fluxo líquido de calor de 150 kW/m^2 e coeficiente de transferência de calor convectivo de $1000 \text{ W/m}^2\text{K}$. A temperatura inicial considerada para o corpo de prova foi de 25°C .

Figura 28 - Comparação entre as temperaturas obtidas no ANSYS® e no MATLAB® para a resolução do problema direto (Ponto 1, 2 e 3).



Fonte: Elaboração do autor

As temperaturas obtidas da resolução do problema direto pelo método numérico por volumes finitos mostraram-se coerentes quando comparadas com os resultados obtidos no programa ANSYS®. A maior diferença encontrada nas respostas de temperatura nos três pontos foi de aproximadamente 2,7%. Mais detalhes podem ser encontrados no Apêndice B.

4.2 Validação da resolução do problema inverso

Validada a parte da resolução do problema direto, parte-se para a validação da resolução do problema inverso. Para validar a resolução do problema inverso do programa desenvolvido neste trabalho em MATLAB®, foram coletadas as temperaturas nos mesmos três pontos em relação ao tempo no modelo desenvolvido no programa ANSYS®. Esses dados coletados no ANSYS® simulam as temperaturas experimentais. Através desses dados de temperatura, o programa desenvolvido em MATLAB® estima o coeficiente de transferência de calor e o fluxo líquido de calor que foram utilizados no ANSYS®. Torna-se uma resolução no sentido contrário, por isso do nome ser resolução do problema inverso.

O fluxo líquido de calor e o coeficiente de transferência de calor arbitrados e utilizados no ANSYS® foram, respectivamente, 150 kW/m² e 1000 W/m²K. O desafio da resolução do problema inverso é estimar esses valores de referência utilizados no ANSYS® somente através dos dados de temperaturas coletadas no mesmo. Os resultados obtidos são mostrados na Tabela 2.

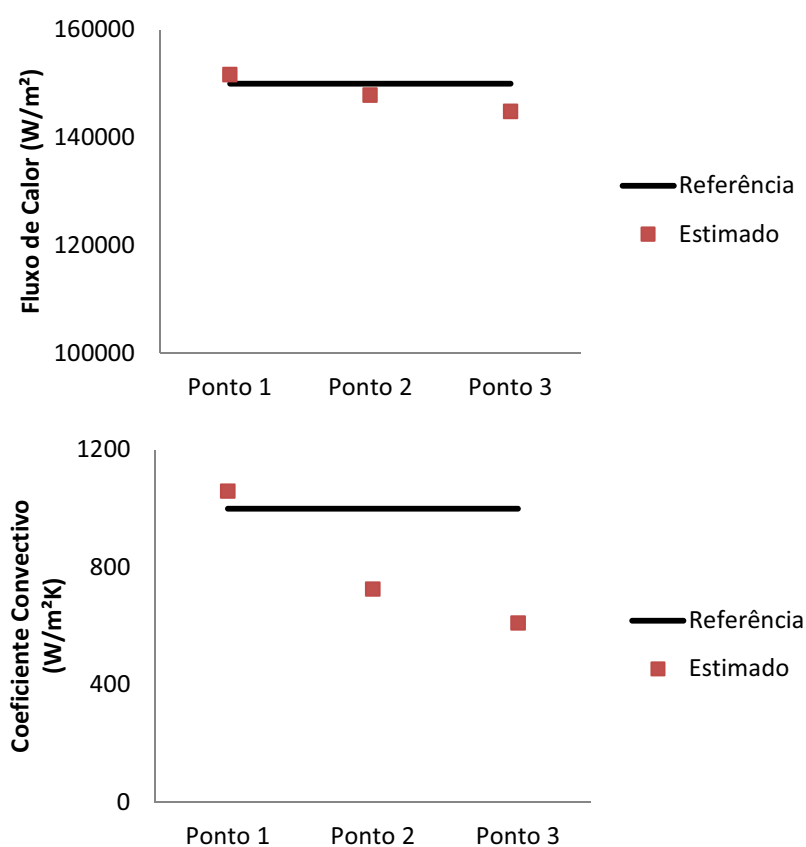
Tabela 2 - Comparação entre o fluxo de calor e o coeficiente convectivo estimados e de referência.

Variáveis	Referência (ANSYS®)	Ponto 1		Ponto 2		Ponto 3	
		Estimado (MATLAB®)	Erro (%)	Estimado (MATLAB®)	Erro (%)	Estimado (MATLAB®)	Erro (%)
q_L (kW/m²)	150	151,68	1,12	147,87	1,42	144,85	3,43
h (W/m²K)	1000	1059,61	5,96	726,19	27,38	609,90	39,01

Fonte: Elaboração do autor

Para os mesmos três pontos, traçaram-se dois gráficos comparando as estimativas do fluxo de calor e coeficiente convectivo (Matlab[®]) em relação ao valor de referência (Ansys[®]) na Figura 29.

Figura 29 – Comparação das estimativas do fluxo de calor e coeficiente convectivo (Matlab[®]) em relação ao valor de referência (Ansys[®]) nos pontos 1,2 e 3.



Fonte: Elaboração do autor

Há um erro de valor considerável nos parâmetros estimados do coeficiente convectivo, na validação da resolução do problema inverso. Mas o valor do coeficiente convectivo depende de certos parâmetros como, por exemplo, o meio, condições de escoamento e propriedades físicas. Dessa forma, o coeficiente convectivo para um mesmo fluido pode ter valores que variam dentro de uma faixa de ordem de grandeza. Por exemplo, a água pode ter valor de coeficiente convectivo que possui grande faixa de variação dependendo do modo que é utilizado. Levando isso em conta, os valores obtidos para os valores do coeficiente convectivo, na parte

inversa, podem ser considerados aceitáveis, pois estão dentro de uma faixa de ordem de grandeza para o fluido utilizado.

Nota-se que os parâmetros de fluxo líquido de calor e coeficiente convectivo estimados no ponto mais próximo a superfície usinada, apresentaram melhores estimativas.

5 MATERIAIS E MÉTODOS

Visando aplicar o modelo térmico desenvolvido neste trabalho, apresentado no Capítulo 3, e estimar o fluxo líquido de calor e o coeficiente convectivo em condições de fresamento, para avaliar a capacidade lubrificante de fluidos de corte, este capítulo apresenta o planejamento e o banco de ensaios de usinagem, a descrição dos corpos de prova e das ferramentas de corte, os procedimentos experimentais para os testes de fresamento, as medições de microdureza e caracterização da microestrutura da peça, bem como a avaliação do desgaste da ferramenta.

5.1 Planejamento experimental

As etapas planejadas para o procedimento experimental foram as seguintes:

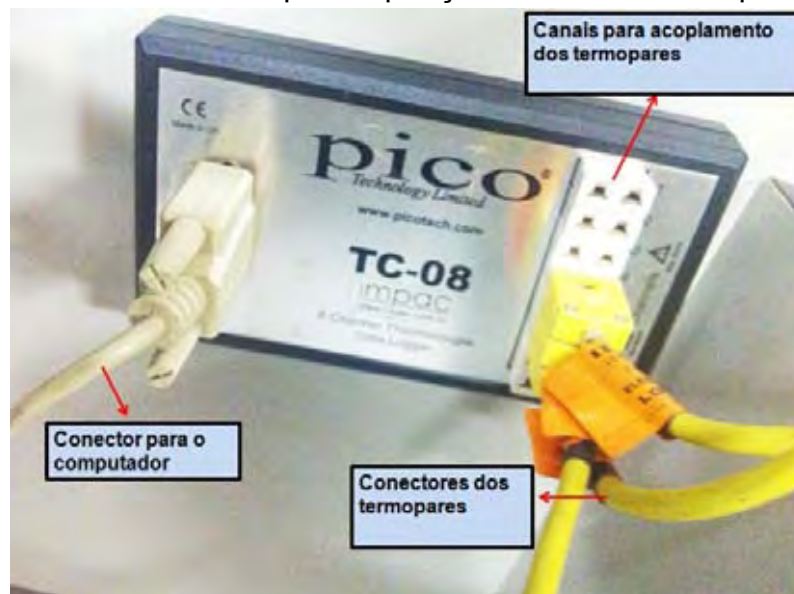
- Ensaio de usinagem: nesta etapa foram coletados os dados de temperatura durante o fresamento, empregando dois fluidos de corte, sendo um sintético e um semissintético, e usinagem a seco, através de termopares inseridos no corpo de prova. Foi avaliada também a velocidade de corte em dois níveis. Portanto, foram realizados 6 ensaios e duas observações (medidas) para cada ensaio, totalizando 12 ensaios;
- Medição da microdureza: após a usinagem, foram coletadas amostras dos corpos de prova, que foram embutidas para medição de suas microdurezas utilizando um ultra-microdurômetro;
- Caracterização microestrutural: as mesmas amostras foram atacadas quimicamente e avaliadas suas microestruturas através da microscopia óptica;
- Desgaste das ferramentas: após os ensaios, foi medido o desgaste das ferramentas através de um microscópio ferramenteiro.

5.2 Banco de ensaios

Os ensaios foram realizados no centro de usinagem CNC Romi, modelo Discovery 560, com um cabeçote com rotação máxima de 10.000 rpm e potência de 11 kW. A operação de usinagem utilizada foi o fresamento de topo.

Para a aquisição dos dados da temperatura experimental, foi utilizado o software PicoLog e placa TC08 (8 canais) da marca Pico Technology Limited, acoplada a três termopares rígidos do tipo K com três milímetros de diâmetro. A placa TC08 é mostrada na Figura 30.

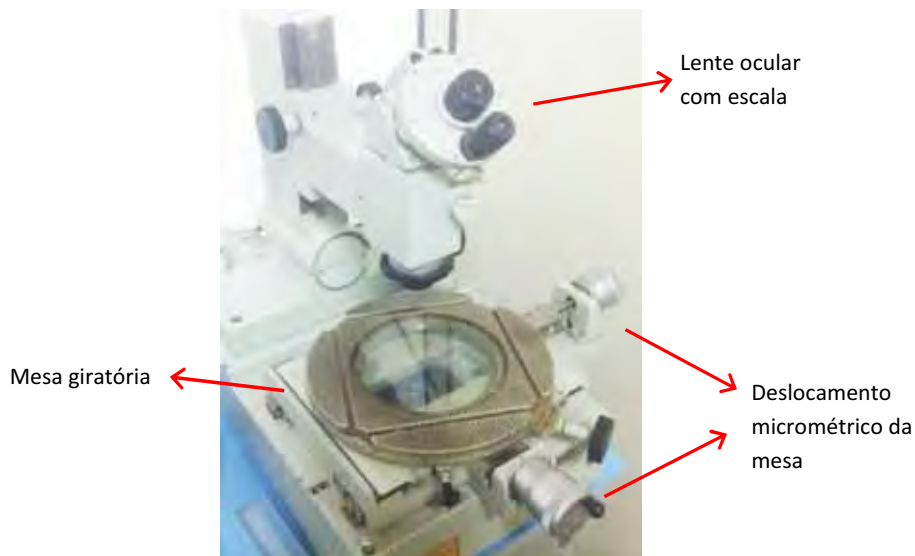
Figura 30 - Placa TC08 para aquisição de dados de temperatura.



Fonte: Elaboração do autor

Os desgastes da ferramenta de corte foram visualizados no microscópio ferramenteiro da marca Carl Zeiss Jena, mostrada na Figura 31.

Figura 31 - Microscópio ferramenteiro utilizado para análise do desgaste da ferramenta.



Fonte: Elaboração do autor

As medidas de microdureza foram obtidas utilizando um ultra-microdurômetro da marca Shimadzu (DUH-211) com um endentador Vickers. Para a visualização da microestrutura foi utilizado um microscópio óptico da marca Carl Zeiss Jena, modelo Neophot 21. Tanto as fotos das microestruturas quanto as fotos do desgaste das ferramentas foram obtidas através da câmera digital Sony modelo Cyber-Shot DSC W80 com resolução de 7,2 megapixels.

5.3 Corpos de prova

O corpo de prova, com dimensões de 17,5 mm de largura, 15 mm de altura e 100 mm de comprimento, foi obtido do aço comercial VP100. O material, cedido pela Villares Metal S/A, é uma liga Cr-Ni-Mn mais microadições e possui dureza aproximada de 32 HRC. A composição química desse aço é mostrada na Tabela 3.

Tabela 3 - Composição química do aço VP100.

C	Mn	Si	Mo	Cr	Ni	P	S
0,22	1,90	0,40	0,25	0,58	0,40	0,027	0,002

Fonte: Elaboração do autor

Os corpos de prova possuem 6 furos de 3 mm de diâmetro por 9 mm de profundidade, onde os termopares foram inseridos para a aquisição das temperaturas. Cada conjunto de 3 furos foi posicionado 3 mm abaixo de suas respectivas superfícies não fresadas, de forma que após o processo ficasse a 1mm abaixo da superfície fresada. As dimensões do corpo de prova e os furos são mostrados na Figura 32.

Figura 32 - Corpo de prova e os furos para a inserção dos termopares.

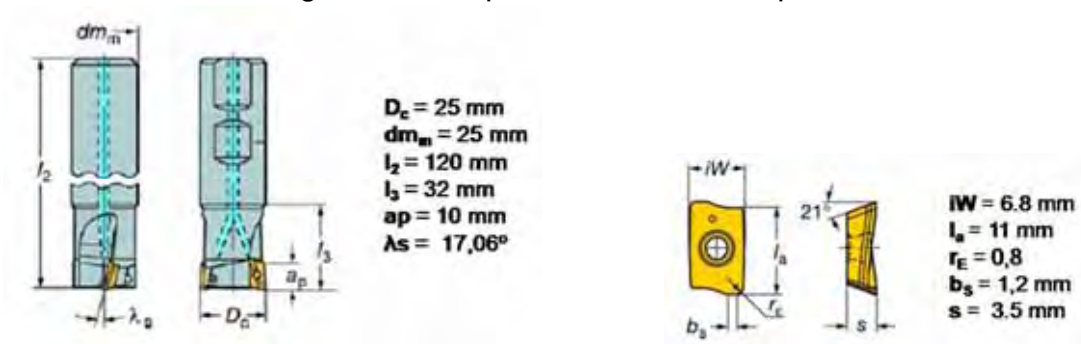


Fonte: Elaboração do autor

5.4 Ferramentas de corte

Para os ensaios, utilizou-se uma fresa de topo com fixação porta-barras R390-025A25-11L para cone ISO BT40, com diâmetro de 25 mm para dois insertos intercambiáveis de metal duro R390-11 T3 08M PM GC 4230, revestidos com TiAlN, ambos da Sandvik Coromant. O suporte e a pastilha são mostrados na Figura 33.

Figura 33 - Esquema da fresa de topo.



Fonte: Adaptada de Sandvik Coromant (2011, p.29)

5.5 Procedimento experimental

Neste tópico será abordada de forma mais detalhada cada etapa do procedimento experimental realizado, que foram: ensaio de usinagem, medições de microdureza e caracterização microestrutural da peça, e avaliação do desgaste da ferramenta.

5.5.1 Ensaios de usinagem

Os ensaios foram realizados a seco e com fluidos em abundância sintético e semissintético fornecidos pela Blaser Swissslube do Brasil Ltda, com diluições de 3% e 8%, respectivamente. A matriz experimental é apresentada na Tabela 4. A profundidade de usinagem de 2 mm, o avanço por dente de 0,1 mm/z e a largura de usinagem de 17,5 mm foram mantidos constantes.

Tabela 4 – Matriz Experimental.

Condição	Subcondição	v_c [m/min]	Lubrificação
A	A1	200	Usinagem a Seco
	A2	450	
B	B1	200	Fluido Semissintético
	B2	450	
C	C1	200	Fluido Sintético
	C2	450	

Fonte: Elaboração do autor

A Figura 34 mostra a montagem experimental e um desenho esquemático sobre o posicionamento da fresa em relação ao corpo de prova para a usinagem.

Figura 34 - Fixação da peça, termopares e posicionamento da fresa para usinagem.



Fonte: Elaboração do autor

A aquisição da temperatura foi realizada numa taxa de 20 pontos por segundo. Para os ensaios com velocidade de corte de 200 m/min, o tempo de usinagem foi de 11,8 segundos com uma velocidade de avanço de 509 mm/min, enquanto para a velocidade de 450 m/min, o tempo de usinagem foi de 5,2 segundos com um velocidade de avanço de 1146 mm/min.

Para a aplicação do modelo térmico e estimativas de q_L e h , considerou-se apenas a etapa de aumento da temperatura da peça no tempo. A parte do decaimento da temperatura foi desprezada, pois representa a fase onde a ferramenta de corte afasta-se do termopar.

5.5.2 Medições de microdureza

Após o processo de fresamento, os corpos de prova foram cortados na seção transversal e embutidos a quente no baquelite. Ao redor de cada amostra cortada do corpo de prova, foi colocado um suporte de perfil quadrado para facilitar o processo de lixamento. Foram lixadas manualmente com a seguinte sequência de granulação:

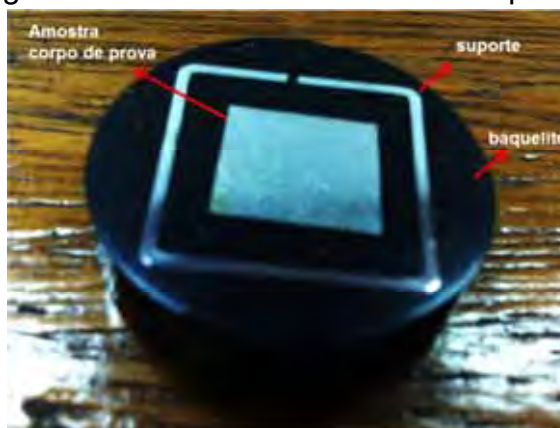
120, 220, 320, 400, 600, 1000 e 1200. Logo após, foi feito o polimento com alumina 1 μm e 0,3 μm .

Foram realizadas no ultra-microdurômetro as medidas de microdureza das amostras para as 6 condições de corte apresentadas na Tabela 4 e suas réplicas. O perfil de microdureza foi obtido nas profundidades de 10, 30, 50, 70, 90 e 110 μm abaixo da superfície usinada. A carga aplicada foi de 20 mN (2gf) utilizando a escala de dureza dinâmica Martens (HVM). Foram realizadas 5 repetições para cada um dos 6 pontos da profundidade.

5.5.3 Caracterização microestrutural

A preparação metalográfica para a análise da microestrutura da peça foi a mesma empregada para as medições de microdureza, com posterior ataque Nital a 2%. A Figura 35 mostra um exemplar embutido em baquelite.

Figura 35 - Amostra embutida em baquelite.



Fonte: Elaboração do autor

5.5.4 Avaliação do desgaste da ferramenta

A avaliação do desgaste da ferramenta foi realizada medindo-se o desgaste de flanco máximo ($VB_{B_{\text{máx}}}$). O objetivo foi apenas verificar se havia diferenças significativas entre as capacidades lubrificantes e refrigerantes dos fluidos sintético e semissintético, que implicassem em distintos níveis de desgaste e afetassem a integridade superficial do material da peça. Assim, a avaliação do desgaste não se

baseou no monitoramento de sua evolução com o tempo ou comprimento usinado, mas sim na medida final para cada condição de corte empregada.

Assim, as trocas de insertos ocorreram da seguinte forma: primeiramente, foram realizados os ensaios de usinagem a seco, para as condições A1 e A2 e uma réplica. Logo após, alternou os lados do inserto e realizaram-se os ensaios com fluido semissintético para as condições B1 e B2 e uma réplica. Feito isso, os insertos foram trocados, pois os dois lados já estavam utilizados, e realizaram-se os ensaios com fluido sintético.

Portanto, cada aresta de corte foi utilizada quatro vezes, sendo duas vezes para a velocidade de 200 m/min e outras duas vezes para a velocidade de 450 m/min. Os insertos utilizados para cada condição eram novos.

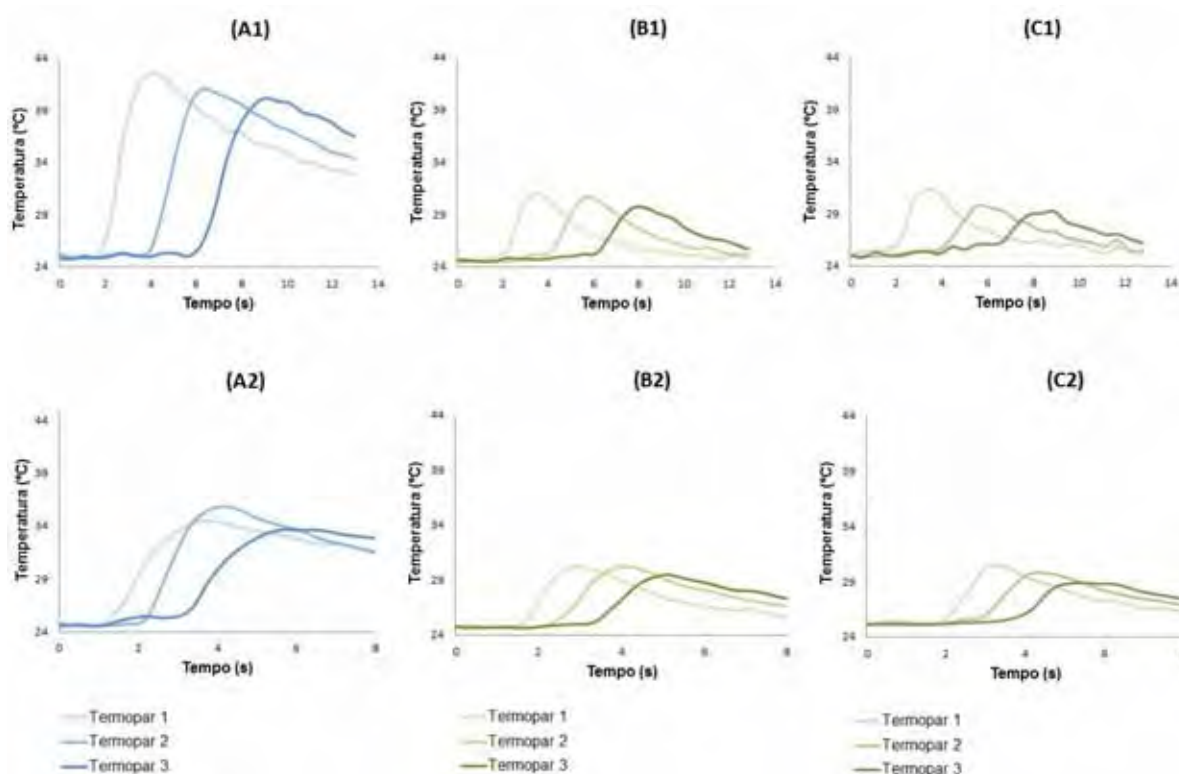
6 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Serão apresentadas e analisadas neste capítulo as curvas de temperatura, estimativas do fluxo líquido de calor e coeficiente convectivo, microdureza e microestrutura da peça, e desgaste das ferramentas.

6.1 Transferência de calor

A Figura 36 mostra as curvas de temperaturas obtidas para as condições apresentadas na Tabela 4.

Figura 36 - Temperaturas experimentais nas condições A1, B1 e C1 ($v_c = 200\text{m/min}$) e A2, B2 e C2 ($v_c = 450\text{ m/min}$) para (A) usinagem a seco, (B) fluido semissintético e (C) fluido Sintético.



Fonte: Elaboração do autor

Para as duas velocidades de corte ensaiadas, as temperaturas para a usinagem a seco foram mais elevadas do que para as condições (B) com fluido semissintético e (C) com fluido sintético. A temperatura máxima para usinagem a

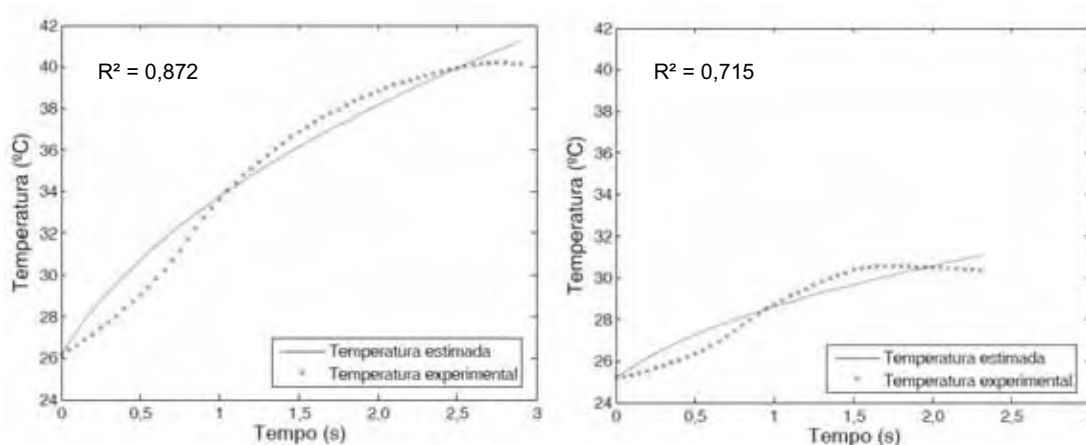
seco A1 foi cerca de 27 % maior do que as apresentadas nas outras condições. Já para usinagem a seco A2 a temperatura máxima foi aproximadamente 13 % maior. Para uma mesma velocidade de corte, as temperaturas, para ambos os ensaios com fluidos de corte, foram semelhantes.

As temperaturas em A1 quando comparadas com as temperaturas em A2, possuem uma diferença significativa. Nessas condições, A1 e A2, a diferença nas temperaturas máximas foi de aproximadamente 16 %. Nas condições B1 e B2, C1 e C2 tiveram uma sensível queda de aproximadamente 3% nas temperaturas máximas para velocidade de corte maior.

A curva de resfriamento da peça usinada a seco, após o pico de temperatura, possui menor taxa de decaimento, quando comparada com as peças usinadas com os fluidos de corte, uma vez que a remoção de calor na convecção natural é menor.

A Figura 37 mostra, com exemplo, o gráfico da temperatura experimental e a curva estimada da temperatura para o termopar 3 na condição A1 e do termopar 2 na condição B1. Os gráficos das temperaturas estimadas foram obtidos através do fluxo líquido de calor e do coeficiente convectivo, determinadas pelo programa computacional.

Figura 37 - Temperatura experimental e estimada do termopar 3 na condição A1 e do termopar 2 na condição B1.

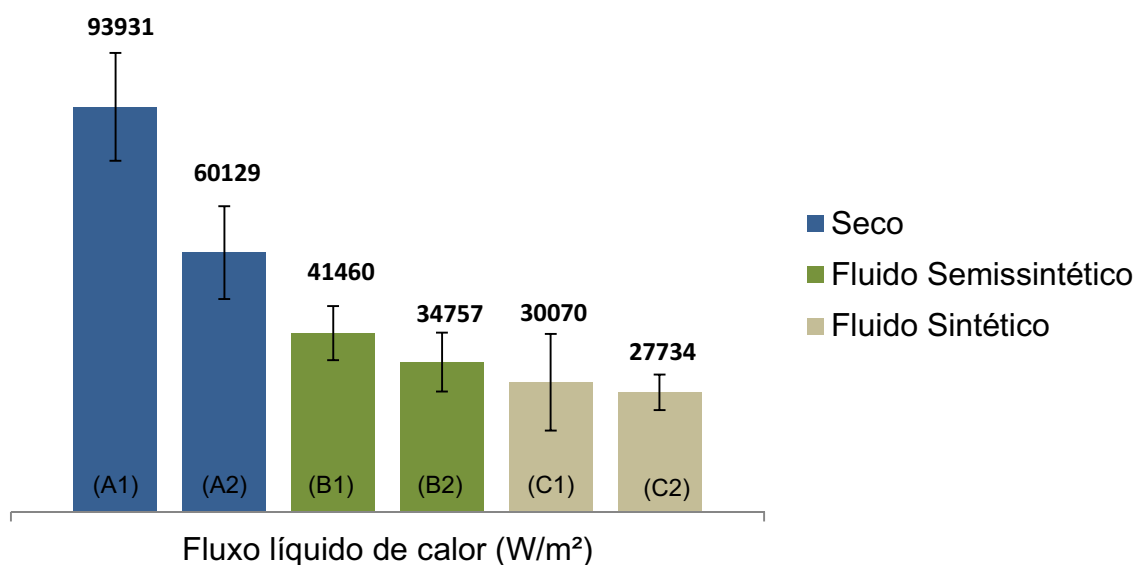


Fonte: Elaboração do autor

Foram estimados os parâmetros do fluxo líquido de calor q_L'' e coeficiente convectivo h para cada termopar em cada condição de usinagem. A Figura 38

mostra as médias dos resultados obtidos para o fluxo líquido de calor, estimados para cada condição de usinagem. Mais detalhes das estimativas obtidas para cada termopar podem ser vistos no Apêndice A.

Figura 38 - Fluxo líquido de calor estimado para as condições 1 ($v_c = 200$ m/min) e 2 ($v_c = 450$ m/min).



Fonte: Elaboração do autor

Para usinagem a seco, as médias do fluxo líquido de calor foram maiores, fazendo com que as temperaturas no corpo de prova fossem maiores também nas duas velocidades de corte, como já visto na Figura 36. A média do fluxo líquido de calor para a usinagem na condição A1 foi, aproximadamente, 56% maior quando comparada à média para a condição B1 e cerca de 68% maior à média de C1. A média do fluxo líquido de calor para a usinagem na condição A2 foi, aproximadamente, 42% maior quando comparada à média para a condição B2 e cerca de 54 % maior à média de C2.

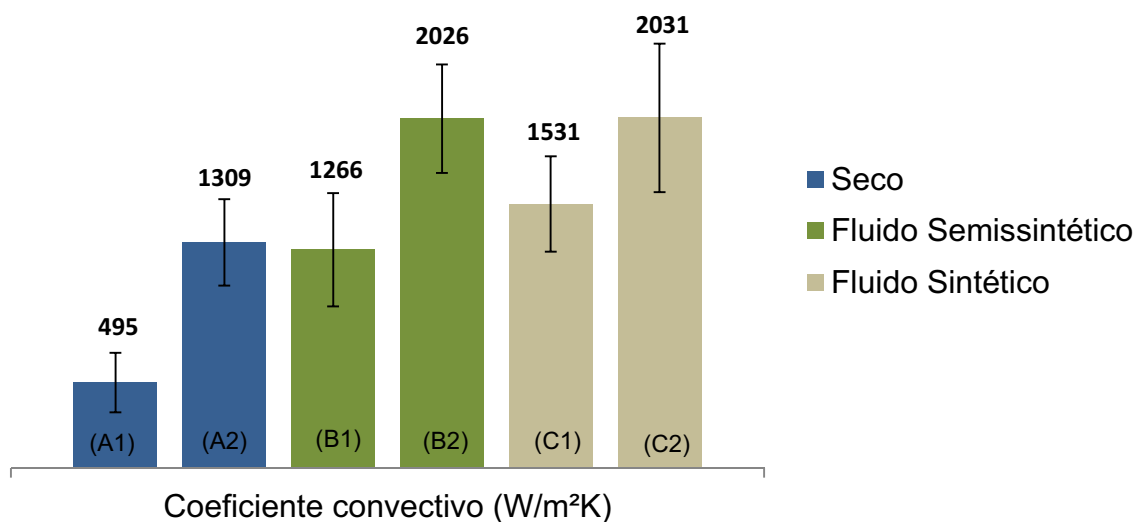
Para a usinagem em todas as condições na velocidade de corte mais baixa ($v_c = 200$ m/min), os fluxos líquidos de calor apresentaram maiores médias quando comparados com os obtidos para uma velocidade de corte mais alta ($v_c = 450$ m/min). Analisando as condições A1 e A2 houve uma queda de 36% no fluxo líquido de calor quando aumentou a velocidade de corte para $v_c = 450$ m/min. Para as condições B1 e B2, houve uma queda de, aproximadamente 16%, enquanto nas

condições C1 e C2, a queda foi de, aproximadamente, 8%. Quanto maior for a velocidade de corte, maior será o calor dissipado pelo cavaco. Isso explica o fluxo líquido de calor ser menor quando se aumenta a velocidade de corte. Não quer dizer que a geração de calor na usinagem seja menor quando se aumenta a velocidade de corte, mas somente que a porcentagem da geração de calor dissipada pela peça é menor, enquanto para o cavaco é maior. Pode-se inferir, então, que dependendo do material da peça, a porcentagem de dissipação será diferente, sendo que materiais com maiores condutividades térmicas dissiparão mais calor. O aço VP100 utilizado neste trabalho, comparado por exemplo ao aço ABNT 1020, tem condutividade térmica cerca de 38% menor.

O fluxo líquido de calor que é introduzido no corpo de prova diminui significativamente nas condições de usinagem que utilizam fluidos de corte. Isso pode ser explicado pelos valores de coeficiente convectivo. Para os fluidos de corte sintético e semissintético, os coeficientes convectivos são maiores do que o coeficiente convectivo do ar, o que ocasiona um fluxo de resfriamento maior do que o ar. Quanto maior for o fluxo de calor retirado no corpo de prova, menor será o fluxo líquido de calor entrando no corpo de prova.

A Figura 39 mostra o gráfico dos coeficientes convectivos estimados para cada condição de usinagem.

Figura 39 - Coeficiente convectivo estimado para as condições 1 ($v_c = 200$ m/min) e 2 ($v_c = 450$ m/min).



Fonte: Elaboração do autor

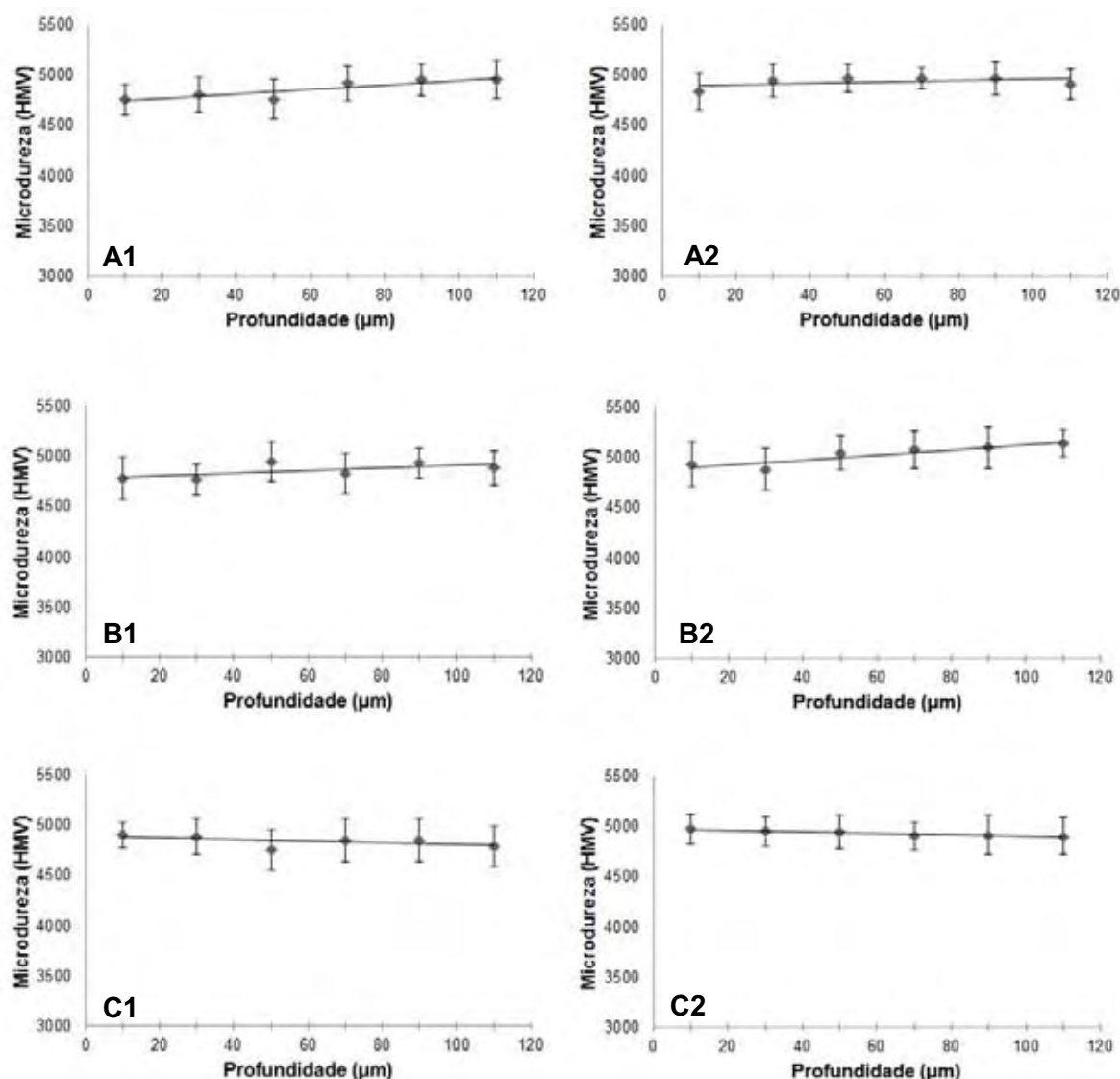
O fluido de corte sintético apresentou um valor médio de coeficiente convectivo ligeiramente maior nas duas condições, embora os comportamentos dos fluidos de corte, sintético e semissintético, ensaiados neste trabalho, se mostraram semelhantes quanto à refrigeração. Levando em conta os erros apresentados nas médias, não se pode afirmar totalmente que um fluido resfriou mais que o outro, porém pode-se notar uma leve tendência para um maior resfriamento do fluido sintético em relação ao semissintético. As médias dos coeficientes convectivos aumentaram com o aumento da velocidade de corte.

Os resultados dos coeficientes convectivos estão ligados aos resultados de fluxo líquido de calor que está entrando na peça. Quanto maior for o coeficiente convectivo, maior será o fluxo de calor retirado da peça, e consequentemente menor fluxo líquido de calor entrando na peça.

6.2 Microdureza

Os resultados obtidos de microdureza para a usinagem nas condições A1 e A2, B1 e B2, C1 e C2 são mostrados na Figura 40.

Figura 40 - Perfil da microdureza média para as condições A1, B1 e C1 ($v_c = 200\text{m/min}$) e A2, B2 e C2 ($v_c = 450\text{ m/min}$) para (A) usinagem a seco, (B) fluido semissintético e (C) fluido Sintético.



Fonte: Elaboração do autor

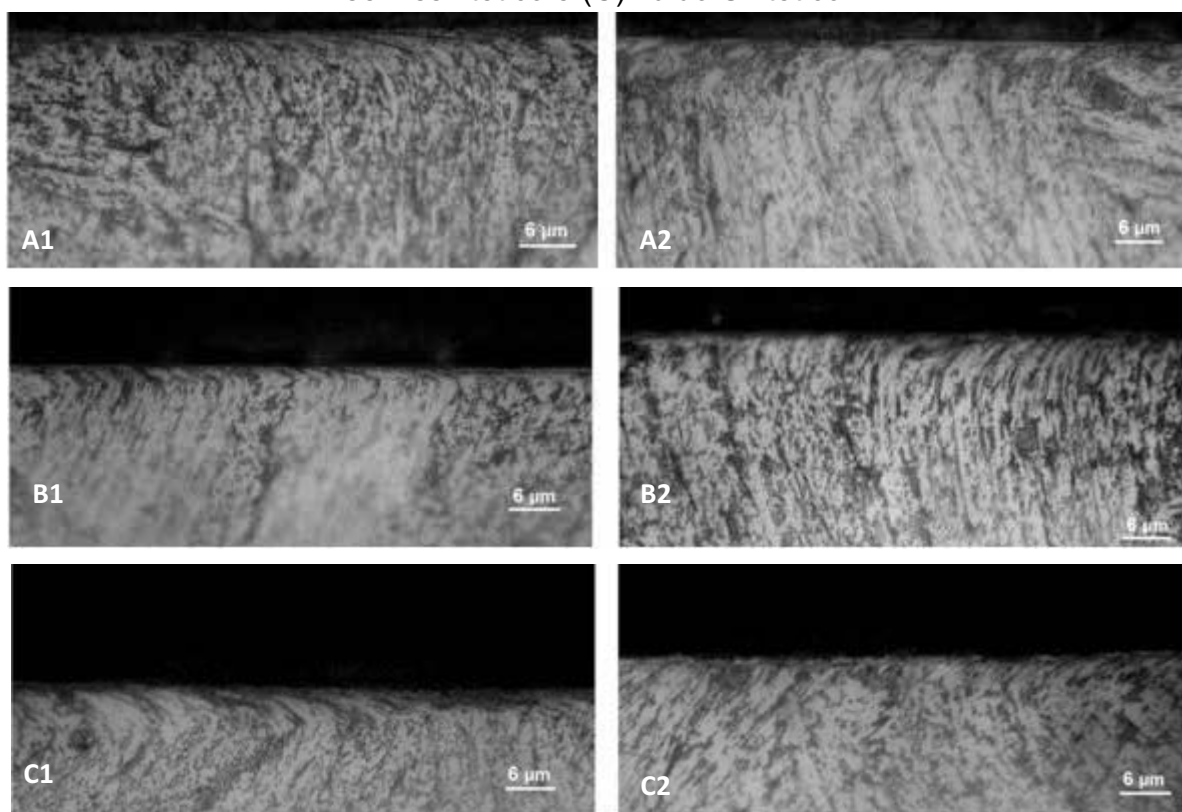
Em todas as condições A1, A2, B1, B2, C1 e C2, a usinagem não afetou de forma significativa a microdureza nas amostras do corpo de prova. A média da microdureza apresentada no material do corpo de prova ficou em torno dos 4900 HVM. Assim, o emprego ou não de fluido de corte não é determinante para alterar a integridade superficial da peça, pois não houve encruamento ou amolecimento da superfície fresada, por efeito mecânico (força de corte) ou térmico (mudança de fase), mesmo considerando as condições de corte mais extremas, como usinagem

sem fluido ou com alta velocidade de corte. Todos os resultados das amostras e das réplicas são mostrados no Apêndice C.

6.3 Microestrutura

A Figura 41 apresenta a microestrutura do material da peça abaixo da superfície fresada, para todas as condições de fresamento apresentadas na Tabela 4. Mais fotos obtidas das microestruturas são mostradas no Apêndice D.

Figura 41 - Microestruturas da peça após a usinagem nas condições A1, B1 e C1 ($v_c = 200\text{m/min}$) e A2, B2 e C2 ($v_c = 450\text{ m/min}$) para (A) usinagem a seco, (B) fluido semissintético e (C) fluido Sintético.



Fonte: Elaboração do autor

É possível constatar que, independentemente das condições de usinagem, a ação da aresta de corte durante o fresamento deformou a microestrutura bainítica, em uma profundidade de até $10\text{ }\mu\text{m}$, aproximadamente. Análises qualitativas (visuais) de todas as micrografias obtidas (incluindo as apresentadas no Apêndice

D) indicam que o fresamento a seco com a menor velocidade de corte causou uma maior deformação microestrutural da peça na direção do avanço da ferramenta. De acordo com a literatura, provavelmente este comportamento decorreu da maior força de corte, que por sua vez foi governado pelo menor ângulo de cisalhamento e maior espessura do cavaco.

O efeito da velocidade de corte na deformação microestrutural da peça, identificado para a usinagem a seco, também foi observado na usinagem com fluido, porém de forma menos significativa, provavelmente por conta da própria ação lubrificante dos fluidos de corte, que deve ter diminuído a força de corte através da minimização do atrito. Além disso, não é possível diferenciar qual dos fluidos foi mais benéfico para a integridade superficial da peça, no sentido de minimizar sua deformação microestrutural, ou seja, os fluidos apresentaram ação similar quanto à deformação microestrutural da peça. Estes resultados correspondem aos de transferência de calor (item 6.1), na medida em que o fluxo líquido de calor e o coeficiente de transferência de calor convectivo também foram similares para ambos os fluidos de corte.

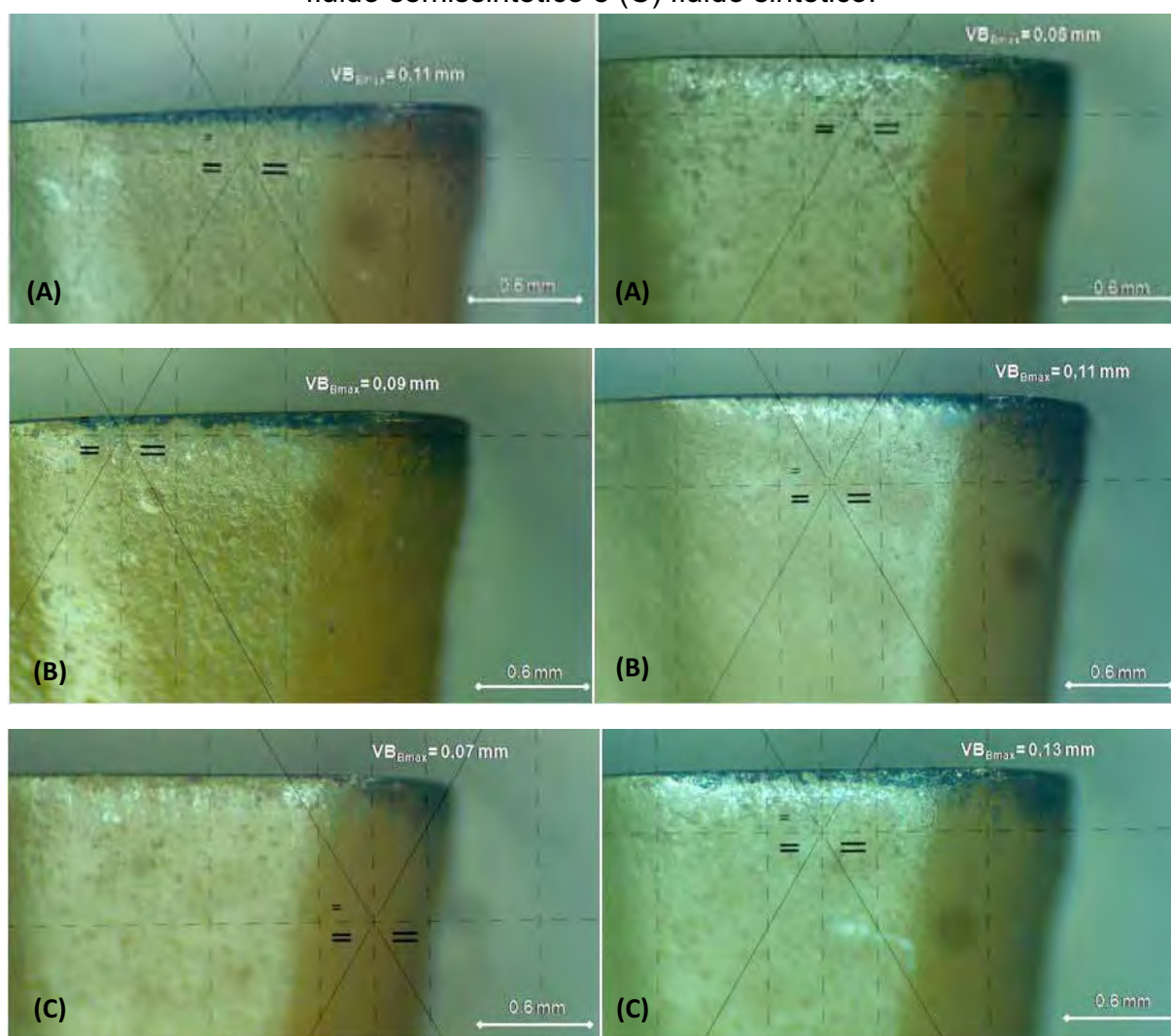
Apesar de constatados níveis de deformação da microestrutura bainítica até cerca de 10 μm abaixo da superfície fresada, não é possível correlacioná-los com os resultados de microdureza na seção transversal da peça (item 6.3), pois as endentações mais próximas da superfície fresada distaram exatamente 10 μm , isto é, além da camada da microestrutura deformada. Endentações muito próximas a bordas de amostras trazem uma dificuldade adicional na medição de microdureza, pois o abaulamento da própria borda distorce a impressão do indenter e

Porém, pelo nível de deformações observado na Figura 41 e Figura 49 a 54 (Apêndice D), estima-se que esta camada de 10 μm deve ter sido encruada, ocasionando aumento de dureza ou surgimento de tensões residuais. Caso tenha gerado tensões residuais, seria relevante avaliar o tipo (compressão ou tração), magnitude (alta ou baixa) e a profundidade (profunda ou rasa) das tensões, uma vez que o aço VP 100 é usado na fabricação de moldes e tensões residuais de tração podem favorecer a nucleação de trincas de fadiga e diminuir sua vida útil.

6.4 Desgaste da ferramenta

A Figura 42 mostra as ferramentas utilizadas nos ensaios, após 400 mm de comprimento total linear usinado, para todas as condições de corte vistas na Tabela 4.

Figura 42 - Desgaste dos insertos utilizados nas condições (A) usinagem a seco, (B) fluido semissintético e (C) fluido sintético.



Fonte: Elaboração do autor

Analisando o desgaste de flanco máximo, observa-se que os desgastes são semelhantes em todos os insertos, ou seja, há ocorrência de oxidação do revestimento (regiões escuras) por conta da alta temperatura no contato peça-ferramenta (zona de cisalhamento terciária) e o tamanho médio dos desgastes alcançou cerca de 0,1 mm (regiões brilhantes).

Visualmente, pode-se notar que o emprego do fluido de corte não minimizou o desgaste de flanco, sendo similar aos desgastes ocorridos na usinagem a seco.

Torna-se importante frisar que os níveis de desgaste medidos após 400 mm de corte são iniciais, isto é, encontram-se bem aquém do critério de fim de vida estipulado pela Norma ISO 3685, que é de 0,6 mm (item 2.2.2). Assim, um estudo específico de fim de vida da ferramenta poderia ser realizado, com o monitoramento da evolução do desgaste de flanco máximo para comprimentos de corte bem mais elevados.

7 CONCLUSÕES

Após a implementação computacional, validação do modelo térmico e realização de ensaios experimentais desenvolvidos para a estimativa das propriedades de transferência de calor no fresamento de aços para moldes e avaliação da capacidade refrigerante de fluidos de corte, as seguintes conclusões podem ser delineadas:

- O modelo térmico e as implementações computacionais para a solução do problema direto e inverso permitiram estimar devidamente as propriedades de transferência de calor no fresamento;
- O aumento da velocidade de corte aumenta a média dos coeficientes convectivos e diminuem a média dos fluxos líquidos de calor;
- Na usinagem a seco, as médias do fluxo líquido de calor são maiores;
- O fluxo líquido de calor que é introduzido no corpo de prova diminui significativamente nas condições de usinagem, adotadas neste trabalho, que utilizam fluidos de corte;
- Quanto maior a velocidade de corte, maior é a porcentagem do calor dissipado através do cavaco, que está intimamente ligado com a condutividade térmica do material;
- O fluido de corte sintético apresenta um valor médio do coeficiente convectivo ligeiramente maior, embora os comportamentos dos fluidos de corte, sintético e semissintético, ensaiados neste trabalho, se mostram semelhantes quanto à refrigeração;
- Quanto maior o coeficiente convectivo, maior é o fluxo de calor retirado da peça e, conseqüentemente, menor o fluxo líquido de calor entrando na peça;
- Para as duas velocidades de corte ensaiadas, as temperaturas da peça na usinagem a seco são mais elevadas do que aquelas geradas com o uso de fluido de corte;
- As temperaturas diminuem no corpo de prova com o aumento da velocidade;

- A curva de resfriamento da peça usinada a seco, após o pico de temperatura, possui maior tempo de decaimento (ou menor taxa de resfriamento), quando comparada com as peças usinadas com os fluidos de corte;
- A usinagem não afeta de forma significativa a microdureza da peça em profundidades abaixo da superfície fresada maiores que 10 μm ;
- A microestrutura do material da peça pode sofrer deformações em uma camada de até 10 μm abaixo da superfície fresada, aproximadamente;
- O nível do desgaste de flanco máximo, avaliado nas condições propostas neste trabalho, é semelhante em todos os inserts utilizados para cada condição de corte, independentemente do uso ou não de fluido de corte.

7.1 Recomendações para trabalhos futuros

- Aprimorar o modelo térmico considerando a transferência de calor nas superfícies do corpo de prova que foram consideradas adiabáticas;
- Adicionar mais termopares no corpo de prova para discretizar os resultados;
- Estudar as porcentagens de calor dissipado para o corpo de prova, ferramenta e cavaco em função da velocidade de corte;
- Estudar o desgaste das ferramentas através da profundidade de usinagem, avanço e velocidade de corte, analisando a vida útil da ferramenta, nas condições propostas neste trabalho para caracterizar a utilização ou não do fluido de corte.

REFERÊNCIAS

ABUKSHIM, N. A.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. Heat generation and temperature prediction in metal cutting: a review and implications for high speed machining. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Manchester, v. 46, n. 46, p. 782-800, set. 2005.

ANSYS WORKBENCH. **Ansys version 12**. Canonsburg: Ansys, 2013. Software de simulação.

BRAGHINI JUNIOR, A. **Metodologia para escolha de fluidos de corte não agressivos ao meio ambiente para aplicações em usinagem de metais**. 2002. 248 f. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2002.

ÇAKIR, O. et al. Selection of cutting fluids in machining processes. **Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering**, Turkey, v. 25, n. 2, p. 99-102, dez. 2007.

CARVALHO, R. C. et al. Determinação da temperatura na interface cavaco-ferramenta a partir da modelagem 3D do conjunto ferramenta e porta-ferramenta. In: SIMPÓSIO DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA, 14., 2004, Uberlândia. **Anais...** Uberlândia: FEMEC, 2004.

CHILDS, P. R. N. **Practical temperature measurement**. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2001. 402 p.

CHILDS, T. H. C.; MAEKAWA, K.; MAULIK, P. Effects of coolant on the temperature distribution in metal machining. **Materials Science and Technology**, London, v. 4, n. 11, p. 1006-1019, nov. 1988.

COOKE, A. L. et al. **On the measurement of temperature in material removal processes**. Sweden: Department of Mechanical Engineering and Engineering Science, 2007.

DAVIM, J. P. **Machining: fundamentals and recent advances**. Lisboa: Springer, 2008. 367 p.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. 2. ed. São Paulo: ArtLiber, 2000. 248 p.

EI BARADIE, M. A. Cutting fluids: part I. Characterization. **Journal of Materials Processing Technology**, Lausanne, v.56, n.56, p.786-797, 1996.

FERNANDES, A. P. **Funções de green: soluções analíticas aplicadas a problemas inversos em condução de calor**. 2009. 145 f. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2009.

GUIMARÃES, T. A. M.; GUIMARÃES, G.; CARVALHO, S. R. Modelagem térmica do processo de furação usando a técnica dos volumes finitos. In: SIMPÓSIO DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA, 16., 2006, Uberlândia. **Anais...** Uberlândia: FEMEC, 2006.

HONG, S. Y.; DING, Y. Cooling approaches and cutting temperatures in cryogenic machining of Ti-6Al-4V. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, New York, v. 41, n. 41, p. 1417-1437, jan. 2001.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 3685/1993 - Tool life testing with single-point turning tools**. Geneva: ISO, 1993. 48 p.

KALPAKJIAN, S. **Manufacturing engineering and technology**. 3. ed. Nova York: Adisson-Wesley, 1995.

KURAM, E. et al. Effects of the cutting fluid types and cutting parameters on surface roughness and thrust force. In: PROCEEDINGS OF THE WORLD CONGRESS, 2., 2010, London UK. **Anais...** WCE London UK, jul. 2010.

LI, X. Study of the jet-flow rate of cooling in machining: part 2 simulation study. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 62, n. 1-3, p.157-165, nov. 1996.

MACHADO, A. R. et al. **Teoria da usinagem dos materiais**. São Paulo: Blucher, 2009. 384 p.

MALISKA, C. R. **Transferência de calor e mecânica dos fluidos computacional fundamentos e coordenadas generalizadas**. Rio de Janeiro: LTC, 1995. 424 p.

MATRIX LABORATORY. **Matlab version R2010a**. [S.I.]: Mathworks, 2010. Software de programação.

NASCIMENTO, C. H. **Estudo da distribuição da temperatura na região de formação de cavacos usando método dos elementos finitos**. 2011. 123 f. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2011.

PALAZZO, G.; PASQUINO, R.; BELLOMO, N. Temperature fields in machining processes and heat transfer models. **Mathematical and Computer Modelling**, Oxford, v. 35, n.35, p. 101-109, mar. 2001.

RAMOS, C. A. D.; COSTA, E. S.; MACHADO, A. R. Tendências, utilização e aspectos ecológicos. **Revista Máquinas e Metais**, São Paulo, v. 450, n. 450, p. 116-134, jul. 2003.

REIS, A. M. **Influência do ângulo de posição secundário da ferramenta, raio de ponta e lubrificação na usinagem em presença de aresta postiça de corte**. 2000. 88 f. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2000.

REIS, L. L. G.; SILVA JÚNIOR, W. M.; MACHADO, A. R. Effect of cutting speed and cutting fluid on the BUE geometry of a SAE 12L14 free machining steel. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, Rio de Janeiro, v. 29, n. 2, p. 196-201, nov. 2006.

SALES, W. F.; DINIZ, A. E.; MACHADO, A. R. Application of cutting fluids in machining processes. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences**, Rio de Janeiro, v. 23, n. 2, p. 227-240, dez. 2000.

SANDVIK COROMANT. **Catálogo**: ferramentas rotativas: fresamento, furação, mandrilamento, sistemas de ferramentas. São Paulo: Sandvik Coromant, 2011. 337 p.

SANDVIK COROMANT. **Manual técnico**: fresamento. São Paulo: Sandvik Coromant, 2009. 201 p.

SANTOS, M. R. **Modelo térmico para a solução de problemas inversos em transferência de calor com aplicação em um processo de usinagem por torneamento**. 2008. 119 f. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2008.

SHAW, M. C. **Metal cutting principles**. New York: Oxford University Press, 1997.

STOETERAU, R. L.; WEINGAERTNER, W. L. **Processos de usinagem**: fabricação por remoção de material. Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2004. 180 p.

TRENT, E. M. Cutting steel and iron with cemented carbide tools: part II: conditions of seizure at the tool/work interface. **Journal of the Iron and Steel Institute**, Leeds, p. 923-932, nov. 1963.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal cutting**. 4. ed. Londres: Butterworths, 2000. 468 p.

ULUTAN, D.; LAZOGLU, I.; DINC, C. Three-dimensional temperature prediction in machining processes using finite difference method. **Journal of Materials Processing Technology**, Lausanne, v. 209, n. 2, p. 1111-1121, mar. 2008.

VERSTEEG, H. K.; MALALASEKERA, W. **An introduction to computational fluid dynamics: the finite volume method**. Essex: Prentice Hall, 1995. 257 p.

APÊNDICE A – Estimativas de q_L e h

Tabela 5 - Estimativas de q_L e h para as condições A1, B1 e C1 ($v_c = 200$ m/min).

Réplica	Termopar	Seco (A1)		Fluido Sintético (B1)		Fluido Semissintético (C1)	
		q_L (W/m ²)	h (W/m ² K)	q_L (W/m ²)	h (W/m ² K)	q_L (W/m ²)	h (W/m ² K)
1	1	99026,8	575,4	32944,1	1544,1	46812,1	1542,1
	2	78005,5	393,4	27630,0	1621,2	42770,9	1485,0
	3	76242,6	422,4	16370,9	1607,5	29405,7	1043,4
2	1	106881,6	320,0	52522,5	1999,6	48612,7	1262,7
	2	96278,2	841,6	27189,1	1127,2	38285,8	661,9
	3	107151,9	419,7	23762,1	1287,3	42871,6	1599,8
Média		93931,1	495,4	30069,8	1531,1	41459,8	1265,8

Fonte: Elaboração do autor

Tabela 6 - Estimativas de q_L e h para as condições A2, B2 e C2 ($v_c = 450$ m/min).

Réplica	Termopar	Seco (A2)		Fluido Sintético (B2)		Fluido Semissintético (C2)	
		q_L (W/m ²)	h (W/m ² K)	q_L (W/m ²)	h (W/m ² K)	q_L (W/m ²)	h (W/m ² K)
1	1	57864,6	1210,7	28300,3	2047,1	43381,5	1704,3
	2	46584,4	1113,5	22722,2	1428,7	25173,1	2019,9
	3	52388,3	984,4	29994,4	1757,7	30875,6	1819,5
2	1	76782,8	1737,8	34882,6	2388,7	43597,2	1720,2
	2	72150,6	1509,2	27205,9	1822,1	35215,4	2474,2
	3	55005,8	1297,5	23298,0	2739,3	30300,2	2419,3
Média		60129,4	1308,9	27733,9	2030,6	34757,2	2026,2

Fonte: Elaboração do autor

APÊNDICE B – Comparação entre as temperaturas obtidas no Matlab® e no Ansys®

Tabela 7- Comparação entre as temperaturas obtidas no MATLAB® e no ANSYS®.
(continua)

Ponto 1			Ponto 2			Ponto 3		
ANSYS®	MATLAB®	Dif. (%)	ANSYS®	MATLAB®	Dif. (%)	ANSYS®	MATLAB®	Dif. (%)
25,00	25,00	0,00	25,00	25,00	0,00	25,00	25,00	0,00
26,32	26,37	0,17	24,86	25,09	0,95	25,00	25,01	0,01
27,65	27,65	0,01	24,82	25,26	1,79	25,03	25,02	0,04
28,91	28,85	0,19	24,91	25,49	2,32	25,06	25,05	0,01
30,10	29,99	0,35	25,12	25,77	2,60	25,08	25,10	0,09
31,21	31,07	0,47	25,41	26,09	2,68	25,10	25,16	0,23
32,26	32,09	0,54	25,76	26,43	2,63	25,14	25,24	0,39
33,26	33,06	0,59	26,15	26,81	2,51	25,20	25,33	0,54
34,21	34,00	0,61	26,58	27,20	2,35	25,27	25,44	0,67
35,11	34,89	0,62	27,02	27,61	2,18	25,37	25,56	0,79
35,98	35,75	0,62	27,48	28,03	1,99	25,48	25,70	0,87
36,81	36,58	0,62	27,95	28,46	1,82	25,61	25,85	0,94
37,61	37,37	0,62	28,42	28,89	1,66	25,76	26,02	0,99
38,38	38,15	0,61	28,90	29,33	1,50	25,93	26,19	1,02
39,13	38,89	0,61	29,38	29,78	1,37	26,10	26,37	1,03
39,85	39,61	0,60	29,85	30,22	1,24	26,29	26,57	1,04
40,56	40,32	0,59	30,33	30,67	1,12	26,50	26,77	1,03
41,24	41,00	0,59	30,80	31,11	1,02	26,71	26,98	1,02
41,91	41,66	0,58	31,26	31,55	0,93	26,93	27,20	1,00
42,55	42,31	0,58	31,73	31,99	0,84	27,15	27,42	0,98
43,19	42,94	0,57	32,19	32,43	0,76	27,39	27,65	0,96
43,80	43,55	0,57	32,64	32,87	0,69	27,63	27,88	0,93
44,40	44,15	0,57	33,09	33,30	0,63	27,87	28,12	0,90
44,99	44,74	0,56	33,54	33,73	0,57	28,12	28,36	0,87
45,57	45,31	0,56	33,98	34,16	0,52	28,37	28,61	0,84
46,13	45,88	0,56	34,42	34,58	0,47	28,63	28,86	0,81
46,69	46,43	0,56	34,85	35,00	0,43	28,88	29,11	0,79
47,23	46,96	0,55	35,28	35,41	0,39	29,14	29,36	0,76
47,76	47,49	0,55	35,70	35,83	0,35	29,41	29,62	0,73
48,28	48,01	0,55	36,12	36,23	0,32	29,67	29,88	0,70
48,79	48,52	0,55	36,53	36,64	0,29	29,94	30,14	0,68
49,29	49,02	0,55	36,94	37,03	0,26	30,20	30,40	0,65
49,79	49,51	0,55	37,34	37,43	0,24	30,47	30,66	0,63
50,27	49,99	0,55	37,74	37,82	0,21	30,74	30,93	0,60
50,75	50,47	0,55	38,14	38,21	0,19	31,01	31,19	0,58
51,22	50,94	0,55	38,53	38,59	0,17	31,28	31,46	0,56
51,68	51,40	0,55	38,92	38,97	0,15	31,55	31,72	0,54
52,13	51,85	0,55	39,30	39,35	0,13	31,82	31,99	0,52
52,58	52,29	0,55	39,68	39,72	0,11	32,09	32,25	0,50
53,02	52,73	0,55	40,05	40,09	0,10	32,36	32,52	0,48
53,46	53,16	0,55	40,42	40,46	0,08	32,63	32,78	0,47

Tabela 8- Comparação entre as temperaturas obtidas no MATLAB® e no ANSYS®.
(continuação)

Ponto 1			Ponto 2			Ponto 3		
ANSYS®	MATLAB®	Dif. (%)	ANSYS®	MATLAB®	Dif. (%)	ANSYS®	MATLAB®	Dif. (%)
53,88	53,59	0,55	40,79	40,82	0,07	32,90	33,05	0,45
54,31	54,01	0,54	41,15	41,18	0,05	33,17	33,32	0,43
54,72	54,42	0,55	41,51	41,53	0,04	33,44	33,58	0,42
55,13	54,83	0,54	41,87	41,88	0,03	33,71	33,85	0,41
55,54	55,24	0,55	42,22	42,23	0,02	33,98	34,11	0,39
55,94	55,63	0,55	42,57	42,58	0,01	34,25	34,38	0,38
56,33	56,03	0,55	42,92	42,92	0,00	34,52	34,64	0,37
56,72	56,41	0,55	43,26	43,26	0,01	34,78	34,91	0,35
57,11	56,80	0,55	43,60	43,59	0,02	35,05	35,17	0,34
57,49	57,18	0,55	43,94	43,93	0,03	35,32	35,43	0,33
57,87	57,55	0,55	44,27	44,26	0,04	35,58	35,70	0,32
58,24	57,92	0,55	44,61	44,58	0,05	35,85	35,96	0,31
58,60	58,28	0,55	44,93	44,91	0,05	36,11	36,22	0,30
58,97	58,65	0,55	45,26	45,23	0,06	36,38	36,48	0,29
59,33	59,00	0,55	45,58	45,55	0,07	36,64	36,74	0,28
59,68	59,36	0,55	45,90	45,87	0,07	36,90	37,00	0,26
60,03	59,70	0,55	46,22	46,18	0,08	37,16	37,26	0,25
60,38	60,05	0,55	46,53	46,49	0,09	37,43	37,52	0,25
60,72	60,39	0,55	46,85	46,80	0,09	37,69	37,77	0,23
61,07	60,73	0,55	47,16	47,11	0,10	37,95	38,03	0,23
61,40	61,07	0,55	47,47	47,41	0,11	38,21	38,29	0,22
61,74	61,40	0,55	47,77	47,72	0,11	38,46	38,54	0,21
62,07	61,73	0,55	48,07	48,02	0,12	38,72	38,80	0,20
62,40	62,05	0,55	48,38	48,32	0,12	38,98	39,05	0,19
62,72	62,37	0,55	48,67	48,61	0,13	39,23	39,31	0,18
63,04	62,69	0,55	48,97	48,91	0,13	39,49	39,56	0,17
63,36	63,01	0,55	49,27	49,20	0,14	39,75	39,81	0,16
63,68	63,32	0,55	49,56	49,49	0,14	40,00	40,06	0,16
63,99	63,64	0,55	49,85	49,77	0,15	40,25	40,31	0,15
64,30	63,94	0,55	50,14	50,06	0,15	40,51	40,56	0,14
64,61	64,25	0,55	50,42	50,34	0,16	40,76	40,81	0,13
64,91	64,55	0,55	50,71	50,63	0,16	41,01	41,06	0,12
65,21	64,85	0,55	50,99	50,91	0,17	41,26	41,31	0,12
65,52	65,15	0,55	51,27	51,18	0,17	41,51	41,55	0,11
65,81	65,45	0,56	51,55	51,46	0,18	41,76	41,80	0,10
66,11	65,74	0,56	51,83	51,74	0,18	42,01	42,05	0,09
66,40	66,03	0,56	52,11	52,01	0,19	42,26	42,29	0,08
66,69	66,32	0,56	52,38	52,28	0,19	42,50	42,53	0,08
66,98	66,61	0,56	52,65	52,55	0,19	42,75	42,78	0,07
67,27	66,89	0,56	52,93	52,82	0,20	42,99	43,02	0,06
67,55	67,17	0,56	53,20	53,09	0,20	43,24	43,26	0,05
67,84	67,45	0,56	53,46	53,35	0,21	43,48	43,50	0,04
68,12	67,73	0,56	53,73	53,62	0,21	43,73	43,74	0,04
68,40	68,01	0,56	54,00	53,88	0,22	43,97	43,98	0,03
68,67	68,28	0,57	54,26	54,14	0,22	44,21	44,22	0,02
68,95	68,56	0,57	54,52	54,40	0,23	44,45	44,46	0,01

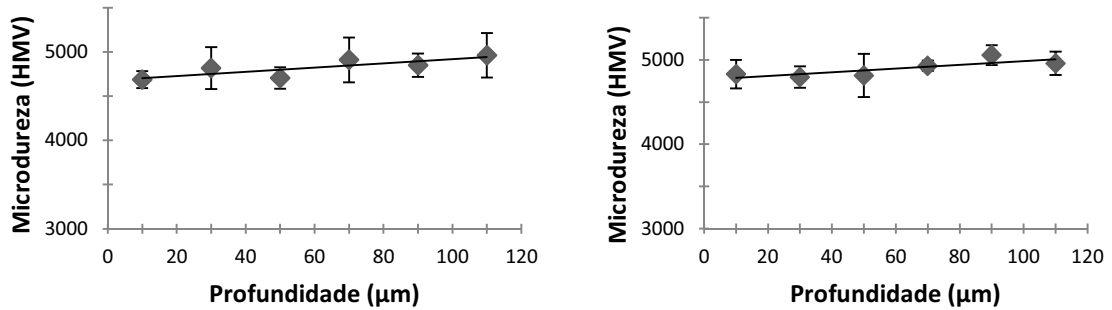
Tabela 9- Comparação entre as temperaturas obtidas no MATLAB® e no ANSYS®.
(conclusão)

Ponto 1			Ponto 2			Ponto 3		
ANSYS®	MATLAB®	Dif. (%)	ANSYS®	MATLAB®	Dif. (%)	ANSYS®	MATLAB®	Dif. (%)
69,22	68,83	0,57	54,78	54,66	0,23	44,70	44,70	0,01
69,49	69,10	0,57	55,04	54,91	0,24	44,94	44,93	0,00
69,76	69,36	0,57	55,30	55,17	0,24	45,17	45,17	0,01
70,03	69,63	0,57	55,56	55,42	0,25	45,41	45,41	0,02
70,30	69,89	0,58	55,82	55,68	0,25	45,65	45,64	0,02

Fonte: Elaboração do autor

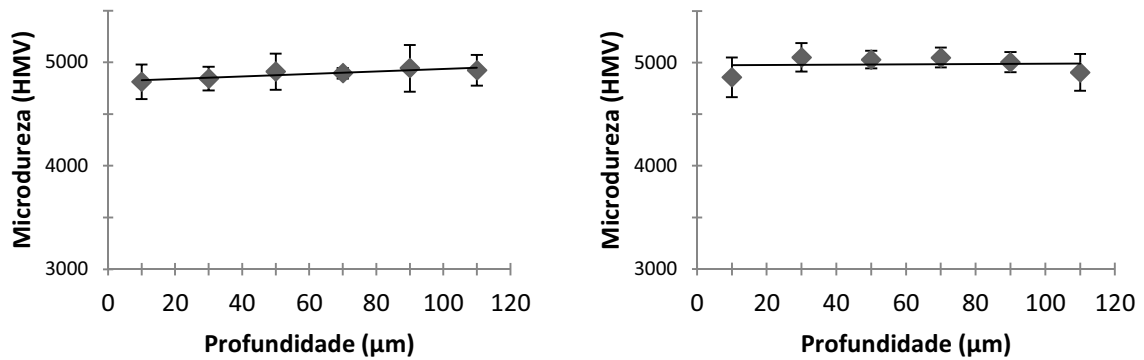
APÊNDICE C – Perfil da microdureza

Figura 43- Perfil da microdureza da condição A1 e sua réplica (usinagem a seco).



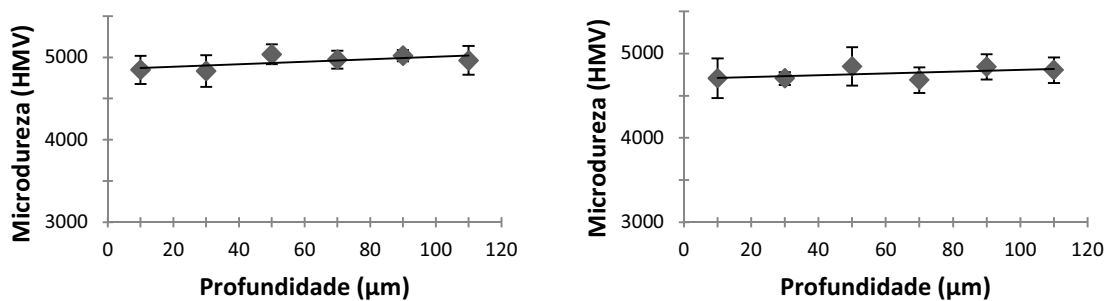
Fonte: Elaboração do autor

Figura 44 - Perfil da microdureza da condição A2 e sua réplica (usinagem a seco).



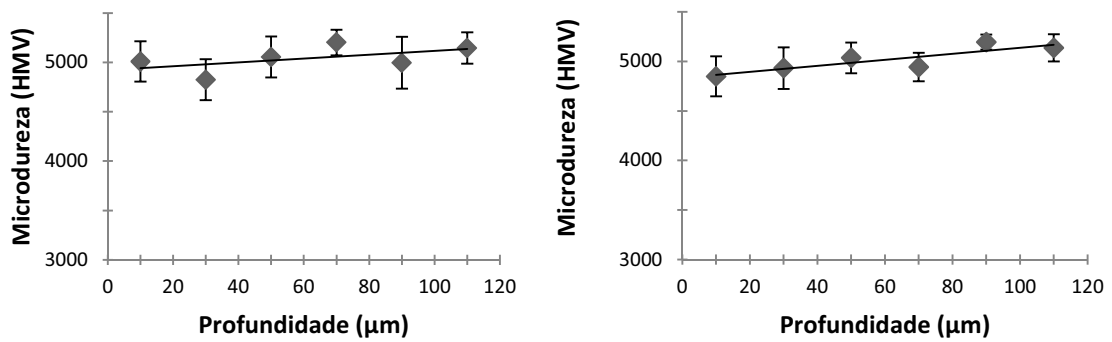
Fonte: Elaboração do autor

Figura 45 - Perfil da microdureza da condição B1 e sua réplica (fluido semissintético).



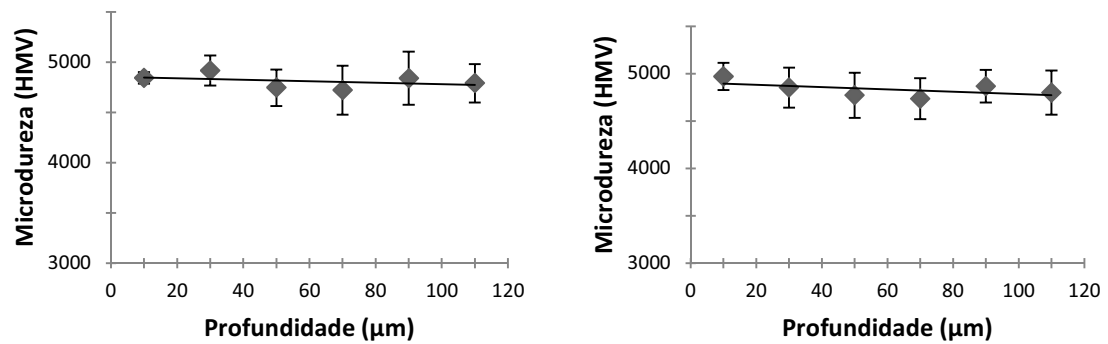
Fonte: Elaboração do autor

Figura 46 - Perfil da microdureza da condição B2 e sua réplica (fluido semissintético).



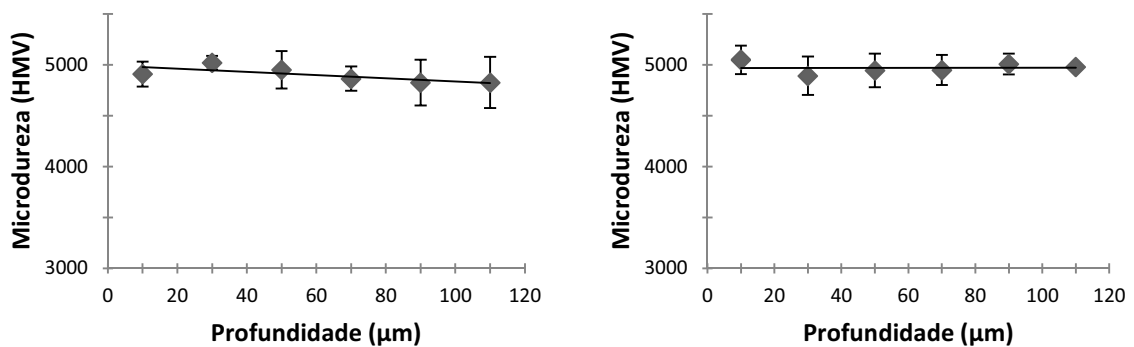
Fonte: Elaboração do autor

Figura 47 - Perfil da microdureza da condição C1 e sua réplica (fluido sintético).



Fonte: Elaboração do autor

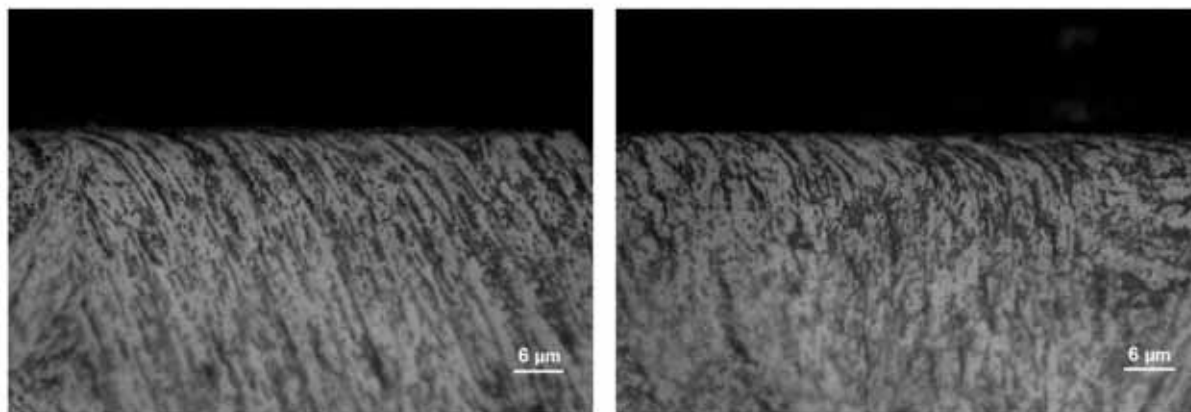
Figura 48 - Perfil da microdureza da condição C2 e sua réplica (fluido sintético).



Fonte: Elaboração do autor

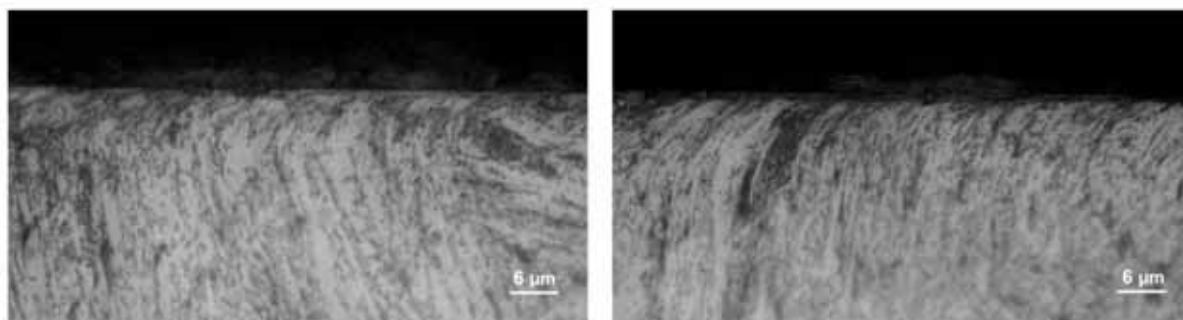
APÊNDICE D – Microestrutura da peça

Figura 49 - Microestruturas da peça após o fresamento na condição A1 (usinagem a seco).



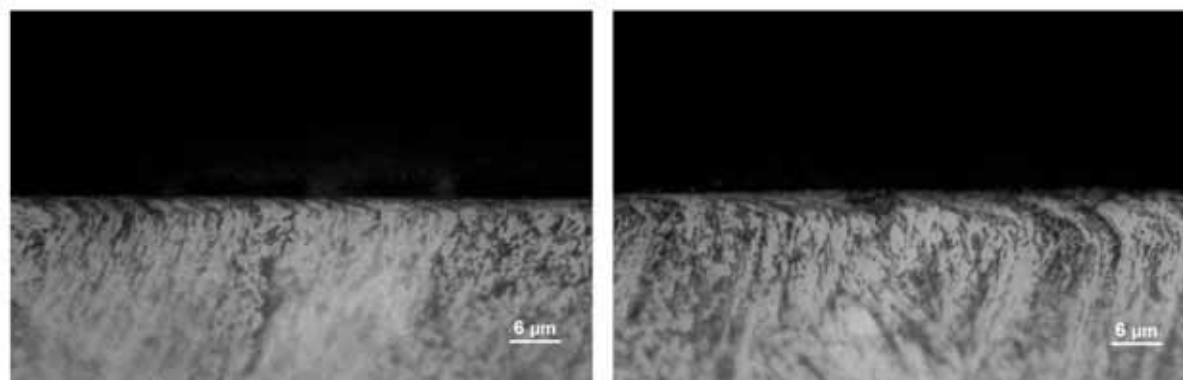
Fonte: Elaboração do autor

Figura 50 - Microestruturas da peça após o fresamento na condição A2 (usinagem a seco).



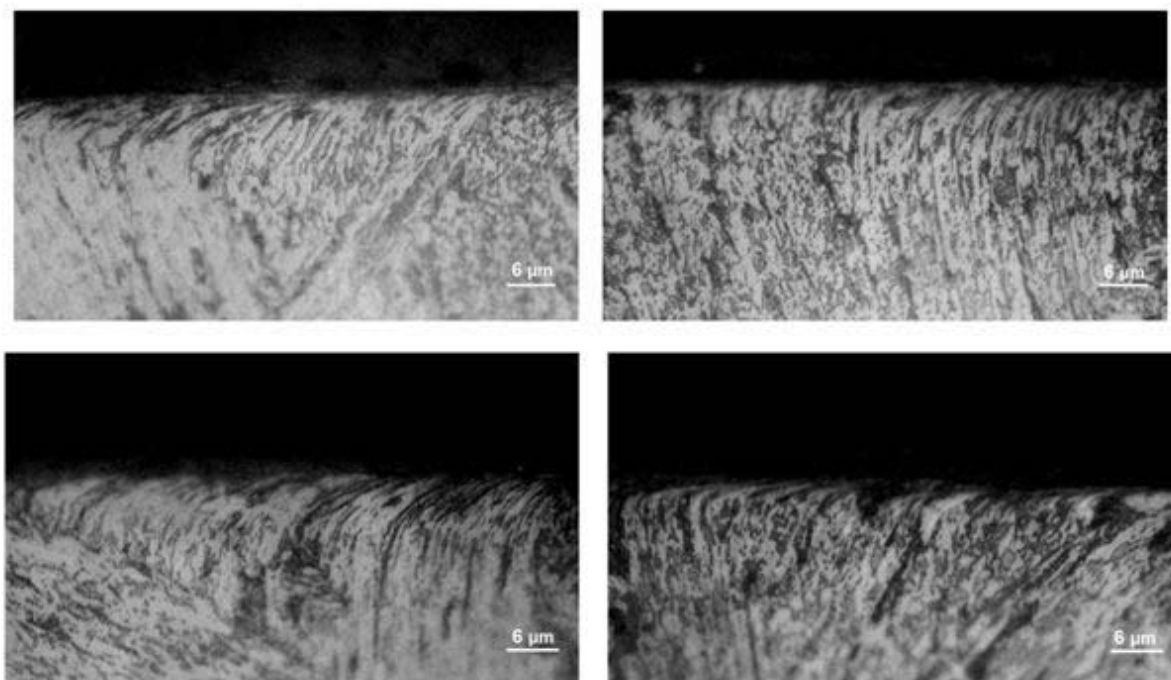
Fonte: Elaboração do autor

Figura 51 - Microestruturas da peça após o fresamento na condição B1 (fluido semissintético).



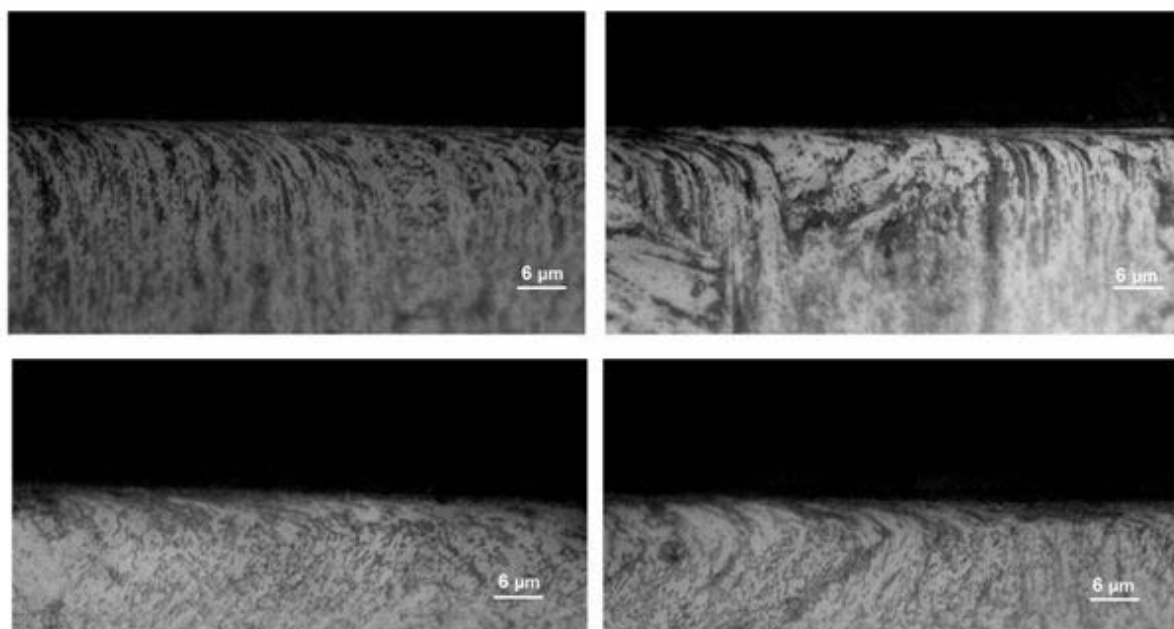
Fonte: Elaboração do autor

Figura 52 - Microestruturas da peça após o fresamento na condição B2 (fluido semissintético).



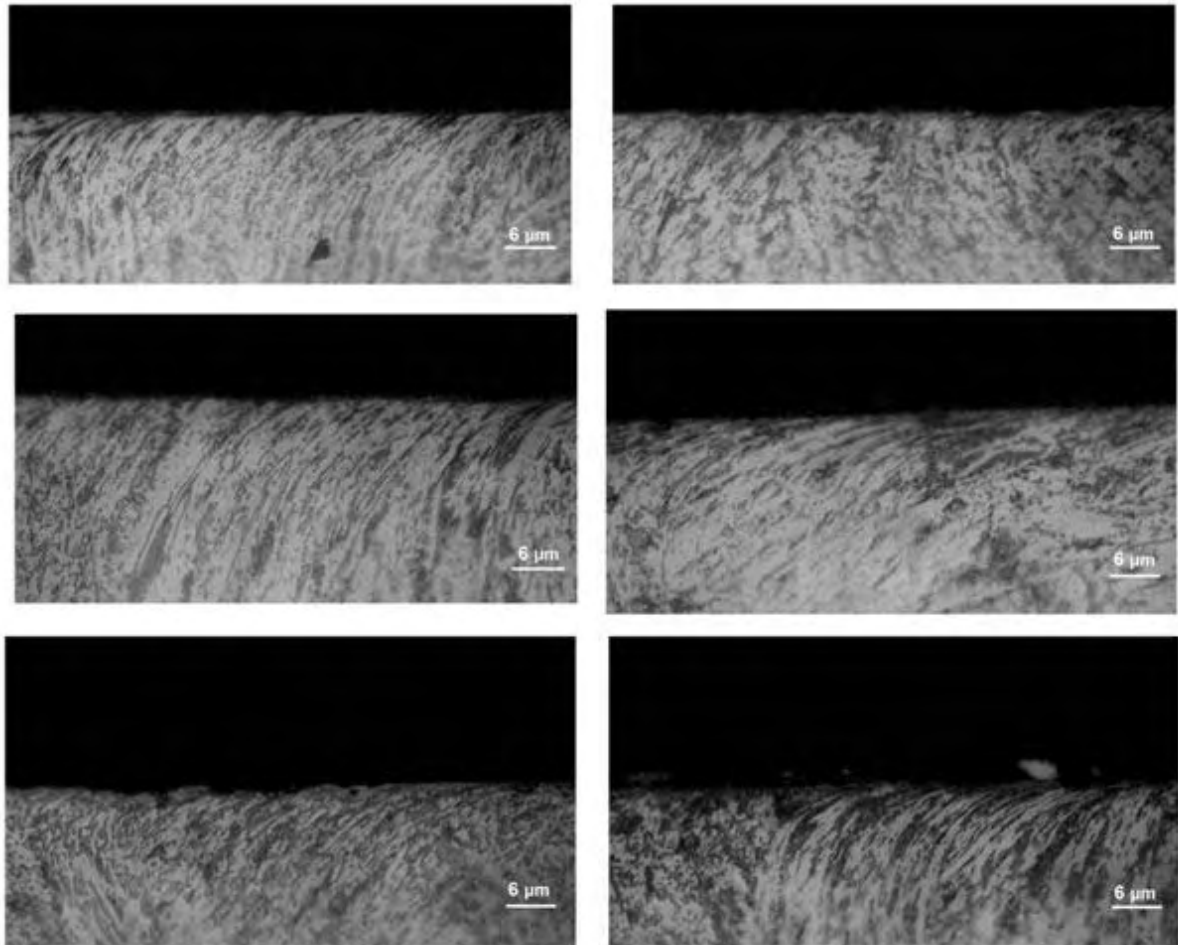
Fonte: Elaboração do autor

Figura 53 - Microestruturas da peça após o fresamento na condição C1 (fluido sintético).



Fonte: Elaboração do autor

Figura 54 - Microestruturas da peça após o fresamento na condição C2 (fluido sintético).



Fonte: Elaboração do autor

APÊNDICE E – Equações dos volumes de controle

Equações dos 27 volumes de controle:

• Bloco 1:

○ Volume de controle 1:

$$(a_E + a_S + a_T + ap^0 + h\delta_y\delta_z)T_1 = a_E T_2 + a_S T_4 + a_T T_{10} + ap^0 T_1^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z + q_L'' \delta_x \delta_z \quad (29)$$

○ Volume de controle 2:

$$(a_W + a_E + a_S + a_T + ap^0)T_2 = a_W T_1 + a_E T_3 + a_S T_5 + a_T T_{11} + ap^0 T_2^0 + q_L'' \delta_x \delta_z \quad (30)$$

○ Volume de controle 3:

$$(a_W + a_S + a_T + ap^0 + h\delta_y\delta_z)T_3 = a_W T_2 + a_S T_6 + a_T T_{12} + ap^0 T_3^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z + q_L'' \delta_x \delta_z \quad (31)$$

○ Volume de controle 4:

$$(a_E + a_S + a_N + a_T + ap^0 + h\delta_y\delta_z)T_4 = a_E T_5 + a_S T_7 + a_N T_1 + a_T T_{13} + ap^0 T_4^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (32)$$

○ Volume de controle 5:

$$(a_W + a_E + a_S + a_N + a_T + ap^0)T_5 = a_W T_4 + a_E T_6 + a_S T_8 + a_N T_2 + a_T T_{14} + ap^0 T_5^0 \quad (33)$$

○ Volume de controle 6:

$$(a_W + a_S + a_N + a_T + ap^0 + h\delta_y\delta_z)T_6 = a_W T_5 + a_S T_9 + a_N T_3 + a_T T_{15} + ap^0 T_6^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (34)$$

○ Volume de controle 7:

$$(a_E + a_N + a_T + ap^0 + h\delta_y\delta_z)T_7 = a_E T_8 + a_N T_4 + a_T T_{16} + ap^0 T_7^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (35)$$

○ Volume de controle 8:

$$(a_W + a_E + a_N + a_T + ap^0)T_8 = a_W T_7 + a_E T_9 + a_N T_5 + a_T T_{17} + ap^0 T_8^0 \quad (36)$$

○ Volume de controle 9:

$$(a_W + a_N + a_T + ap^0 + h\delta_y\delta_z)T_9 = a_W T_8 + a_N T_6 + a_T T_{18} + ap^0 T_9^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (37)$$

• Bloco 2:

○ Volume de controle 10:

$$(a_E + a_S + a_B + a_T + ap^0 + h\delta_y\delta_z)T_{10} = a_E T_{11} + a_S T_{13} + a_B T_1 + a_T T_{19} + ap^0 T_{10}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z + q_L'' \delta_x \delta_z \quad (38)$$

- Volume de controle 11:

$$(a_W + a_E + a_S + a_B + a_T + ap^0)T_{11} = a_W T_{10} + a_E T_{12} + a_S T_{14} + a_B T_2 + a_T T_{20} + ap^0 T_{11}^0 + q_L'' \delta_x \delta_z \quad (39)$$

- Volume de controle 12:

$$(a_W + a_S + a_B + a_T + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_{12} = a_W T_{11} + a_S T_{15} + a_B T_3 + a_T T_{21} + ap^0 T_{12}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z + q_L'' \delta_x \delta_z \quad (40)$$

- Volume de controle 13:

$$(a_E + a_S + a_N + a_B + a_T + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_{13} = a_E T_{14} + a_S T_{16} + a_N T_{10} + a_B T_4 + a_T T_{22} + ap^0 T_{13}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (41)$$

- Volume de controle 14:

$$(a_W + a_E + a_S + a_N + a_B + a_T + ap^0)T_{14} = a_W T_{13} + a_E T_{15} + a_S T_{17} + a_N T_{11} + a_B T_5 + a_T T_{23} + ap^0 T_{14}^0 \quad (42)$$

- Volume de controle 15:

$$(a_W + a_S + a_N + a_B + a_T + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_{15} = a_W T_{14} + a_S T_{18} + a_N T_{12} + a_B T_6 + a_T T_{24} + ap^0 T_{15}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (43)$$

- Volume de controle 16:

$$(a_E + a_N + a_B + a_T + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_{16} = a_E T_{17} + a_N T_{13} + a_B T_7 + a_T T_{25} + ap^0 T_{16}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (44)$$

- Volume de controle 17:

$$(a_W + a_E + a_N + a_B + a_T + ap^0)T_{17} = a_W T_{16} + a_E T_{18} + a_N T_{14} + a_B T_8 + a_T T_{26} + ap^0 T_{17}^0 \quad (45)$$

- Volume de controle 18:

$$(a_W + a_N + a_B + a_T + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_{18} = a_W T_{17} + a_N T_{15} + a_B T_9 + a_T T_{27} + ap^0 T_{18}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (46)$$

• Bloco 3:

- Volume de controle 19:

$$(a_E + a_S + a_B + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_{19} = a_E T_{20} + a_S T_{22} + a_B T_{10} + ap^0 T_{19}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z + q_L'' \delta_x \delta_z \quad (47)$$

- Volume de controle 20:

$$(a_W + a_E + a_S + a_B + ap^0)T_{20} = a_W T_{19} + a_E T_{21} + a_S T_{23} + a_B T_{11} + ap^0 T_{20}^0 + q_L'' \delta_x \delta_z \quad (48)$$

- Volume de controle 21:

$$(a_W + a_S + a_B + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_{21} = a_W T_{20} + a_S T_{24} + a_B T_{12} + ap^0 T_{21}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z + q_L'' \delta_x \delta_z \quad (49)$$

- Volume de controle 22:

$$(a_E + a_S + a_N + a_B + ap^0 + h\delta_y\delta_z)T_{22} = a_ET_{23} + a_ST_{25} + a_NT_{19} + a_BT_{13} + ap^0T_{22}^0 + hT_\infty\delta_y\delta_z \quad (50)$$

○ Volume de controle 23:

$$(a_W + a_E + a_S + a_N + a_B + ap^0)T_{23} = a_WT_{22} + a_ET_{24} + a_ST_{26} + a_NT_{20} + a_BT_{14} + ap^0T_{23}^0 \quad (51)$$

○ Volume de controle 24:

$$(a_W + a_S + a_N + a_B + ap^0 + h\delta_y\delta_z)T_{24} = a_WT_{23} + a_ST_{27} + a_NT_{21} + a_BT_{15} + ap^0T_{24}^0 + hT_\infty\delta_y\delta_z \quad (52)$$

○ Volume de controle 25:

$$(a_E + a_N + a_B + ap^0 + h\delta_y\delta_z)T_{25} = a_ET_{26} + a_NT_{22} + a_BT_{16} + ap^0T_{25}^0 + hT_\infty\delta_y\delta_z \quad (53)$$

○ Volume de controle 26:

$$(a_W + a_E + a_N + a_B + ap^0)T_{26} = a_WT_{25} + a_ET_{27} + a_NT_{23} + a_BT_{17} + ap^0T_{26}^0 \quad (54)$$

○ Volume de controle 27:

$$(a_W + a_N + a_B + ap^0 + h\delta_y\delta_z)T_{27} = a_WT_{26} + a_NT_{24} + a_BT_{18} + ap^0T_{27}^0 + hT_\infty\delta_y\delta_z \quad (55)$$