

Serviço de Pós-Graduação EESC/USP

EXEMPLAR REVISADO

Data de entrada no Serviço: 07.11.2002

Ass.: *Kamau*

**METODOLOGIA PARA ESCOLHA DE  
FLUIDOS DE CORTE NÃO AGRESSIVOS AO  
MEIO AMBIENTE PARA APLICAÇÕES EM  
USINAGEM DE METAIS**

Aldo Braghini Junior

DEDALUS - Acervo - EESC



31100037134

Tese apresentada à Escola de Engenharia  
de São Carlos, da Universidade de São  
Paulo, como parte dos requisitos para  
obtenção do título de Doutor em  
Engenharia Mecânica

ORIENTADOR: Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho

São Carlos

2002



Class.	TESE
Cutt.	0944
Tempo	T000103
Sysno	1295745

31 10 00 37 134

EXEMPLAR REVISADO

Data de entrada no Serviço:.....

Ass.:.....

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

B813m      Braghini Junior, Aldo  
 Metodologia para escolha de fluidos de corte não agressivos ao meio ambiente para aplicações em usinagem de metais / Aldo Braghini Junior. -- São Carlos, 2002.

Tese (Doutorado) -- Escola de Engenharia de São Carlos-Universidade de São Paulo, 2002.  
 Área: Engenharia Mecânica.  
 Orientador: Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho.

1. Fluido de corte. 2. MQL. 3. Aços endurecidos. 4. Meio ambiente. I. Título.



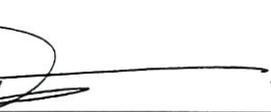
FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **ALDO BRAGHINI JUNIOR**

Tese defendida e julgada em 25-10-2002 perante a Comissão Julgadora:

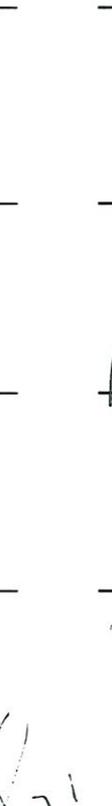
  
\_\_\_\_\_  
Prof. Assoc. **REGINALDO TEIXEIRA COELHO (Orientador)**  
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP) Aprovado

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Tit. **JOÃO FERNANDO GOMES DE OLIVEIRA**  
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP) Aprovado

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Dr. **JOSE MARIA SAIZ JABARDO**  
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP) Aprovado

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Tit. **ANSELMO EDUARDO DINIZ**  
(Universidade Estadual de Campinas/UNICAMP) Aprovado

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Dr. **EDUARDO CARLOS BIANCHI**  
(UNESP/Campus de Bauru) Aprovado

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Associado **ARTHUR JOSÉ VIEIRA PORTO**  
Coordenador do Programa de Pós-Graduação  
em Engenharia Mecânica

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Assoc. **MARIA DO CARMO CALIJURI**  
Presidente da Comissão de Pós-Graduação

Aos meus pais,  
pelo apoio ao longo de uma vida

## **Agradecimentos**

À Deus por ser Pai antes de tudo.

Ao Professor Reginaldo Teixeira Coelho pela orientação fornecida durante a elaboração deste trabalho.

Ao Professor José Maria Saiz Jabardo pela colaboração na parte térmica deste trabalho.

Ao Professor João Fernando Gomes de Oliveira pela ajuda na elaboração deste trabalho.

Ao amigo Alessandro Roger Rodrigues pelas horas de discussão técnica durante a elaboração deste trabalho.

Ao amigo e técnico mecânico Ronaldo de Oliveira Martins pela amizade e auxílio na etapa de experimentação do trabalho.

Aos colegas João Chagas, Alexandre, Carlos Magno, Giuliano, Leonardo, Fábio, Eraldo, Marcelinho, Paulo.

À secretaria de Pós-graduação da Engenharia Mecânica e à secretaria do Departamento de Engenharia Mecânica

Às empresas: Micro Química Indústria e Comércio Ltda pela doação dos fluidos de corte; Sensis Automação, pelo sensor e aparelho de emissão acústica; Sandvik do Brasil pela doação das ferramentas de usinagem e ITW pelo equipamento de MQL.

À FAPESP pela bolsa de estudo concedida.

# SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	I
LISTA DE TABELAS.....	VI
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS.....	VII
LISTA DE SÍMBOLOS.....	VIII
RESUMO.....	X
ABSTRACT.....	XI
<b>1 – INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
1.1 – CONTEXTUALIZAÇÃO .....	1
1.2 – OBJETIVOS.....	4
1.3 – ESTRUTURA DO TRABALHO .....	4
<b>2 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>6</b>
2.1 – GERAÇÃO DE CALOR EM PROCESSOS DE USINAGEM .....	7
2.2 – TEMPERATURA NA REGIÃO DE CORTE – CARACTERÍSTICAS E MÉTODOS DE MEDIÇÃO .....	13
2.2.1 – <i>Infravermelho</i> .....	13
2.2.2 – <i>Termopar Peça/Ferramenta</i> .....	16
2.2.3 – <i>Termopar Inserido</i> .....	18
2.2.4 – <i>Resposta de Três Métodos de Medição de Temperatura em Função dos Parâmetros de Corte</i> .....	21
2.2.5 – <i>Medição da Distribuição de Temperatura Através de um Filme PVD</i> .....	23
2.3 – FLUIDOS DE CORTE .....	27
2.3.1 – <i>Funções e Forma de Ação dos Fluidos de Corte</i> .....	28
2.3.2 – <i>Métodos de Aplicação dos Fluidos de Corte</i> .....	30
2.3.3 – <i>Aditivos Usados na Composição dos Fluidos de Corte</i> .....	31
2.3.4 – <i>Classificação dos Fluidos de Corte</i> .....	33
2.3.4.1 - <i>Óleos de Corte</i> .....	34
2.3.4.2 - <i>Fluidos Miscíveis em Água</i> .....	36
2.3.4.2.1 - <i>Emulsões / Óleos Solúveis</i> .....	37
2.3.4.2.2 - <i>Fluidos Sintéticos / Soluções Químicas</i> .....	39
2.3.4.2.3 - <i>Fluidos Semi-Sintéticos</i> .....	41
2.3.4.3 - <i>Gases</i> .....	41
2.4 – LUBRIFICANTES SÓLIDOS .....	42

2.5 – SELEÇÃO DE FLUIDOS DE CORTE .....	43
2.6 – MANUTENÇÃO, RECIKLAGEM E DESCARTE DOS FLUIDOS DE CORTE.....	44
2.6.1 – <i>Manutenção dos Fluidos de Corte</i> .....	45
2.6.2 – <i>Reciclagem dos Fluidos de Corte</i> .....	46
2.6.3 – <i>Tratamentos para Descarte dos Fluidos de Corte</i> .....	47
2.7 – DANOS À SAÚDE HUMANA RELACIONADOS À EXPOSIÇÃO AOS FLUIDOS DE CORTE .....	49
2.8 - FLUIDOS DE CORTE NÃO NOCIVOS AO MEIO AMBIENTE E AO HOMEM .....	52
2.9 – ASPECTOS DOS FLUIDOS DE CORTE TRADICIONAIS EM USINAGEM .....	55
2.9.1 – <i>Coefficiente de Transmissão de Calor por Convecção</i> .....	55
2.9.2 – <i>Efeito da Variação da Vazão de Fluido de Corte sobre a Temperatura de Usinagem</i> ... 58	
2.9.3 – <i>Influência das Propriedades dos Fluidos de Corte em seu Desempenho</i> .....	60
2.9.4 – <i>Efeito do Fluido de Corte Sobre a Usinagem</i> .....	63
2.9.5 – <i>Efeito do Fluido de Corte a Alta Pressão Sobre a Usinagem</i> .....	71
2.10 – USINAGEM SEM FLUIDO DE CORTE .....	76
2.10.1 – <i>Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL)</i> .....	79
2.10.2 – <i>Aplicação Prática do Corte Sem Fluido e Com o Uso da Técnica MQL</i> .....	83
2.10.3 – <i>Ferramentas de Corte para a Usinagem Sem Fluido</i> .....	87
2.10.3.1 – <i>A Aplicação de Coberturas em Ferramentas de Usinagem</i> .....	90
2.10.3.2 – <i>Desempenho das Coberturas na Usinagem</i> .....	92
2.10.4 – <i>Máquina Ferramenta para o Corte Sem Fluido</i> .....	96
2.11 – RESUMO DOS PRINCIPAIS TÓPICOS ABORDADOS NA REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	97
<b>3 – PROPOSTA DE UM MÉTODO COMPARATIVO PARA AVALIAÇÃO DE FLUIDOS DE CORTE APLICADOS EM PROCESSOS CONVENCIONAIS DE USINAGEM.....</b>	<b>100</b>
3.1 – MODELO PARA ESTIMAR O FLUXO DE CALOR ABSORVIDO PELO CORPO-DE-PROVA E O COEFICIENTE DE TRANSMISSÃO DE CALOR POR CONVECÇÃO .....	103
3.1.1 – <i>Hipóteses Simplificativas do Modelo Proposto</i> .....	104
3.1.2 – <i>Modelo Simplificado (Análise Volumétrica)</i> .....	107
3.2 – MÉTODO DE CÁLCULO PARA A ENERGIA ACUMULADA NO CORPO-DE-PROVA.....	112
3.3 – CÁLCULO DA ENERGIA DE USINAGEM NO EIXO-ÁRVORE DA MÁQUINA .....	113
3.3.1 – <i>Cálculo da energia de translação</i> .....	114
3.3.2 – <i>Cálculo da energia de rotação</i> .....	115
<b>4 – TRABALHO EXPERIMENTAL.....</b>	<b>117</b>
4.1 – MATERIAIS, EQUIPAMENTOS E PROCEDIMENTOS .....	117
4.1.1 – <i>Máquina-ferramenta</i> .....	117
4.1.2 – <i>Ferramentas</i> .....	117
4.1.3 – <i>Equipamentos de Medição</i> .....	118
4.1.4 – <i>Corpo-de-prova</i> .....	118
4.1.5 – <i>Dispositivo de Fixação do Corpo-de-prova</i> .....	121

4.1.6 – Banco de Ensaios.....	123
4.1.6.1 – Detalhes da Aquisição da Temperatura.....	125
4.1.6.2 – Sincronização da Aquisição dos Dados.....	129
4.1.6.3 – Descrição do Equipamento MQL e Montagem do Sistema de Ar Comprimido.....	130
4.1.6.4 – Bico Aspersor.....	133
4.2 – PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL.....	134
4.3 – PROCEDIMENTO PARA METALOGRAFIA E MEDIÇÃO DE MICRODUREZA .....	138
4.4 – METODOLOGIA PARA EXECUÇÃO DE EXPERIMENTOS.....	140
<b>5 – RESULTADOS E DISCUSSÕES.....</b>	<b>142</b>
5.1 – AVALIAÇÃO DO BANCO DE ENSAIOS E DO MODELO PROPOSTO SOB VARIÁVEIS ENVOLVIDAS NA EXPERIMENTAÇÃO .....	148
5.1.1 – Avaliação da Medição de Temperatura .....	148
5.1.2 – Variação da Profundidade de Usinagem .....	150
5.1.3 – Velocidade de corte.....	155
5.1.4 – Profundidade de Usinagem.....	158
5.1.5 – Posição dos Bicos de Aspersão.....	161
5.2 – ENSAIOS COM LUBRIFICAÇÃO/REFRIGERAÇÃO .....	162
5.2.1 – Resultados com Ar Comprimido e sem Fluido de Corte.....	162
5.2.2 – Resultados com Mínima Quantidade de Lubrificante .....	164
5.3 – METALOGRAFIA E MICRODUREZA DO CORPO-DE-PROVA .....	168
5.4 – EXPERIMENTOS NA CONDIÇÃO HSC.....	171
5.5 – RESULTADOS DE $H_{GLOBAL}$ .....	174
<b>6 – CONCLUSÕES.....</b>	<b>175</b>
<b>7 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....</b>	<b>177</b>
<b>8 – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>178</b>
8.1 – BIBLIOGRAFIA CITADA.....	178
8.2 – BIBLIOGRAFIA CONSULTADA.....	197
<b>APÊNDICE A.....</b>	<b>204</b>
<b>APÊNDICE B.....</b>	<b>210</b>
<b>APÊNDICE C.....</b>	<b>216</b>
<b>APÊNDICE D.....</b>	<b>218</b>
<b>APÊNDICE E.....</b>	<b>223</b>
<b>APÊNDICE F.....</b>	<b>225</b>



## LISTA DE FIGURAS

FIGURA 2.1 – (A) REPRESENTAÇÃO DO PROCESSO DE CORTE COM UMA FERRAMENTA DE PONTA ÚNICA. (B) LOCALIZAÇÃO DAS TRÊS ZONAS DE GERAÇÃO DE CALOR....	9
FIGURA 2.2 – MODELO SIMPLIFICADO DA FORMAÇÃO DE CAVACO EM DUAS DIMENSÕES (SHAW, 1988).....	11
FIGURA 2.3 – ESQUEMA QUE REPRESENTA O GRADIENTE TÉRMICO DE UMA FERRAMENTA DE PONTA ÚNICA.....	12
FIGURA 2.4 – ARRANJO PARA MEDIÇÃO DA TEMPERATURA DO TOPO DO CAVACO EM UM CORTE ORTOGONAL (JASPERS ET AL., 1998).....	13
FIGURA 2.5 – ESQUEMA DO DISPOSITIVO DE MEDIÇÃO DE TEMPERATURA (MÜLLER-HUMMEL ET AL., 1997).....	15
FIGURA 2.6 – “SETUP” DE CALIBRAÇÃO DO TERMOPAR PEÇA/FERRAMENTA (LESHOCK ET AL., 1997).....	17
FIGURA 2.7 – ESQUEMA DA MEDIÇÃO DA TEMPERATURA LOCAL DA SUPERFÍCIE DE SAÍDA DA FERRAMENTA (MAEKAWA ET AL., 1996).....	19
FIGURA 2.8 – ARRANJO EXPERIMENTAL (KATO ET AL., 1996).....	24
FIGURA 2.9 – MAPAS DE TEMPERATURA (KATO ET AL., 1996).....	25
FIGURA 2.10 – ISOTERMAS DO BISMUTO PARA DIFERENTES TEMPOS DE CORTE (KATO ET AL., 1996).....	26
FIGURA 2.11 – DESCARTE DE CAVACOS DE RETIFICAÇÃO NA ALEMANHA (BRINKSMEIER ET AL., 1994).....	48
FIGURA 2.12 – EFEITO DO RESFRIAMENTO SOBRE (A) MÁXIMA TEMPERATURA DA SUPERFÍCIE DE SAÍDA DA FERRAMENTA E (B) MÁXIMA TEMPERATURA DO FLANCO DA FERRAMENTA EM VÁRIAS VELOCIDADES DE CORTE (A 33M/MIN; B 46 M/MIN; C 61 M/MIN) (CHILDS ET AL., 1988).....	56
FIGURA 2.13 – EFEITO DA CONCENTRAÇÃO DO ÓLEO SOBRE O COEFICIENTE DE TRANSMISSÃO DE CALOR POR CONVECÇÃO (DANIEL ET AL., 1996).....	62
FIGURA 2.14 – DIREÇÕES A, B, C, C’ DE APLICAÇÃO DO FLUIDO DE CORTE (SEAH ET AL., 1995).....	63
FIGURA 2.15 – GEOMETRIA DO JATO DE FLUIDO DE CORTE (MACHADO ET AL., 1994).....	74

FIGURA 2.16 – CONCEITOS DE SISTEMAS DE MÍNIMA QUANTIDADE DE LUBRIFICAÇÃO (NOVASKI ET AL., 1999B).....	81
FIGURA 2.17 – QUATRO MANEIRAS DIFERENTES DE LEVAR O FLUIDO DE CORTE ATÉ A ARESTA DE CORTE (ERDEL, 1999).....	82
FIGURA 2.18 – DUREZA A QUENTE PARA ALGUNS TIPOS DE MATERIAIS DE FERRAMENTA (ALMOND, 1981). ....	88
FIGURA 2.19 – FERRAMENTA COM UMA COBERTURA DURA E OUTRA MACIA USADA EM FURAÇÃO (KLOCKE ET AL., 1998).....	93
FIGURA 3.1 – CONDIÇÕES DE CONTORNO ENVOLVENDO $Q'$ E $H$ . ....	105
FIGURA 3.2 – BOLSÕES CONSTRUÍDOS NO DISPOSITIVO DE FIXAÇÃO COM O MATERIAL TERMICAMENTE ISOLANTE. ....	107
FIGURA 3.3 – BALANÇO DE ENERGIA NO CORPO-DE-PROVA. ....	108
FIGURA 3.4 – ESQUEMA DO POSICIONAMENTO DAS COMPONENTES DA FORÇA DE USINAGEM MAIS O MOMENTO TORSOR. ....	113
FIGURA 4.1 – CORPO-DE-PROVA.....	119
FIGURA 4.2 – DETALHE DA FIXAÇÃO DOS TERMOPARES EM UMA METADE DO CORPO-DE-PROVA. ....	120
FIGURA 4.3 – DETALHES DA FIXAÇÃO DOS TERMOPARES COM AS DUAS PARTES DO CORPO-DE-PROVA UNIDAS. ....	121
FIGURA 4.4 – SUPERFÍCIE DE USINAGEM DO CORPO-DE-PROVA. ....	121
FIGURA 4.5 – DISPOSITIVO DE FIXAÇÃO DO CORPO-DE-PROVA.....	122
FIGURA 4.6 – DETALHE DOS TERMOPARES NO DISPOSITIVO DE FIXAÇÃO. ....	122
FIGURA 4.7 – CORPO-DE-PROVA MONTADO NO DISPOSITIVO DE FIXAÇÃO.....	123
FIGURA 4.8 – VISTA FRONTAL DO BANCO DE ENSAIO.....	124
FIGURA 4.9 – CIRCUITO ELETRÔNICO QUE TRANSFORMA TENSÃO (MICRO VOLTS) EM CORRENTE (MILI AMPER) E NOVAMENTE EM TENSÃO (VOLTS). ....	126
FIGURA 4.10 – MONTAGEM DO CONJUNTO DE PLACAS.....	127
FIGURA 4.11 – ALIMENTAÇÃO DAS PLACAS DE CIRCUITO ELETRÔNICO.....	127
FIGURA 4.12 – SENSOR DE EMISSÃO ACÚSTICA MONTADO NO DISPOSITIVO DE FIXAÇÃO DO CORPO-DE-PROVA. ....	130
FIGURA 4.13 – UNIDADE DE TRATAMENTO DE SINAL DO SENSOR DE EMISSÃO ACÚSTICA E O ACOPLAMENTO ÓPTICO. ....	130

FIGURA 4.14 – VISTA GERAL DO EQUIPAMENTO DE MQL. ....	131
FIGURA 4.15 – DETALHE DA UNIDADE DE CONTROLE MQL. ....	131
FIGURA 4.16 – CONDUÇÃO DO AR COMPRIMIDO E DO ÓLEO EM MANGUEIRAS SEPARADAS, DA UNIDADE DE CONTROLE ATÉ O BICO ASPERSOR. ....	133
FIGURA 4.17 – BICO DE ASPERSÃO DESENVOLVIDO PARA A EXPERIMENTAÇÃO.....	134
FIGURA 4.18 – RETIRADA DAS DUAS PARTES DA AMOSTRA DE UMA METADE DO CORPO-DE-PROVA.....	138
FIGURA 4.19 – SEQÜÊNCIA DE MONTAGEM DA AMOSTRA.....	139
FIGURA 4.20 – PROCEDIMENTO PARA MEDIÇÃO DE MICRODUREZA.....	139
FIGURA 5.1 – TEMPERATURA DO CORPO-DE-PROVA REPRESENTADA POR 5 TERMOPARES.....	143
FIGURA 5.2 – TEMPERATURA MÉDIA DO CORPO-DE-PROVA.....	144
FIGURA 5.3 – TEMPERATURA MÉDIA NO INTERVALO DE INTERESSE.....	145
FIGURA 5.4 – COMPARAÇÃO ENTRE A TEMPERATURA MÉDIA EXPERIMENTAL E A TEMPERATURA MÉDIA CALCULADA.....	146
FIGURA 5.5 – COMPORTAMENTO DA FORÇA $F_Y$ DURANTE A USINAGEM.....	147
FIGURA 5.6 – COMPORTAMENTO DO MOMENTO TORSOR DURANTE A USINAGEM....	147
FIGURA 5.7 – COMPORTAMENTO DA TEMPERATURA USANDO UM RESISTOR COMO FONTE DE CALOR.....	149
FIGURA 5.8 – COMPARAÇÃO ENTRE A TEMPERATURA MÉDIA EXPERIMENTAL E TEMPERATURA MÉDIA CALCULADA PARA UM RESISTOR COMO FONTE DE CALOR. .....	150
FIGURA 5.9 – ERRO DE PARALELISMO NO CORPO-DE-PROVA ENCONTRADO APÓS UM EXPERIMENTO.....	151
FIGURA 5.10 – EFEITO DA DIMINUIÇÃO DA PROFUNDIDADE DE USINAGEM NA FORÇA $F_Z$ . (A) $A_p = 0,1$ MM; (B) $A_p = 0,025$ MM; (C) $A_p = 0,006$ MM.....	153
FIGURA 5.11 – (A) COMPARAÇÃO ENTRE EU E EA COM A VARIAÇÃO DA VELOCIDADE DE CORTE; (B) INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE DE CORTE NO $I_{CLASS}$ .....	156
FIGURA 5.12 – CONVECÇÃO NATURAL (A) COMPARAÇÃO ENTRE EU E EA COM A VARIAÇÃO DA PROFUNDIDADE DE USINAGEM; (B) INFLUÊNCIA DA PROFUNDIDADE DE USINAGEM NO $I_{CLASS}$ .....	158

FIGURA 5.13 – AR COMPRIMIDO 11,25 M <sup>3</sup> /H (A) COMPARAÇÃO ENTRE EU E EA COM A VARIAÇÃO DA PROFUNDIDADE DE USINAGEM; (B) INFLUÊNCIA DA PROFUNDIDADE DE USINAGEM NO I <sub>CLASS</sub> .....	159
FIGURA 5.14 – AR COMPRIMIDO 22,5 M <sup>3</sup> /H (A) COMPARAÇÃO ENTRE EU E EA COM A VARIAÇÃO DA PROFUNDIDADE DE USINAGEM; (B) INFLUÊNCIA DA PROFUNDIDADE DE USINAGEM NO I <sub>CLASS</sub> .....	160
FIGURA 5.15 – (A) COMPARAÇÃO ENTRE EU E EA COM A VARIAÇÃO DA POSIÇÃO DOS BICOS ASPERSORES; (B) INFLUÊNCIA DA POSIÇÃO DOS BICOS ASPERSORES NO I <sub>CLASS</sub> .....	161
FIGURA 5.16 – (A) COMPARAÇÃO ENTRE EU E EA COM CONVECÇÃO NATURAL E FORÇADA; (B) INFLUÊNCIA DA CONVECÇÃO NATURAL E FORÇADA NO I <sub>CLASS</sub> .....	162
FIGURA 5.17 – (A) COMPARAÇÃO ENTRE EU E EA COM CONVECÇÃO NATURAL E FORÇADA; (B) INFLUÊNCIA DA CONVECÇÃO NATURAL E FORÇADA NO I <sub>CLASS</sub> .....	163
FIGURA 5.18 – (A) VARIAÇÃO DA EU E DA EA EM RELAÇÃO A CONDIÇÃO DE MQL (O <sub>MÁX</sub> X AR <sub>MÁX</sub> ); (B) INFLUÊNCIA DA MESMA CONDIÇÃO DE MQL NO I <sub>CLASS</sub> .....	164
FIGURA 5.19 – (A) VARIAÇÃO DA EU E DA EA EM RELAÇÃO A CONDIÇÃO DE MQL (O <sub>MÍN</sub> X AR <sub>MÍN</sub> ); (B) INFLUÊNCIA DA MESMA CONDIÇÃO DE MQL NO I <sub>CLASS</sub> .....	165
FIGURA 5.20 – (A) VARIAÇÃO DA EU E DA EA EM RELAÇÃO A CONDIÇÃO DE MQL (O <sub>MÍN</sub> X AR <sub>MÁX</sub> ); (B) INFLUÊNCIA DA MESMA CONDIÇÃO DE MQL NO I <sub>CLASS</sub> .....	166
FIGURA 5.21 – (A) VARIAÇÃO DA EU E DA EA EM RELAÇÃO A CONDIÇÃO DE MQL (O <sub>MÁX</sub> X AR <sub>MÍN</sub> ); (B) INFLUÊNCIA DA MESMA CONDIÇÃO DE MQL NO I <sub>CLASS</sub> .....	166
FIGURA 5.22 – MICROESTRUTURA DO CORPO-DE-PROVA ANTES DA USINAGEM. ....	168
FIGURA 5.23 – MICROESTRUTURA DO CORPO-DE-PROVA DEPOIS DA USINAGEM COM DIVERSOS ÓLEOS (A) OLEINA / MQL (O <sub>MÁX</sub> X AR <sub>MÍN</sub> ); (B) BIOG 800 / MQL (O <sub>MÁX</sub> X AR <sub>MÍN</sub> ); (C) MICROCORTE 220 / MQL (O <sub>MÁX</sub> X AR <sub>MÍN</sub> ).....	169
FIGURA 5.24 – MICRODUREZA NOS CORPOS-DE-PROVA (CARGA 25 GF) (A) ANTES DA USINAGEM; (B) USINAGEM COM OLEINA / MQL (O <sub>MÁX</sub> X AR <sub>MÍN</sub> ); (C) USINAGEM COM BIOG 800 / MQL (O <sub>MÁX</sub> X AR <sub>MÍN</sub> ); (D) USINAGEM COM MICROCORTE 220 / MQL (O <sub>MÁX</sub> X AR <sub>MÍN</sub> ). ....	171
FIGURA 5.25 – COMPORTAMENTO DA TEMPERATURA DO CORPO-DE-PROVA EM UMA CONDIÇÃO DE HSC COM A <sub>E</sub> DE 0,5 MM.....	172

FIGURA 5.26 – COMPORTAMENTO DA TEMPERATURA DO CORPO-DE-PROVA EM UMA CONDIÇÃO DE HSC COM $A_E$ DE 0,1 MM.....	173
FIGURA C.1 – ESQUEMA DE FUNCIONAMENTO DE UM ROTÂMETRO. ....	217

## LISTA DE TABELAS

TABELA 1.1 – RESPOSTA INDUSTRIAL PARA A QUESTÃO AMBIENTAL (YOUNG ET AL.,1997).....	3
TABELA 2.1 – SIGNIFICÂNCIA DO EFEITO DOS PARÂMETROS DE CORTE SOBRE A TEMPERATURA MEDIDA (ABRÃO ET AL., 1996). ....	23
TABELA 2.2 – CLASSIFICAÇÃO DOS ÓLEOS DE CORTE (EL BARADIE, 1996).....	35
TABELA 2.3 – CLASSIFICAÇÃO DOS ÓLEOS EMULSIONÁVEIS (EL BARADIE, 1996)39	
TABELA 2.4 – CLASSIFICAÇÃO DOS FLUIDOS DE CORTE SINTÉTICOS (EL BARADIE, 1996).....	40
TABELA 2.5 – CARACTERÍSTICAS GERAIS DOS FLUIDOS DE CORTE MISCÍVEIS E NÃO MISCÍVEIS EM ÁGUA (SHENG ET AL., 1997). ....	44
TABELA 2.6 – PROPRIEDADES DOS FLUIDOS DE CORTE DETERMINADAS EXPERIMENTALMENTE (DANIEL ET AL., 1996). ....	61
TABELA 2.7 – CAPABILIDADE TÉCNICA DO CORTE SEM FLUIDO (YOUNG ET AL.,1997).....	78
TABELA 2.8 – PROPRIEDADES DOS REVESTIMENTOS (SCHULZ ET AL., 2000).....	92
TABELA 5.1 – RUGOSIDADE MÉDIA PARA DIFERENTES LARGURAS DE USINAGEM...173	

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ISO – International Organization for Standardization

MQL – Mínima Quantidade de Lubrificante

$P_{\text{calibração}}$  – Pressão de calibração

$P_{\text{operação}}$  – Pressão de operação

PVD – Deposição Física de Vapor (Physical Vapor Deposition)

## LISTA DE SÍMBOLOS

- $A_L$  – Área de uma metade do corpo-de-prova onde ocorre a troca de calor por convecção [ $m^2$ ]
- $A_{LT}$  – Toda a área do corpo-de-prova que troca calor por convecção [ $m^2$ ]
- $A_s$  – Área da superfície do corpo-de-prova onde ocorre a usinagem e por onde é introduzida a energia de usinagem [ $m^2$ ]
- $c$  – Calor específico do material do corpo-de-prova [ $J/kg\ K$ ]
- $EA$  – Energia Acumulada no corpo-de-prova durante a usinagem [ $J$ ]
- $E_R$  – Parcela da energia de usinagem relacionada com o movimento de rotação da ferramenta [ $J$ ]
- $E_T$  – Parcela da energia de usinagem relacionada com o movimento de translação da ferramenta [ $J$ ]
- $EU$  – Energia de Usinagem, somatório das parcelas  $E_R$  mais  $E_T$  [ $J$ ]
- $FX$  – Componente da força de usinagem do eixo X do dinamômetro [ $N$ ]
- $FY$  – Componente da força de usinagem do eixo Y do dinamômetro [ $N$ ]
- $FZ$  – Componente da força de usinagem do eixo Z do dinamômetro [ $N$ ]
- $h$  – Coeficiente de transmissão de calor por convecção [ $W/m^2\ K$ ]
- $h_{global}$  – Coeficiente de transmissão de calor por convecção médio para a troca de calor durante a usinagem [ $W/m^2\ K$ ]
- $I_{class}$  – Índice de Classificação dos fluidos de corte [adimensional]
- $k$  – Condutividade térmica [ $W/mK$ ]
- $MZ$  – Momento torsor em torno do eixo Z do dinamômetro [ $Nm$ ]
- $q''$  – Fluxo de calor por unidade de área [ $W/m^2$ ];
- $t$  – Tempo de usinagem [ $s$ ]
- $T_c$  – Temperatura do corpo-de-prova [ $^{\circ}C$ ]
- $T_f$  – Temperatura do fluido [ $^{\circ}C$ ]
- $V$  – Volume do corpo-de-prova [ $m^3$ ]
- $V_{fluido}$  – Vazão de fluido de corte [ $l/h$ ]
- $W$  – Trabalho [ $J$ ]

$\phi$  – Ângulo de rotação da ferramenta [radiandos]

$\mu$  - Viscosidade dinâmica [kg/sm]

$\theta$  - Variação de temperatura entre  $T_c$  e  $T_f$  [°C]

$\rho$  - Densidade do material do corpo-de-prova [kg/m<sup>3</sup>].

## RESUMO

O uso do fluido de corte tradicional (base mineral) tem sido evitado, pois a este é atribuída uma série de doenças ocupacionais e agressões ao meio ambiente. O desenvolvimento tecnológico dos fluidos de corte tem possibilitado algumas soluções, como os fluidos “não agressivos” ao homem e ao meio ambiente. Este trabalho estuda o uso de alguns fluidos de corte para aplicações em usinagem de materiais e propõe uma metodologia de comparação de desempenho entre eles. Como formas de aplicação dos fluidos, usou-se a técnica MQL (Mínima Quantidade de Lubrificante), apenas ar comprimido sem óleo e o corte sem fluido algum, na operação de fresamento de topo do aço AISI H13 no estado endurecido (50 – 52 HRc). Os experimentos demonstraram que é possível estabelecer-se uma comparação entre várias condições de refrigeração/lubrificação, baseada na Energia de Usinagem (EU), na Energia Acumulada (EA) no corpo-de-prova e no Índice de Classificação do fluidos de corte (ICFC).

Palavras-chave: fluido de corte; MQL; aços endurecidos; meio ambiente.

## ABSTRACT

The use of the traditional cutting fluid (mineral base) has been avoided, because several occupational diseases and aggressions against the environment has been attributed to its use. The technological development of the cutting fluids has been producing some solutions, such as some fluids, which are “non aggressive” to the man and also to the environment. The present work studies the use o cutting fluids on machining and proposes a methodology to compare the performance amongst them in real machining conditions. Some application techniques were used, such as MQL (Minimum Quantity of Lubricant), applying only ar and dry machining, when end milling AISI H13 steel in its hardened state (50 - 52 HRc). The experiments demonstrated that it is possible to establish a comparison amongst several cooling/lubrication conditions, based on the Machining Energy (MEn), on the Accumulated Energy (AEn) on the workpiece and on the Index of Classification of the Cutting Fluids (ICCF).

Keywords: cutting fluid; MQL; hardened steel; environment.

# 1 – Introdução

## 1.1 – Contextualização

As questões ambientais têm tomado parte na vida do grande público nos últimos 25 anos. Este público tornou-se mais atento e interessado no impacto que o consumo de bens e serviços tem sobre os recursos naturais e a qualidade do meio ambiente.

Como resposta a esta preocupação ambientalista do grande público, os governos, que têm uma população mais exigente neste sentido, têm criado legislações que protegem o meio ambiente (CIAMBRONE, 1997). Segundo BUCHHOLZ (1998), para satisfazer às leis e aos anseios das sociedades, muitas indústrias têm dividido seus esforços neste sentido em 4 estágios:

- ↳ Na prevenção da geração de resíduos na fonte através do reprojeto do produto;
- ↳ Na reciclagem ou reaproveitamento de materiais descartados para recuperar produtos úteis;
- ↳ No tratamento dos resíduos para diminuir sua toxicidade;
- ↳ No descarte do resíduo restante de maneira adequada.

Os dois primeiros estágios são considerados os mais importantes, pois se traduzem em duas ações que podem minimizar a geração de resíduos.

Um exemplo prático da mudança de mentalidade foi o surgimento da ISO 14.000, sendo, pois, uma norma que trata do gerenciamento ambiental. Uma pesquisa conduzida pela ISO (International Organization for Standardization) mostrou que o número de certificações ISO 14.001 distribuídas até o final de 1997 triplicou em comparação ao mesmo período de 1996. Em dezembro de 1997, a pesquisa ISO mostrou que existiam 5.017 certificações pelo mundo comparado-se com apenas 1.491 de dezembro de 1996 (HOGARTH, 1999).

No Brasil também pode-se detectar estas mudanças. A Federação das Indústrias do Estado de São Paulo elaborou uma cartilha reunindo toda a legislação ambiental vigente, trazendo orientações legais às micro e pequenas empresas. A cartilha trás informações básicas sobre licenças, registros, autorizações, requisitos e penalidades às quais estão suscetíveis atividades potencialmente poluentes e prejudiciais ao meio ambiente (FIESP et al. 2001).

Ao longo das últimas décadas a indústria vem modificando sua postura com relação à questão ambiental. A tabela 1.1 mostra as etapas da mudança de mentalidade industrial e as medidas adotadas em função desta mudança.

A indústria ecológica procura otimizar todo o ciclo industrial, da matéria-prima ao produto acabado e ao último resíduo. Os ecossistemas industriais são classificados em três principais sistemas.

No sistema do Tipo I o fluxo de recursos é linear e os "indivíduos" do ecossistema não têm nenhuma preocupação com os recursos e resíduos. Materiais como papel, plástico e metal são incorporados em produtos os quais seguem diretamente para o consumidor. Depois de usados e descartados em esgotos e depósitos de lixo a recuperação dos resíduos é improvável.

TABELA 1.1 – Resposta industrial para a questão ambiental (YOUNG et al.,1997).

	Estágio I Pré década 70	Estágio II Entre décadas de 70 e 80	Estágio III Década 90
Abordagem geral	Reativo	Condescendente	Proativo
Consciência ambiental	Muito limitada	Limitada a um departamento em particular	Elevada consciência ambiental em todos os níveis da organização
Controle de gerenciamento	Corretivo	Inspeção	Auditoria ambiental
Poluição e resíduos	Resíduos não é uma questão importante	Controle de “fim de cano”	Inovação de processos
Leis	Pouca regulamentação	Controle de emissões e resíduos	Controle de poluição integrada.

O sistema do *Tipo II* caminha do modelo linear (*Tipo I*) para um modo de operação semicíclica. Aqui os processos industriais podem ser divididos em quatro principais agentes: o extrator de matéria prima, o fabricante, o usuário e o processador de resíduos. Eles executam operações em um modo cíclico dentro de um ecossistema industrial completo.

Um sistema do *Tipo II* é mais eficiente que um sistema do *Tipo I*, mas não é sustentável. No sistema do *Tipo III*, um ecossistema industrial sustentável, o resíduo de um “indivíduo” do sistema representa recurso para outro (YOUNG et al.,1997).

Analisando especificamente as indústrias ligadas à usinagem dos metais, há em seu processo produtivo o fluido de corte como um insumo necessário, mas por outro lado, uma fonte de problemas. Devido à sua formulação, os fluidos de corte, quando chegam ao final de sua vida útil podem ser agressivos ao meio ambiente se descartados sem o devido cuidado. Durante sua vida útil, a interação com o operador de máquina-ferramenta pode trazer problemas de

saúde (SAHM et al., 1996), (EL BARADIE, 1996a), (TEIXEIRA et al., 2000). Dentro da nova realidade, os custos relacionados aos fluidos de corte são maiores que o custo da simples aquisição e manutenção dos mesmos (KLOCKE et al., 1997), (SAHM et al., 1996), (MOSLEY, 1994).

Atualmente inúmeros pesquisadores buscam alternativas a estes fluidos de corte e seus sistemas de aplicação tradicionais.

## **1.2 – Objetivos**

- 1) *Estudar os efeitos de refrigeração dos fluidos de corte utilizados na técnica de Mínima Quantidade de Lubrificação, usando modelos de transmissão de calor.*
- 2) *Propor um método para testes comparativos e escolha de fluidos de corte não agressivos ao meio ambiente.*
- 3) *Verificar a resposta do método proposto sob condições de convecção natural e forçada com várias combinações dos parâmetros de usinagem.*
- 4) *Usar o método proposto para testar diversos fluidos de corte disponíveis no mercado, que atendam aos requisitos ecológicos e que privilegiem a qualidade da peça.*

## **1.3 – Estrutura do Trabalho**

A seguir faz-se uma breve apresentação da estrutura deste trabalho.

- ↗ Capítulo 2 – Revisão Bibliográfica: Procura-se abordar os tópicos relacionados ao tema deste trabalho. Esta revisão trata da geração de calor na usinagem, dos fluidos de corte em vários aspectos e da usinagem sem o uso de fluidos de corte.
  
- ↗ Capítulo 3 – Proposta de um Método Comparativo para Avaliação de Fluidos de Corte Aplicados em Processos Convencionais de Usinagem: Apresenta-se a metodologia, o modelo térmico, suas hipóteses simplificadoras do modelo e o equacionamento envolvido.
  
- ↗ Capítulo 4 – Trabalho experimental: Descreve-se o banco de ensaio utilizado, equipamentos, procedimento experimental e o planejamento experimental.
  
- ↗ Capítulo 5 – Resultados e Discussão: Apresentação dos resultados obtidos na experimentação e a discussão dos mesmos.
  
- ↗ Capítulo 6 – Conclusões: Apresenta-se as conclusões extraídas do trabalho desenvolvido.
  
- ↗ Capítulo 7 – Sugestões para Trabalhos Futuros: São sugeridos alguns pontos, sobre o assunto abordado, que podem ser investigados.
  
- ↗ Capítulo 8 – Referências Bibliográficas: Reúne todas as referências bibliográficas citadas e consultadas utilizadas na elaboração deste trabalho.

## 2 – Revisão Bibliográfica

O crescimento da conscientização relacionada aos problemas ecológicos e o aparecimento de legislações de proteção ao meio ambiente conduzem a uma reconsideração dos processos de produção tradicionais. As vantagens de produzir-se com uma preocupação ecológica resultam não somente na redução da energia consumida e na diminuição da geração de resíduos, mas também no bem estar dos funcionários e na redução da abstenção devido a doenças.

No caso específico dos processos de usinagem existe uma intensa geração de calor durante a remoção do material indesejado. Este calor é prejudicial ao processo de usinagem como um todo. Por isso faz-se uso dos fluidos de corte para a redução da temperatura na região de corte produzindo-se, adicionalmente, outros benefícios, que serão comentados à frente. No entanto, os fluidos de corte tradicionais têm como base óleos minerais (derivados do petróleo), substâncias sintéticas ou ainda, uma mistura de ambos. Devido à sua composição química, estes fluidos podem ser considerados agressivos à saúde do homem e ao meio ambiente.

As principais soluções ecológicas relacionadas aos fluidos de corte incluem: a minimização no uso do fluido de corte, fluidos de corte alternativos e o corte totalmente sem fluido (KLOCKE et al., 1996).

Esta revisão bibliográfica trata do calor gerado na usinagem (como é gerado, formas de medição, seus efeitos sobre a ferramenta,

etc.), dos fluidos de corte em vários aspectos (tipos, classificação, efeitos sobre a usinagem, doenças relacionadas, reciclagem entre outros tópicos) e métodos alternativos (corte sem fluido, sistemas de aplicação, técnica MQL, cobertura de ferramenta, etc.).

## 2.1 – Geração de Calor em Processos de Usinagem

Durante uma operação de usinagem, a grande maioria da energia mecânica fornecida à operação é convertida em energia térmica via formação do cavaco, aumentando a temperatura na região de corte (KLOCKE et al., 1997a), (JASPERS et al., 1998), (STEPHENSON et al., 1997), (LIN et al., 1996). Deste modo, diversos problemas tecnológicos e econômicos dos processos de usinagem dos materiais são causados diretamente, ou indiretamente, pela ação deste calor produzido no processo de formação de cavacos (TRENT, 1991).

Primeiro, a temperatura afeta as propriedades mecânicas do material da peça e, por consequência, a interação das forças entre ferramenta e peça. Segundo, a temperatura tem uma considerável influência no desgaste da ferramenta, tanto na superfície de saída quanto na superfície de folga da ferramenta (JASPERS et al., 1998). Devido às altas temperaturas na região de corte, as ferramentas, em geral, perdem a dureza original, aumentando rapidamente o desgaste por abrasão e em alguns casos elementos químicos constituintes da ferramenta podem difundir-se para dentro do cavaco ou reagir quimicamente com a peça ou fluido de corte (STEPHENSON et al., 1997).

Além disso, o custo da usinagem é muito dependente da taxa de remoção de material. Este pode ser reduzido pelo aumento da velocidade de corte e/ou do avanço. Contudo, existem limites para a

velocidade de corte e para o avanço, pois valores elevados podem encurtar excessivamente a vida útil da ferramenta de corte, pela elevada temperatura alcançada. Isto pode não ser crítico na usinagem de alumínio, mas quando se trata de materiais como aço, ferro fundido, ligas a base de níquel e titânio é que surgem os problemas tecnológicos e econômicos mais sérios (KITAGAWA et al., 1997).

Contudo, a determinação das temperaturas e sua distribuição na região de corte são tecnicamente difíceis.

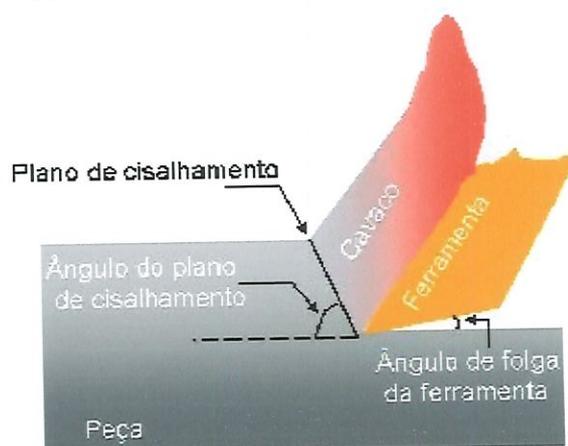
Existem três fontes principais de calor na formação de cavacos, as quais são listadas em ordem de capacidade de geração de calor (DEGARMO et al., 1997):

1. O processo de cisalhamento em si na região de cisalhamento, onde a deformação plástica resulta na maior fonte de calor. A maioria deste calor permanece no cavaco (zona primária de produção de calor).
2. A interface cavaco/ferramenta, onde ocorre uma deformação plástica adicional no cavaco e existe considerável produção de calor devido ao atrito do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta (zona secundária de produção de calor).
3. A superfície de folga da ferramenta, onde a superfície da peça recém produzida atrita com a superfície de folga da ferramenta (zona terciária de produção de calor). Esta fonte é normalmente desprezada quando a ferramenta está afiada (JASPERS et al., 1998).

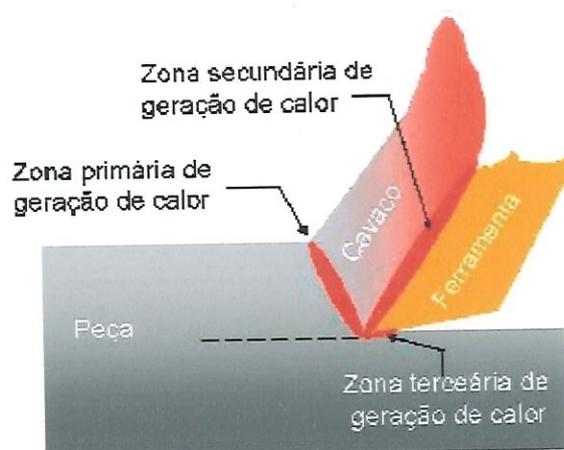
O aumento da temperatura vem principalmente da deformação plástica. Por isso a temperatura é mais alta em áreas com deformação mais severa. Portanto uma grande fonte de calor está localizada dentro da zona primária de deformação. A segunda zona de deformação contém a outra fonte principal de calor (LIN et al., 1996). Apesar da deformação ser maior na zona de cisalhamento secundária, a quantidade de calor gerada nesta região é inferior à

gerada na zona de cisalhamento primária. Entretanto, devido à menor massa de material, as temperaturas na zona secundária são superiores (MELO et al., 1999). Assim, a máxima temperatura é normalmente encontrada na superfície de saída da ferramenta e não na aresta de corte, propriamente. O gradiente de temperatura na superfície de saída é alto ao redor do ponto de máxima temperatura (AY et al., 1998).

A figura 2.1a mostra um croqui que representa a formação do cavaco na região de corte para uma ferramenta de ponta única e a figura 2.1b mostra a localização das três zonas de geração de calor (NACHTMAN, 1989), (JASPERS et al., 1998).



(a)



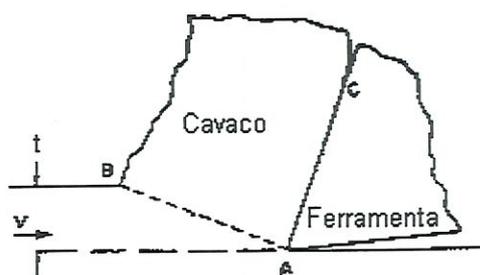
(b)

FIGURA 2.1 – (a) Representação do processo de corte com uma ferramenta de ponta única. (b) Localização das três zonas de geração de calor.

O calor gerado pelo cisalhamento no interior do cavaco é, até certo ponto, benéfico para a usinagem. Este calor aumenta a temperatura nos planos de cisalhamento primário e secundário, diminuindo a resistência para a continuidade da deformação plástica (efeito de amolecimento). O método convencional de aplicação de fluido de corte (por inundação) pode impedir este efeito de amolecimento pela redução da temperatura nesses planos de cisalhamento, aumentando a quantidade de energia necessária para prosseguir os mecanismos de deformação. Conseqüentemente, ocorre o aumento da temperatura na interface cavaco/ferramenta, devido à necessidade de maior consumo de energia (SALES et al., 1999). Desta forma, o calor produzido pelo processo de formação de cavacos, é benéfico por diminuir a resistência mecânica do material da peça mas, é maléfico por aumentar a temperatura da ferramenta, podendo prejudicar sua resistência. Esse malefício pode ser minimizado através do emprego de ferramentas com melhores propriedades a altas temperaturas.

A maior parte do calor gerado sobre o plano de cisalhamento passa para o cavaco, mas uma proporção é conduzida para o material da peça.

De acordo com o modelo de Piispanen, representado pela figura 2.2, o material removido permanece elástico até alcançar o plano AB. No momento em que o material atravessa o plano AB ele sofre uma abrupta deformação e ruptura por cisalhamento. O cavaco entra em contato com a superfície de saída da ferramenta (AC) e sofre uma segunda deformação plástica localizada (SHAW, 1988). Devido à enorme deformação plástica, é provável que cerca de 1% do trabalho realizado seja armazenado como energia elástica, sendo que os 99% restantes vão para o cavaco, ferramenta e para o material da peça na forma de calor (TRENT, 1991).



V – Velocidade de corte

t – Espessura do cavaco não deformado

FIGURA 2.2 – Modelo simplificado da formação de cavaco em duas dimensões (SHAW, 1988).

Em torno de 75% da energia específica de corte é dissipada ao longo da zona de cisalhamento (AB) e em torno de 25% ao longo da superfície de saída da ferramenta (AC). Essencialmente toda esta energia é transformada em energia térmica. Praticamente 95% da energia térmica gerada na zona de cisalhamento é retirada com o movimento rápido do cavaco. A energia dissipada ao longo da superfície de saída da ferramenta vai principalmente para o cavaco, em torno de 95% (SHAW, 1988).

A geração de calor na interface cavaco/ferramenta é de maior importância em relação ao desempenho da ferramenta, e é particularmente significativa na limitação da taxa de remoção de material quando se usina ferro fundido, aço e ligas de alto ponto de fusão.

Com o deslizamento do cavaco contra a superfície de saída da ferramenta (zona secundária de produção de calor) o cavaco sofre uma segunda deformação plástica e sua temperatura aumenta, chegando a valores elevados, como mostra a figura 2.3. Estas temperaturas facilitam o aparecimento do desgaste químico da ferramenta causando a formação de crateras na superfície de saída da ferramenta.

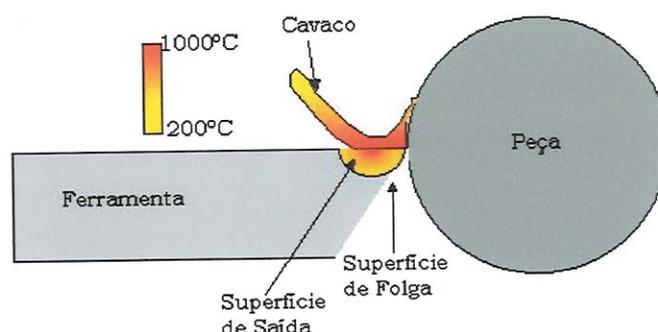


FIGURA 2.3 – Esquema que representa o gradiente térmico de uma ferramenta de ponta única.

Há também calor gerado no contato entre a peça e a superfície de folga da ferramenta. O calor gerado por deformação da nova superfície é dissipado por condução para a peça e tem um pequeno efeito de aquecimento sobre a ferramenta. As temperaturas na superfície de folga da ferramenta são geralmente menores que aquelas encontradas na superfície de saída (MÜLLER-HUMMEL et al., 1997).

Contudo, existem evidências que, até mesmo com a ferramenta afiada, o material da peça pode estar em contato com a superfície de folga para uma distância da ordem de 0,2 mm abaixo da aresta de corte de uma ferramenta com um ângulo de folga em torno de  $6^\circ$  (TRENT, 1991). Este comprimento de contato será curto para a geração de altas temperaturas na superfície de folga quanto maior o tempo em que a ferramenta permanecer afiada e quanto maior o ângulo de folga. Até mesmo com o ângulo de folga normal, usinagens prolongadas resultam em alto desgaste de flanco, criando uma nova superfície de contato sobre a de folga, paralela à direção da velocidade de corte. Esta superfície torna-se uma grande geradora de calor se demasiadamente grande. Altas temperaturas nesta região são usualmente seguidas por falha catastrófica da ferramenta.

## 2.2 – Temperatura na Região de Corte – Características e Métodos de Medição

AY et al. (1998) apontam cinco métodos para a medição da temperatura na região de corte: termopar peça/ferramenta, termopar inserido, termovisão (infravermelho), metalografia e tintas termosensíveis. Alguns destes métodos, bem como simulações e outros métodos, são abordados a seguir no intuito de entender como a geração de calor afeta a usinagem.

### 2.2.1 – Infravermelho

JASPERS et al. (1998) realizaram um ensaio de medição de temperatura, feito com câmara de princípio infravermelho, para medir a temperatura na parte superior do cavaco (figura 2.4). A câmara usada no corte de metais, foi calibrada para cada condição de corte pois para diferentes condições de corte, a rugosidade e a coloração da oxidação do topo do cavaco muda, assim alterando a emissão de calor por radiação.

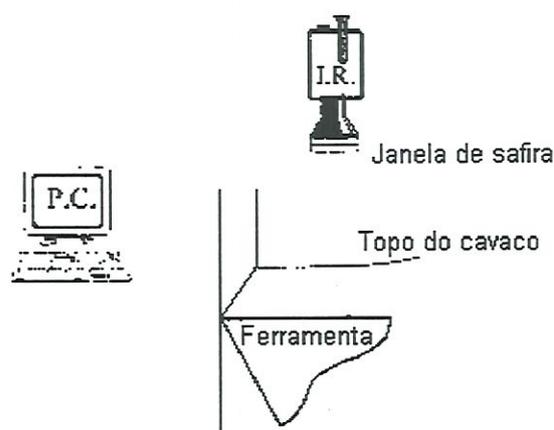


FIGURA 2.4 – Arranjo para medição da temperatura do topo do cavaco em um corte ortogonal (JASPERS et al., 1998).

Observou-se que na região mais próxima do plano de cisalhamento do cavaco a temperatura estava abaixo do pico de temperatura do cavaco e à medida que se afasta do plano de cisalhamento em direção ao contato cavaco/ferramenta a temperatura aumentava. Este aumento de temperatura pode ser atribuído à condução da energia resultante do atrito da interface cavaco/ferramenta para o topo do cavaco (JASPERS et al., 1998).

A influência do avanço na temperatura do plano de cisalhamento é pequena. Entretanto, a velocidade de corte tem uma forte influência sobre a temperatura do plano de cisalhamento. Na experimentação realizada por JASPERS et al. (1998) observou-se que um avanço mais elevado ou uma velocidade de corte mais elevada conduz a uma temperatura média do cavaco menor. Apesar das condições de usinagem serem severas, em consequência do aumento das mesmas existe uma taxa de remoção de cavaco mais alta. Isto significa que o fluxo de calor entrando no cavaco é distribuído globalmente em um volume maior de cavaco, explicando a temperatura do cavaco mais baixa. A diminuição da temperatura do cavaco nas velocidades de corte mais altas também pode ser atribuída à redução da taxa de compressão do cavaco (espessura do cavaco deformado/espessura do cavaco não deformado). A redução é explicada por uma provável redução na relação comprimento de contato para o mesmo avanço em velocidades de corte mais altas (JASPERS et al., 1998).

Segundo MÜLLER-HUMMEL et al. (1997), para expandir o campo de aplicações das ferramentas recobertas com diamante, além dos não ferrosos e suas ligas, para a usinagem de ligas de Al, Fe e Ti é necessário determinar a temperatura na superfície de saída da ferramenta. Uma vez que, a oxidação do diamante vai ocorrer primeiro nesta região, devido a temperatura ser mais elevada na mesma. Para medir sem contato direto a temperatura na zona de contato entre cavaco/ferramenta ou peça/ferramenta MÜLLER-

HUMMEL et al. (1997) criaram uma trajetória para um raio infravermelho através de um porta-ferramentas comercial. Por meio de um furo no suporte da ferramenta, pode-se projetar (sem a interferência mecânica e em tempo real) o diagrama de distribuição de temperatura durante o corte contínuo ou interrompido sobre o “scanner” de uma câmera termográfica de alta resolução. O furo é ajustado através do porta-ferramentas para a superfície da ferramenta (figura 2.5). Internamente a este furo, a radiação térmica é direcionada para a câmera termográfica por meio de um espelho. Para proteger o aparato de medição infravermelho dentro do porta ferramenta contra a pressão do cavaco ou peça, uma janela de diamante-CVD de 500  $\mu\text{m}$  de espessura foi incorporada (MÜLLER-HUMMEL et al., 1997).

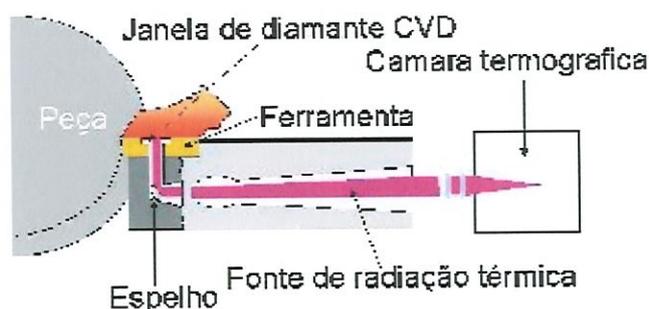


FIGURA 2.5 – Esquema do dispositivo de medição de temperatura (MÜLLER-HUMMEL et al., 1997).

Nos testes de usinagem de vários materiais encontrou-se que: na usinagem da liga AlZnMgCu1,5 os valores da temperatura variaram entre 400 e 800°C, entre 1.300 e 2.000°C na usinagem da liga TiAl6V4 e entre 270 e 850°C quando usinou-se o ferro fundido GG25 (MÜLLER-HUMMEL et al., 1997).

Para cada material usinado obteve-se uma resposta no nível de temperatura da superfície de saída da ferramenta. Nota-se que os inserts recobertos com diamante são adequados para a usinagem da liga AlZnMgCu1,5, pois o campo de temperatura medido tem uma

influência negligenciável no desgaste de flanco (onde predomina o mecanismo de desgaste abrasivo) dos insertos recobertos (MÜLLER-HUMMEL et al., 1997).

Em contraste com a usinagem da liga AlZnMgCu1,5 na usinagem da liga TiAl6V4 ocorre o desgaste de cratera na superfície de saída da ferramenta, devido às altas temperaturas nesta região. As altas temperaturas na usinagem facilitam o aparecimento de mecanismos de desgaste de difusão, oxidação e a reação de grafitação do diamante. Dentro de condições atmosféricas e especialmente na presença de oxigênio estas reações podem ser estimuladas na zona de contato peça/ferramenta. A taxa de desgaste relativamente alta encontrada depois de um curto período de tempo não faz das ferramentas recobertas de diamante a melhor opção para a usinagem de ligas de titânio (Ti) em comparação com a usinagem das ligas de alumínio (Al) (MÜLLER-HUMMEL et al., 1997).

Durante a usinagem do ferro fundido GG25 uma correlação entre as temperaturas de corte e a taxa de desgaste de flanco pode ser determinada. Temperaturas acima de 500°C resultam em alta taxa de desgaste de flanco depois de 4 minutos de usinagem. Temperaturas abaixo de 500°C resultam em baixa taxa de desgaste de flanco para insertos de diamante-CVD depois de 30 minutos de corte (MÜLLER-HUMMEL et al., 1997).

### **2.2.2 – Termopar Peça/Ferramenta**

O método do termopar peça/ferramenta tem como princípio a medição da força termoelétrica entre a ferramenta e a peça.

A calibração do termopar peça-ferramenta é um dos fatores que contribuem para os erros de medição. A maioria dos procedimentos de calibração encontrados na literatura não considera o “setup”

experimental durante a calibração. O “setup” de calibração usada por LESHOCK et al. (1997) em seu estudo é semelhante ao usado durante a experimentação, assim vários fatores que podem influenciar nas medições são incluídos na calibração. O “setup” de experimentação consiste no isolamento do inserto do porta inserto. Um termopar do tipo K é soldado na ferramenta (este termopar foi usado somente na calibração). Um fio condutor de “alumel<sup>TM</sup>”, o qual vai medir a força eletromotriz gerada na interface cavaco/ferramenta é eletricamente isolado do porta inserto por várias camadas de mica. Durante a calibração a força eletromotriz é medida pelo fio condutor de alumel e a temperatura é medida pelo termopar tipo K no ponto onde a ferramenta e o cavaco entrarão em contato durante o corte. Uma tocha de oxiacetileno é usada para aplicar um fluxo de calor semelhante ao calor gerado durante a usinagem (figura 2.6).

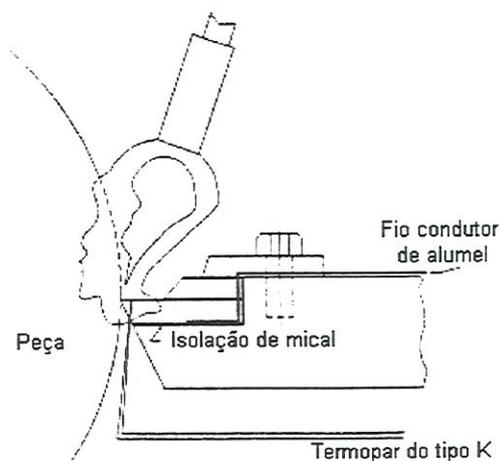


FIGURA 2.6 - “Setup” de calibração do termopar peça/ferramenta (LESHOCK et al., 1997).

Durante ensaios de torneamento utilizando a técnica do termopar peça/ferramenta com a calibração descrita acima, observou-se que as temperaturas da interface cavaco ferramenta são mais altas para o Inconel 718 que para o aço liga AISI 4140 em velocidades de corte mais baixas. No entanto pode-se observar que no caso do Inconel 718, a temperatura alcança valores elevados até

mesmo para velocidades de corte relativamente baixas e mostra somente um pequeno aumento com um aumento adicional na velocidade de corte, enquanto a temperatura aumenta mais rapidamente para o aço liga AISI 4140 com o mesmo aumento adicional na velocidade de corte. Isto, segundo o autor, pode ser atribuído ao alto encruamento do Inconel 718 durante a deformação plástica. Para velocidades acima de 180 m/min, não existe nenhuma diferença significativa entre a temperatura de ambos materiais (LESHOCK et al., 1997).

A temperatura média da interface cavaco ferramenta medida pelo termopar peça/ferramenta não aumenta com o aumento do desgaste de flanco (LESHOCK et al., 1997). Mesmo para vários valores de velocidade de corte a temperatura não aumenta com o desgaste de flanco (a temperatura oscila dentro de uma faixa estreita para cada velocidade de corte). Os resultados da experimentação demonstram que a taxa de crescimento do volume do desgaste de cratera é uma função quadrática da temperatura (LESHOCK et al., 1997).

### **2.2.3 – Termopar Inserido**

A figura 2.7 mostra um esquema de experimentação usando um micro termopar criado entre um arame de tungstênio recoberto com alumina e um cavaco (MAEKAWA et al., 1996).

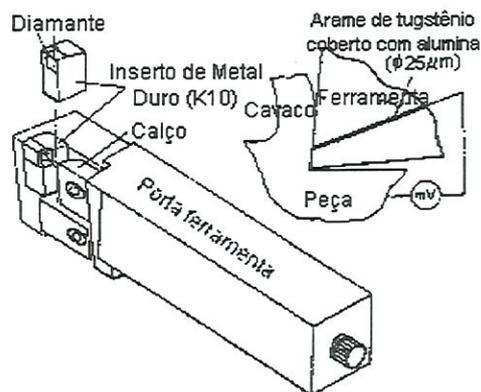


FIGURA 2.7 – Esquema da medição da temperatura local da superfície de saída da ferramenta (MAEKAWA et al., 1996).

Com o auxílio deste método MAEKAWA et al. (1996) observaram que o uso de uma ferramenta de alta condutividade térmica, como o diamante, diminui a temperatura da ferramenta, a qual é o fator primário no desgaste da ferramenta e fratura da aresta de corte. Entretanto, a temperatura na zona de deformação da peça também é diminuída, tanto que uma mudança no mecanismo de corte pode ocorrer. Tanto o comprimento de contato, quanto as tensões agindo sobre a superfície de saída, aumentam. Quando se usina ligas de titânio surge um aumento abrupto nas tensões de corte com a diminuição da temperatura. Assim a queda da temperatura de corte na usinagem com ferramentas de diamante resulta em severa deformação plástica na peça, da qual a aresta de ferramenta sofre uma grande carga mecânica. Esta desvantagem do aumento da probabilidade de fratura é superada pelo uso de um avanço pequeno (MAEKAWA et al., 1996).

Alguns resultados obtidos sugerem que o uso de uma ferramenta com alta condutividade térmica, como o diamante, é mais eficiente na redução da temperatura da superfície de saída da ferramenta que o uso de fluido de corte (MAEKAWA et al., 1996). Esta afirmação pode ser válida quando se usina uma peça com baixa condutividade térmica (liga de titânio). Não existe variação de temperatura na ferramenta quando se usina uma peça com alta

condutividade térmica (aço carbono). A temperatura da ferramenta é sensível à condutividade térmica da ferramenta quando a condutividade térmica da peça é baixa. Em outras palavras, a energia que flui para dentro da ferramenta é mais acentuada quando uma peça com baixa condutividade térmica é usinada por uma ferramenta de alta condutividade (MAEKAWA et al., 1996a).

A simulação da distribuição de temperatura na peça, no cavaco e na ferramenta foi calculada por LIN et al. (1996) considerando a condutividade, convecção e radiação. As ferramentas usadas eram em diamante e metal duro. As ferramentas de diamante têm maior condutividade térmica, assim as temperaturas do cavaco em torno da interface da ferramenta são mais baixas que para as ferramentas de metal duro. Portanto, a distribuição efetiva de tensão gerada na zona de deformação secundária é mais alta para as ferramentas de diamante que para as ferramentas de metal duro e requer um aumento da energia específica de corte na zona de deformação (MAEKAWA et al., 1996). Diferentes coeficientes de atrito para ferramentas de diamante foram assumidos em simulação. Observou-se que menos calor é gerado pelo menor coeficiente de atrito, conduzindo a um menor grau de amolecimento do material da peça sobre a interface da ferramenta (LIN et al., 1996).

A ferramenta com alta condutividade térmica pode facilmente transferir calor do cavaco e abaixar a temperatura do cavaco. Também de acordo com os resultados da simulação, o calor pode também facilmente aumentar a temperatura ao redor da ponta da ferramenta e amolecer o material do cavaco ao redor da ponta da ferramenta e assim reduzir a força de corte (LIN et al., 1996).

## 2.2.4 – Resposta de Três Métodos de Medição de Temperatura em Função dos Parâmetros de Corte

BARROW (1973) usando o método termopar peça/ferramenta descobriu que a velocidade de corte tem maior efeito sobre a temperatura de corte gerada na interface cavaco/ferramenta que o avanço. A profundidade de usinagem tem a menor influência sobre a temperatura durante o corte (ABRÃO et al., 1996).

No torneamento do aço ferramenta AISI H13, com 52 HRc de dureza, ABRÃO et al. (1996) compararam três métodos de medição de temperatura, cujo os resultados podem ser observados a seguir:

### **Resultados do método infravermelho:**

A temperatura medida na região onde o cavaco deixa a superfície de saída da ferramenta de corte aumenta com a velocidade de corte e com a taxa de avanço. A máxima temperatura encontrada por este método foi de 668°C (velocidade de corte – 200 m/min, avanço 0,18 mm/rev. e profundidade de usinagem 0,5 mm).

O maior problema encontrado foi a obstrução do alvo de medição pelo cavaco. A calibração da emissividade tem que ser bem precisa, pois esta técnica tem grande dependência deste parâmetro. Temperaturas intermediárias foram encontradas com esta técnica (em comparação às outras duas técnicas), provavelmente devido ao fato que o pirômetro mede a temperatura do cavaco, a qual será consideravelmente mais baixa que aquela observada nas zonas primárias e secundárias de cisalhamento devido à perda de calor através da ferramenta e da peça.

### **Resultados do método termopar inserido (tipo K):**

A temperatura encontrada foi relativamente mais baixa que no método anterior. Apesar disso, a mesma tendência foi observada, com

a temperatura aumentando com a velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem. A temperatura máxima encontrada foi de 426°C (velocidade de corte – 200 m/min, avanço 0,18 mm/rev. e profundidade de usinagem 0,5 mm).

Esta técnica mede a temperatura dentro da ferramenta e portanto registra a temperatura mais baixa das três técnicas. A temperatura foi afetada pelas propriedades térmicas do material da ferramenta de corte e da localização da junção quente.

### **Resultados do método termopar peça/ferramenta:**

Este método mede a temperatura média da interface cavaco/ferramenta. Encontram-se os valores mais altos de temperatura, com a máxima de 854°C (velocidade de corte – 200 m/min, avanço 0,18 mm/rev. e profundidade de usinagem 0,5 mm). A temperatura aumenta com a velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem.

A confiabilidade do método termopar peça/ferramenta depende da precisão da calibração do par. Os problemas típicos são a eliminação de alguma força eletromotriz secundária (através de um isolamento adequando da ferramenta e da peça da máquina-ferramenta) e o aparecimento de uma camada de óxido sobre a superfície quente da peça durante o processo de calibração, os quais podem influenciar nas leituras (ABRÃO et al., 1996). Devido ao fato do método medir a temperatura média na interface cavaco/ferramenta, este método produzirá os valores mais altos de temperatura.

Para possibilitar uma comparação do nível de influência dos parâmetros de corte sobre a temperatura medida usando as três técnicas fez-se uma análise de variância, o resultado está na tabela 2.1 (ABRÃO et al., 1996).

TABELA 2.1 – Significância do efeito dos parâmetros de corte sobre a temperatura medida (ABRÃO et al., 1996).

Parâmetros de Corte			
Técnica	Velocidade de Corte	Avanço	Profundidade de Usinagem
Radiação Infravermelha	***	**	*
Termopar Implantado	*	***	**
Termopar Peça/Ferramenta	***	*	**
*** : Mais significativo ** : Intermediário * : Menos significativo			

Quando a velocidade de corte é aumentada, a taxa de energia consumida também aumenta (a despeito de uma leve diminuição da força de corte), aumentando assim a temperatura. Com relação ao avanço e a profundidade de usinagem, um aumento nestes parâmetros causa uma elevação na área do plano de cisalhamento levando a um aumento na força de corte e, conseqüentemente, da energia requerida para cisalhar o material e bem como o aumento da temperatura (ABRÃO et al., 1996).

### 2.2.5 – Medição da Distribuição de Temperatura Através de um Filme PVD

KATO et al. (1996) construíram um mapa térmico para uma ferramenta de ponta única, estimando a temperatura através do fenômeno físico da fusão de um pó. O princípio do método é baseado na fusão de um pó fino de um material que funde em um ponto de fusão nítido e determinável e que a borda entre a zona fundida e a não fundida indica uma isoterma. Conseqüentemente, algumas

linhas obtidas usando vários materiais mostram a distribuição de temperatura na ferramenta. A temperatura da ferramenta na zona fundida é mais alta que o ponto de fusão do filme depositado e a temperatura na zona não fundida é mais baixa que o ponto de fusão do filme depositado. Por isso, a temperatura da ferramenta sobre a fronteira da fusão é esperada corresponder ao ponto de fusão do filme depositado.

KATO et al. (1996) tornearam um disco com uma ferramenta dividida em duas metades radialmente em direção ao centro do disco, como mostra o esquema da figura 2.8, de maneira que um corte ortogonal é realizado. Um filme fino com um ponto de fusão específico é depositado pelo processo PVD na superfície interna da ferramenta bipartida. A Deposição Física de Vapor (PVD – Physical Vapor Deposition) é um processo de deposição de cobertura bastante usado na deposição de coberturas em ferramentas de corte.

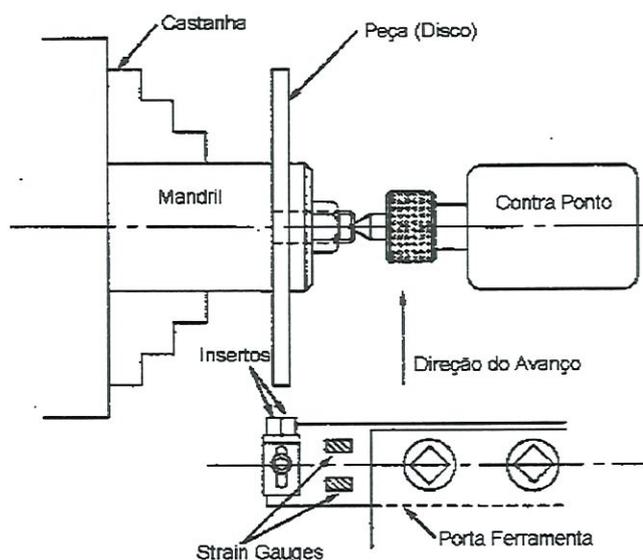


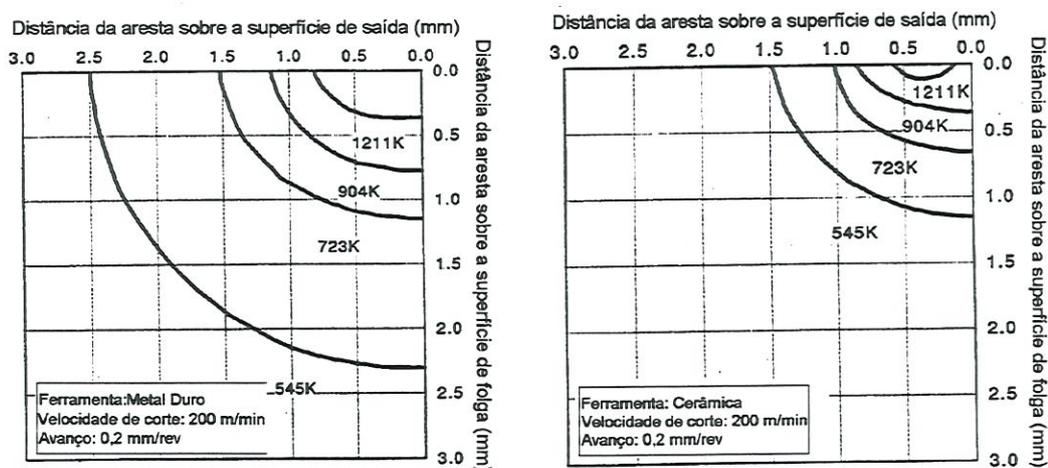
FIGURA 2.8 – Arranjo experimental (KATO et al., 1996).

A temperatura na fronteira de fusão do filme é assumida sendo a mesma temperatura do ponto de fusão do material depositado. Este processo produz uma superfície de filme fundido rugosa enquanto a

superfície de filme não fundido permanece lisa como antes da usinagem.

Na figura 2.9 a e b encontram-se os mapas de temperatura para insertos de metal duro e de cerâmica respectivamente. O caráter qualitativo da distribuição de temperatura para os dois materiais é quase o mesmo; isto é, a temperatura máxima existe a uma distância da aresta de corte sobre a superfície de saída da ferramenta e uma temperatura isoterma mais baixa estende-se a uma maior profundidade dentro da ferramenta. Uma comparação dos mapas de temperatura para os dois materiais de ferramenta sugere que a máxima temperatura da cerâmica alcançada sobre estas condições é menor que para o metal duro e o gradiente de temperatura da cerâmica é mais alto do que o gradiente do metal duro.

A variação do tempo de corte muda a posição de uma mesma isoterma, conforme mostra a figura 2.10.



(a) Inseto de metal duro

(b) Inseto de cerâmica

FIGURA 2.9 – Mapas de temperatura (KATO et al., 1996).

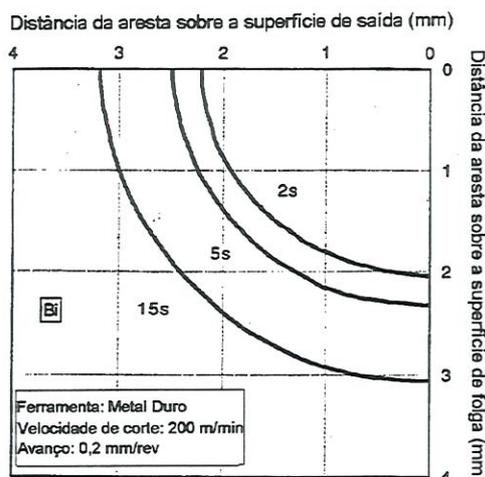


FIGURA 2.10 – Isotermas do Bismuto para diferentes tempos de corte (KATO et al., 1996).

KATO et al. (1997) usam a mesma técnica da medição de temperatura através de filmes PVD no processo de retificação.

LO CASTO et al. (1994) realizaram um estudo sobre a temperatura de corte em ferramentas de cerâmicas quando torneando o aço ISO C40 (C 0,43%, Mn 0,76%, Si 0,28%, S 0,016%, P 0,016%). Os autores iniciaram o estudo determinando experimentalmente algumas linhas isotérmicas sobre um plano paralelo à superfície de saída da ferramenta, com a ajuda de um pó com ponto de fusão constante (no caso nitreto de potássio, com ponto de fusão de 339°C). O tamanho dos grãos de pó foi reduzido a poucos micros e este foi espalhado entre o inserto e o suporte. Depois da usinagem observou-se uma linha de fronteira entre o pó fundido e o não fundido o qual permaneceu na superfície do inserto depois da operação de corte. A linha de fronteira é assumida como uma isoterma cuja temperatura é a do ponto de fusão do pó. Este experimento serviu para ajudar na construção de um modelo de distribuição de calor feito em elementos finitos. Com o modelo pode-se simular a distribuição de temperatura dentro do inserto. Simulou-se também a temperatura máxima para os três tipos de ferramenta cerâmica (alumina mais zircônio (7% vol.); alumina mais zircônio

(20% vol.); alumina, zircônio, carboneto de titânio e nitreto de titânio) variando-se o avanço e a velocidade de corte. Pode-se observar que para a velocidade de corte mais alta (660 m/min) e independente do avanço usado a temperatura máxima fica acima de 1600°C. Fato este confirmado pela análise das ferramentas em um microscópio eletrônico de varredura. Notou-se o aparecimento de trincas nas ferramentas em velocidades de corte mais elevadas, causadas por tensões de tração induzidas pelo gradiente térmico. Entretanto na velocidade de corte mais alta (660 m/min) observou-se que as trincas estavam parcialmente ou totalmente preenchidas por aço fundido. Este fato sugere que a temperatura de corte naquela região, excedeu a temperatura de fusão do aço. No caso do aço ISO C40 é de 1540°C.

### **2.3 – Fluidos de Corte**

A partir do dia em que Frederick W. Taylor demonstrou que um grande fluxo de água fluindo diretamente sobre a região de corte, permitia que as velocidades de corte fossem dobradas ou triplicadas, os fluidos de corte têm prosperado em uso e variações (DEGARMO et al. 1997). Passaram a desempenhar um papel importante e várias operações não podem ser eficientemente cumpridas sem o tipo correto de fluido de corte.

Alguns materiais e processos de usinagem justificam econômica e tecnologicamente o uso de fluido de corte para obtenção de vidas econômicas de ferramentas e de qualidades superficiais necessárias (GRASSON, 1997), (HEISEL et al., 1998), (HEISEL et al., 1998a).

Os fabricantes de fluidos de corte estão pesquisando e formulando produtos de menores custos para as fábricas fazerem a aquisição e a manutenção, e também que sejam de fácil reciclagem e

seguros para o meio ambiente (sem o uso de chumbo (Pb), enxofre (S) ou cloro (Cl) que melhoram a usinabilidade da peça, mas são prejudiciais à saúde do operador e ao meio ambiente) (DUNLAP, 1997) (KUSTAS et al., 1997). Na mesma linha de desenvolvimento, alguns fabricantes de ferramenta ao invés de explorar o corte sem fluido, preferem focalizar seus esforços em um maior entendimento da sinergia entre fluido de corte, ferramenta e material de peça (GRASSON, 1997).

O lado negativo dos fluidos de corte é o aumento do custo de produção havendo necessidade de ter-se um sistema de refrigeração e as periódicas trocas de fluido e conseqüente reciclagem do mesmo. Além do custo ambiental devido à capacidade de poluir o meio ambiente quando comparado com o corte sem fluido. No entanto, a usinagem sem fluido produz inconvenientes que tornam, na maioria dos casos, mais graves os seguintes problemas: desgaste da ferramenta, controle dimensional e de forma da peça e a qualidade superficial da mesma. O calor gerado na usinagem pode modificar a estrutura das camadas superficiais da peça usinada pela absorção de calor da região de corte. (KLOCKE et al. 1997a).

### **2.3.1 – Funções e Forma de Ação dos Fluidos de Corte**

Os fluidos de corte ajudam a refrigerar a região de corte em altas velocidades, lubrificar a região de corte em baixas velocidades e altas tensões de corte, reduzir a força de corte, melhorar a vida da ferramenta, o acabamento superficial, a precisão dimensional da peça, auxiliam na quebra do cavaco, facilitam o transporte do cavaco, deixam uma camada protetora sobre a superfície usinada e protegem a máquina-ferramenta contra a ferrugem (KLOCKE et al., 1997), (NARUTAKI et al., 1997), (KUSTAS et al., 1997), (TRENT, 1991),

(KALPAKJIAN, 1991). Contudo as funções mais importantes são as duas primeiras, isto é, retirar calor e lubrificar a região de corte (BOOTHROYD et al., 1989).

A ação do fluido durante o corte é explicada por KALPAKJIAN (1991) da seguinte forma: o fluido é arrastado para dentro da interface cavaco/ferramenta por capilaridade de uma rede interligada na superfície áspera formada na interface, produzindo um efeito lubrificante. O fluido ganha acesso à interface pela infiltração pelos lados do cavaco. Devido ao pequeno tamanho da rede de capilaridade, o fluido de corte deve ter moléculas pequenas.

Já RUFFINO (1977) afirma que o fluido caminha para dentro das pequenas cavidades da região de corte através das forças de tensão superficial mais a diferença de pressão entre a atmosférica e a pressão dentro das cavidades. Segundo RUFFINO (1977) nestas cavidades existe uma tendência à formação de vácuo quando a ferramenta penetra na peça. Ainda nesta linha de pensamento, SHENG et al. (1997) afirmam que a lubrificação no corte ocorre na superfície de saída da ferramenta através da formação de um filme fino na interface cavaco/ferramenta, o qual reduz o comprimento de contato e o coeficiente de atrito.

Segundo SMITH et al. (1988) é aceita, entre alguns pesquisadores, a idéia que os fluidos de corte provavelmente em sua fase de vapor ganham parcialmente acesso a interface cavaco/ferramenta, onde reações químicas ocorrem para formar um filme lubrificante. Ainda segundo SMITH et al. (1988) existe a formação de microtrincas na zona primária de cisalhamento, quando materiais com duas fases ou com uma fase mais inclusões (maioria dos materiais de engenharia) são usinados. Estas trincas, as quais têm paredes limpas e reativas, proporcionam rápidos caminhos para a penetração do fluido de corte ou do seu vapor.

A possibilidade de um fluido de corte realizar lubrificação entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta é conveniente, porém

sua eficiência é discutível. Segundo CHILDS et al. (1988) e SEAH et al. (1997) as pressões de contato entre ferramenta e peça são tão altas que o fluido de corte não tem um caminho pelo qual possa penetrar de maneira satisfatória na região de contato entre ferramenta e o cavaco, pois por este espaço diminuto somente partículas de fluido do tamanho de alguns micrometros teriam acesso. O que ocorre na maioria dos casos é um resfriamento indireto com o fluido de corte retirando calor da superfície do cavaco, da peça e da ferramenta as quais estão expostas ao fluido.

A hipótese apresentada por CHILDS et al. (1988) e SEAH et al. (1997) parece ser a mais provável, levando-se em consideração a temperatura da região de corte, a pressão de contato e as propriedades do fluido de corte.

### 2.3.2 – Métodos de Aplicação dos Fluidos de Corte

Os métodos de aplicação dos fluidos de corte podem ser divididos em três tipos tradicionais (KALPAKJIAN, 1991), (BOOTHROYD et al., 1989).

**Aplicação Manual** – Utilizada em pequenos lotes. A aplicação feita através de escova, pelo operador, sendo o método mais fácil e mais barato. Este método tem a desvantagem de a aplicação ser intermitente, o acesso do fluido a região de corte ser limitada e ter pouca contribuição para a remoção do cavaco.

**Aplicação por Inundação** – É o método mais comum, inunda toda região de corte. A aplicação é feita por um ou vários bocal(is) apropriadamente direcionado(s). Este método permite um fluxo contínuo de fluido na região de corte e ajuda a remover o cavaco da mesma. Com esta finalidade, a maioria das máquinas-ferramenta são equipadas com um sistema para controlar o fluido de corte. Bombas

de circulação, encanamento, bocais direcionadores de fluido e filtros para a limpeza do fluido são usados com este propósito.

**Aplicação por Névoa** – O fluido é levado até a região de corte com a ajuda de ar comprimido. A aplicação por névoa é utilizada em processos nos quais as velocidades de corte são altas. A principal desvantagem é o risco à saúde do operador, devido à inalação de gotas muito pequenas de fluido. Portanto, boa ventilação ou enclausuramento da máquina é requerido. Além disso sua capacidade de refrigeração é limitada. Entretanto a visibilidade da peça sendo usinada é melhorada.

### 2.3.3 – Aditivos Usados na Composição dos Fluidos de Corte

No intuito de melhorar o desempenho dos fluidos de corte, a estes são adicionados aditivos. Os aditivos têm funções como: redução da energia do plano de cisalhamento, redução do atrito na superfície de saída da ferramenta, melhorar o controle do cavaco (aumentando a ruptura) e diminuição da temperatura preservando a dureza da ferramenta. Os principais tipos de aditivos são descritos a seguir (VIEIRA, 1997):

**Aditivos Anticorrosivos** – Protegem a peça, a ferramenta e a máquina-ferramenta da corrosão. Utilizados onde as condições de usinagem deixam o óleo contaminado por agentes que possam vir a causar corrosão na peça. Os aditivos anticorrosivos são seqüestrantes de íons, ou seja, deixam os íons inativos na solução (por exemplo íons de enxofre ativo). Normalmente a corrosão é eletrolítica formando uma pilha galvânica. Em fluido de corte solúvel usa-se EDTA (etileno diamina tetracetato), para o óleo de corte integral usa-se Irganox e Amidas

**Aditivos Antiespumantes** – Evitam a formação de espumas que podem impedir uma boa visão da região de corte e comprometer o efeito de refrigeração do fluido. Estes aditivos reduzem a tensão superficial do óleo de tal maneira que bolhas menores agrupam-se formando bolhas maiores e instáveis. Usa-se ceras especiais ou óleos de silicone.

**Aditivos Antioxidantes** – Asseguram uma maior vida útil do óleo mesmo trabalhando em condições extremas. Estes aditivos oxidam antes do óleo (semelhante a um metal de sacrifício). Exemplo: Ionol, Butilhinoxitolueno.

**Aditivos Biocidas** – Têm a função de assegurar que o óleo, quando utilizado, não irá sofrer degradação por ação de bactérias e leveduras e nem o aparecimento de fungos indesejável no sistema de circulação do fluido. Aditivos biocida: Triazina, mais comumente usado no controle de bactérias (atua durante dois dias). Ácidos orgânicos específicos para fungos (atua apenas por algumas horas pois possui baixo pH (em torno de 3) em oposição ao pH do fluido de corte que é alto (em torno de 9). Exemplo ácido fórmico.

**Aditivos Detergentes** – Reduzem a deposição de lodo, lama e borra. São compostos organometálicos contendo magnésio, bário, cálcio entre outros.

**Aditivos Emulsificadores** – Responsáveis pela formação de emulsões de óleo na água. Reduz a tensão superficial e formam uma película monomolecular semi-estável na interface óleo-água. Os tipos mais comuns são os sabões de ácidos graxos, as gorduras sulfatadas, sulfonatos de petróleo e emulgadores não iônicos.

**Aditivos de Extrema Pressão (EP)** - Estes aditivos são adicionados em fluidos usados em operações onde as forças de corte são altas, tais como no roscamento com macho e brochamento. Aditivos de EP proporcionam a mais resistente e mais estável forma de lubrificação da interface cavaco/ferramenta. Ocorre a formação de um filme sobre a superfície da ferramenta que tem propriedades anti

solda. Estes aditivos contêm enxofre, cloro ou fósforo que reagem a alta temperatura da zona de corte para formar camadas de lubrificante sólido (sulfeto metálico, cloreto metálico e fosfureto metálico). Aditivos de extrema pressão: Parafina clorada, Gordura sulfurizada, Ésteres fosfatados. Temperatura de atuação: Ésteres fosfatados (abaixo de 200°C), Parafina clorada (abaixo 500°C), Gordura sulfurizada (abaixo 1200°C). Estas camadas de lubrificantes sólidos, freqüentemente são produto de reações químicas entre o lubrificante e a superfície da peça. O óleo que contém aditivos de EP é considerado ativo quando mancha metais a base de cobre na temperatura ambiente e inativo se não produzir mancha nas mesmas condições.

**Aditivos Umectantes** – Utilizados para que haja a cobertura de toda área da peça pela película oleosa no instante em que a peça é oleada. Exemplo: Glicóis (butil glicol, propileno glicol, dibutil glicol).

**Polímeros** – Utilizados para a substituição de aditivos de extrema pressão. Porém, é necessário saber-se qual a aplicação exata para que não ocorra problemas como corrosão e ressecamento de algumas partes do equipamento utilizado. Os aditivos a base de polímeros têm lubricidade semelhante aos aditivos de extrema pressão. Pode-se usar qualquer polímero que se solubilize em água ou algum solúvel em óleos integrais como teflon.

**Corantes e Essências** – Aditivos usados para satisfazer o gosto do cliente, não tendo nenhuma aplicação em especial. Exemplo: acetato de etila (cheiro de banana).

### 2.3.4 – Classificação dos Fluidos de Corte

Cada um dos tipos básicos de fluidos tem pontos marcantes característicos, vantagens e limitações. Os três tipos básicos de fluido

de corte são (ASM, 1984), (EL BARADIE, 1996), (BOOTHROYD et al., 1989):

- ↳ Óleos de Corte Puros
- ↳ Fluidos Miscíveis em Água
- ↳ Gases

Os óleos de corte e os fluidos miscíveis em água são os tipos mais usados. A refrigeração é melhor realizada por fluidos miscíveis em água, enquanto fluidos de corte a base de óleos puros produzem melhor lubrificação (BOOTHROYD et al., 1989), (ASM, 1984).

#### **2.3.4.1 - Óleos de Corte**

Óleos de corte são predominantemente óleos minerais, mas óleos vegetais ou hidrocarbonetos sintéticos também são usados (SHENG et al., 1997). Podem ser usados totalmente puro (sem mistura) ou combinado (misturado com aditivos). De modo geral eles têm excelentes propriedades lubrificantes, bom controle da ferrugem e vida longa, mas não refrigeram de forma similar aos fluidos miscíveis em água.

Os óleos de corte minerais tendem a ser misturas complexas de componentes de hidrocarbonetos. Os dois principais óleos de base minerais usados para misturar os fluidos de corte são naftênicos ou parafínicos, os quais são refinados a partir do óleo natural cru. Os óleos parafínicos oferecem melhor estabilidade oxidativa e tendem a ser menos reativos. Contudo, os óleos naftênicos proporcionam uma mistura mais homogênea (TOLBERT et al., 1992).

Os óleos vegetais são preferidos sobre os óleos a base de petróleo pelos requisitos ambientais mais rígidos e devido a sua biodegradabilidade, embora estes óleos sejam considerados mais

caros quando comparados aos derivados do petróleo. No entanto, esta biodegradabilidade também significa que os óleos vegetais estão mais propensos a uma degradação biológica na fábrica, maior que os derivados do petróleo (SHENG et al., 1997).

Somando-se ao componente básico estão vários tipos de aditivos. Os principais são os aditivos polares que são adicionados ao óleo base para formar um filme orgânico para ligar-se quimicamente à superfície da ferramenta e da peça. Este filme promove uma união ao metal mais forte que a pura barreira física das moléculas de óleo sozinhas, o qual aumenta a capacidade umectante e faz a ferramenta resistir à abrasão (SHENG et al., 1997).

Estes óleos apresentam o risco de incêndio e, por isso, não são usados geralmente em sistemas com grandes volumes. Óleos puros podem ser reprocessados por destilação e destilação a vácuo em instalações adequadas, e reutilizados ou queimados (OWEN, 1998).

A tabela 2.2 contém uma divisão mais detalhada.

TABELA 2.2 – Classificação dos óleos de corte (EL BARADIE, 1996).

Divisão dos óleos de corte	Características
<b>Óleos Minerais</b>	Óleos minerais sem aditivos. Restritos para operações leves em metais de fácil usinagem.
<b>Óleos Graxos</b>	Os óleos a base de banha de porco. Têm alto desempenho anti atrito e pobre anti-soldagem
<b>Combinação de Óleo Mineral e Óleo Graxo</b>	As vantagens da combinação não são grandes. Usados na usinagem de acabamento de aço de corte médio, bronze, cobre e alumínio.
<b>Combinação de Óleo Mineral e Óleo Graxo Sulfurizado</b>	Óleos graxos sulfurizados são aditivos usados para produzir os óleos de corte de extrema pressão (EP) inativos
<b>Combinação de Óleo Mineral, Óleo Graxo Sulfurizado e Enxofre Elementar</b>	A adição de enxofre elementar em um óleo graxo sulfurizado inativo transforma-o em ativo. O óleo sulfurizado ativo tem melhores propriedades de EP que os não ativos e são capazes de usinar ligas ferrosas mais resistentes.

Continuação da tabela 2.2.

Divisão dos óleos de corte	Características
<b>Combinação de Óleo Mineral e Óleo Mineral Sulfurizado</b>	Estes óleos têm boas propriedades de EP, são ativos e são mais baratos que os óleos graxos sulfurizados.
<b>Combinação de Óleo Mineral, Óleo Graxo Sulfurizado e Óleo Mineral Sulfurizado</b>	Esta mistura combina a oleosidade dos óleos graxos sulfurizados com as propriedades de EP dos óleos minerais sulfurizado. Eficientes na usinagem pesada de materiais ferrosos.
<b>Combinação de Óleo Mineral e Parafina Clorada</b>	Óleos de corte produzidos a partir das parafinas cloradas têm propriedades de EP mais baixas que os óleos combinados com enxofre na mesma proporção, mas têm melhores características anti atrito. Usados na usinagem de ligas de níquel.
<b>Combinação de Óleo Mineral, Parafina Clorada e Óleo Graxo Sulfurizado</b>	Estes óleos de corte combinam as melhores propriedades dos óleos de parafina cloradas e graxos sulfurizados, podendo ser usados em uma ampla gama de materiais e operações.
<b>Combinação de Óleo Mineral e Óleo Graxo Clorado</b>	São produzidos pela combinação de cloro com um éster graxo sintético, são capazes de usinar uma grande quantidade de materiais.
<b>Combinação de Óleo Mineral, Óleo Graxo Clorado e Óleo Graxo Sulfurizado</b>	Têm boas propriedades anti atrito e anti-soldagem. Eles são adequados para uma ampla variedade de materiais e operações.
<b>Combinação de Óleo Mineral e Óleo Graxo Sulfo Clorado</b>	Nos óleos graxos sulfo clorados ambos os elementos enxofre e cloro são combinados na mesma molécula. Estes óleos são adequados para a usinagem de materiais mais resistentes.
<b>Óleo de Corte Puro Claro</b>	A principal virtude destes óleos é permitir que o operador veja a peça através do lubrificante.

#### 2.3.4.2 - Fluidos Miscíveis em Água

Os fluidos de corte miscíveis em água foram desenvolvidos com o crescimento do ferramental de metal duro e aumento da velocidade de corte das máquinas-ferramentas (SHENG et al., 1997). Enquanto os óleos de corte puros têm seu uso difundido desde o século XIX, os

fluidos miscíveis em água foram introduzidos na década de 1940 (TOLBERT et al., 1992).

Estes fluidos, os mais populares, misturam óleo e água com emulsificadores e deixam um filme sobre a peça que inibe a corrosão. A emulsão é difícil de ser mantida em água dura (água com sais minerais) ou na presença de bactérias e sais. Eles podem ser reciclados efetivamente no local (OWEN, 1998).

A proporção de fluido de corte concentrado na água depende da operação de usinagem. Para alta taxa de remoção de cavaco, são normalmente misturados uma parte de concentrado para 20 ou 30 partes de água (1:20 ou 1:30 respectivamente). Para várias operações de retificação onde é desejável obter um fluido menos concentrado, para melhorar a ação refrigerante, a proporção varia de 1:40 a 1:50. A água tem alto calor específico, alta condutividade térmica e alto calor de vaporização, sendo, portanto um dos meios mais eficazes de refrigeração. Diluído em água, o fluido produz uma combinação de refrigeração e lubrificação moderada requerida para operações de remoção de metal conduzida em altas velocidades e baixas pressões.

Análises de laboratório são desejáveis para descobrir quais os minerais presentes na água e sua dureza. Também deve ser observado o pH da solução, que deve variar de 8,5 até 9,3. Para um pH menor que 8,5 a probabilidade de enferrujar a peça aumenta e maior que 9,3 a possibilidade de irritação de pele cresce (EL BARADIE, 1996a).

#### **2.3.4.2.1 - Emulsões / Óleos Solúveis**

São fundamentalmente óleos minerais misturados com emulsificadores. Quando a mistura é adicionada em água e agitada, uma dispersão de pequenas gotas de óleo em uma fase contínua de água é produzida, formando uma emulsão de óleo em água.

Os fluidos de corte emulsificáveis, uma vez misturados com água, formam sistemas consistindo de pelo menos um líquido imiscível espalhado em um outro na forma de gotas. O mais comum, consiste de uma emulsão de gotas de óleo dispersa em água. Contudo o contrário também pode ser feito.

As emulsões combinam as propriedades de lubrificação e prevenção de ferrugem do óleo com excelentes propriedades refrigerantes da água. São mais eficazes quando usadas em operações de usinagem com alta velocidade de corte e baixa pressão de corte acompanhada por uma considerável geração de calor. Podem ser usados para praticamente todas as operações de corte leves, moderadas e na maioria das operações de retificação.

Os componentes primários de uma emulsão são (SHENG et al., 1997):

Água – Como a água é o componente dominante, sua qualidade tem grande influência sobre o desempenho do fluido. As propriedades de dureza e corrosão da água são fatores negativos para a usinagem.

Óleo – A concentração do óleo é determinada pela severidade da usinagem e da necessidade de lubrificação. O óleo usado pode ser mineral ou vegetal ou uma molécula orgânica sintética em forma de fluido. A adição de gorduras animais ou vegetais, óleos ou ésteres produzem emulsões mais gordurosas com maior lubricidade.

Emulsificadores – Devido à alta tensão interfacial entre a água e o óleo, as emulsões podem existir somente com a adição de emulsificadores. Estas moléculas são de característica bipolar e alinham de um lado com o óleo e do lado oposto com a água. O emulsificador predominante é o sulfonato de sódio, o qual é usado com sabões ácido graxo, ésteres e agentes de ligação para abastecer uma emulsão branca com o mínimo de óleo separado depois da mistura com a água. Como os pólos repelem-se, o óleo atomizado circula na solução, mas nunca colide, então a emulsão está estável. As gotas de óleos menores na emulsões tendem a ter mais alta bio-

estabilidade. Emulsões com gotas de óleo maiores são mais fáceis de tratar os resíduos e tendem a espumar menos.

Aditivos – Os mais importantes aditivos usados são de extrema pressão, inibidores de corrosão, biocidas, antiespuma.

Os tipos de óleos emulsificáveis são descritos na tabela 2.3 (EL BARADIE, 1996), (BOOTHROYD et al., 1989).

TABELA 2.3 – Classificação dos óleos emulsionáveis (EL BARADIE, 1996)

Divisão dos Óleos Emulsionáveis	Características
<b>Óleo Emulsionável Geral</b>	São fluidos leitosos com gotas de óleo mineral de 0,005 a 0,2 mm de diâmetro. São usados na diluição de 1:10 a 1:40 para usinagem em geral.
<b>Óleo Emulsionável Translúcido</b>	Contém menos óleo e mais emulsificador que a emulsão leitosa. Consiste de uma dispersão de óleo com menor tamanho de gota, as quais são amplamente distribuídas. A diluição varia de 1:20 a 1:60.
<b>Óleo Emulsionável Graxo</b>	São óleos, gorduras animais ou vegetais adicionados no óleo mineral produzindo uma ampla variedade de fluidos com propriedades lubrificantes realçadas. A diluição varia de 1:10 a 1:40.
<b>Óleo Emulsionável de Extrema Pressão</b>	Óleos solúveis EP contêm aditivos a base de enxofre, cloro e fósforo para suportar maiores pressões. Usados em uma proporção que varia de 1:10 a 1:20.

#### 2.3.4.2.2 - Fluidos Sintéticos / Soluções Químicas

São soluções químicas consistindo de materiais inorgânicos e orgânicos dissolvidos em água e não contendo nenhum óleo mineral. Todos esses fluidos são refrigerantes, sendo alguns também lubrificantes de moderada eficiência. Alguns aditivos estão presentes nestes fluidos com a função de inibir a corrosão, aumentar a

lubrificação, reduzir as tensões superficiais, melhorar a miscibilidade e atuar como biocida. Na solução, o aparecimento de bactérias quase não existe devido ao alto pH (SHENG et al., 1997).

Em geral, as vantagens incluem além da econômica e rápida dissipação do calor, propriedades detergentes as quais ajudam a manter a superfície da máquina e o sistema de refrigeração limpos, fácil mistura com pouca agitação e melhor resistência à deterioração. Uma vez misturados com água, a mistura não se desfaz. Até mesmo na centrifugação não ocorre a separação. Eles podem ser reciclados no local, mas não respondem bem ao tratamento químico (OWEN, 1998). Os fluidos sintéticos possuem uma vida bem mais longa que as emulsões, pois não são contaminados por bactérias e fungos.

Os fluidos sintéticos podem ser classificados como como mostrado na tabela 2.4 (EL BARADIE, 1996), (BOOTHROYD et al., 1989).

TABELA 2.4 – Classificação dos fluidos de corte sintéticos (EL BARADIE, 1996).

<b>Divisão dos fluidos sintéticos</b>	<b>Características</b>
<b>Fluido de Retificação</b>	Estes fluidos são restritos para operações de retificação onde previnem a ferrugem e permitem uma rápida remoção de calor.
<b>Fluido Sintético Geral</b>	Estes fluidos têm razoável lubricidade, baixa tensão superficial, boas propriedades inibidoras de ferrugem, usualmente deixa um resíduo que é removido facilmente.
<b>Fluido Sintético Geral de Extrema Pressão</b>	São similares ao sintético geral puro, entretanto possuem aditivos a base de cloro, enxofre e fósforo para melhorar os efeitos lubrificantes de extrema pressão.

#### **2.3.4.2.3 - Fluidos Semi-Sintéticos**

Os fluidos semi-sintéticos combinam algumas das melhores qualidades dos fluidos sintéticos e dos óleos solúveis.

São essencialmente uma combinação de fluido sintético com óleos emulsionáveis. Estes fluidos são formados por óleos emulsionáveis que contém somente uma pequena quantidade de óleo mineral emulsificado, em torno 5 a 30% do fluido base (em volume), o qual tem sido adicionado para formar uma emulsão de pequeno tamanho de gota, translúcida e estável. Aditivo de extrema pressão pode ser incorporado. O desempenho da lubrificação pode ser variada permitindo o uso de tais fluidos em tarefas de usinagem moderadas a pesadas e aplicações em retificação.

A menor quantidade de óleo destes fluidos torna as operações de usinagem mais limpas que aquelas que usam óleo puro ou óleos emulsionáveis. Melhores propriedades de tensão superficial podem reduzir a quantidade de fluido arrastado pelas peças e cavacos, diminuindo o consumo de fluido (OWEN, 1998).

#### **2.3.4.3 - Gases**

O ar é o mais comum dos fluidos gasosos. Está presente à pressão atmosférica para operações secas e também está presente quando os fluidos de corte líquidos são usados. O ar pode ser comprimido para melhorar a sua capacidade de refrigeração; um jato de ar direcionado para a zona de corte pode remover o calor por convecção forçada. No entanto, o seu uso não é atrativo, pois tem baixa capacidade de refrigeração se comparado aos refrigerantes líquidos (KLOCKE et al., 1997a).

Gases como o argônio, hélio e nitrogênio podem ser usados para prevenir a oxidação da peça.

A vantagem dos gases inertes incluem boa capacidade de refrigeração, aumento da vida da ferramenta, visão clara da operação, eliminação da névoa e nenhuma contaminação da peça, cavaco ou lubrificante da máquina.

Gases como o Freon ou dióxido de carbono (CO<sub>2</sub>) com ponto de ebulição abaixo da temperatura ambiente, podem ser comprimidos e injetados na zona de corte para promover refrigeração evaporativa.

## **2.4 – Lubrificantes Sólidos**

Os lubrificantes sólidos têm utilidade tanto em processos de usinagem como em processos de conformação. Porém são mais comuns em alguns processos de conformação.

Em usinagem, o lubrificante sólido não tem como objetivo a refrigeração da ferramenta ou peça, mas visa apenas a lubrificação e são aplicados diretamente na ferramenta (RUFFINO, 1977). Faz-se uso de pastas e lubrificantes sólidos que são usualmente aplicados manualmente por pincel ou por almotolias em ferramentas ou peças em operações de roscamento (com macho ou tarraxa) e alargamento manual.

O lubrificante também pode ser adicionado durante a fabricação do metal que vai ser usinado (ex. chumbo). Tais elementos introduzidos na estrutura cristalina do metal conferem a este uma usinabilidade mais fácil, devido à sua ação de lubrificação, redução de pressões e soldagem na interface cavaco/ferramenta (RUFFINO, 1977).

## 2.5 – Seleção de Fluidos de Corte

A escolha de um fluido de corte adequado a uma operação de usinagem não é uma tarefa simples. Comercialmente está disponível um grande número de fluidos de corte, sendo que alguns oferecem uma considerável versatilidade enquanto outros são feitos sob medida para aplicações específicas. A seleção do fluido adequado vai depender basicamente de testes empíricos, uma vez que se tem pouca orientação teórica.

Baseado nas características desejáveis para um fluido de corte, SLUHAN (1994) e EL BARADIE, (1996) apontam alguns critérios de seleção dos fluidos:

- ↗ Usinabilidade – Capacidade do fluido de corte contribuir para gerar a forma desejada, tamanho e acabamento da peça enquanto estende a vida da ferramenta.
- ↗ Compatibilidade – Aplicabilidade de um fluido de corte para uma ampla gama de materiais de peça.
- ↗ Aceitabilidade – Efeito do fluido de corte sobre a saúde do operador e aceitação pelo operador quanto ao odor, tato e aparência.
- ↗ Descartabilidade – Facilidade e custo para descartar o fluido.
- ↗ Retorno Financeiro – Influência do fluido de corte sobre os custos de produção e sobre a eficiência da fábrica como um todo.
- ↗ Ter alta condutividade térmica e alto calor específico.
- ↗ Não deve promover corrosão ou descoloração do material da peça e nem da máquina.
- ↗ Não deve ser inflamável.
- ↗ Deve também ser de fácil reciclagem.

Na tentativa de servir como guia na primeira etapa do processo de escolha de um fluido, a tabela 2.5 mostra uma visão geral das vantagens e desvantagens dos fluidos de corte miscíveis e não miscíveis em água.

TABELA 2.5 – Características gerais dos fluidos de corte miscíveis e não miscíveis em água (SHENG et al., 1997).

Fluidos de corte	
Não miscíveis em água	Miscíveis em água
↪ Estável contra ataque biológicos	↪ Alta condutividade térmica
↪ Melhor capacidade de lubrificação	↪ Alto calor de vaporização
↪ Menos caro para reciclar	↪ Muito boa capacidade de refrigeração
↪ Mais caro para comprar	↪ Permite velocidades de corte mais altas
↪ Menor capacidade de refrigeração	↪ Mais econômico
↪ Perigo de contaminação do ar com óleo	↪ Melhor aceitação pelo operador
↪ Não formação de ranço (óleos minerais)	↪ Nenhum risco de incêndio
↪ Boa capacidade umectante	↪ Redução da névoa de óleo
↪ Boa proteção contra a ferrugem	

## 2.6 – Manutenção, Reciclagem e Descarte dos Fluidos de Corte

Os custos de manutenção dos fluidos de corte não estão ligados somente ao reabastecimento do fluido em si, mas também à perda de produção (por parada para troca do fluido de corte ou pelo baixo desempenho do mesmo) e a limpeza e descarte de resíduos (MOSLEY, 1994).

### 2.6.1 – Manutenção dos Fluidos de Corte

Durante o uso, os componentes dos fluidos de corte (tais como, inibidores de ferrugem, aditivos EP, emulsificadores etc) são esgotados com taxa diferentes através do ataque de bactérias, evaporação, reação com elementos na água ou no metal, retirados nas peças ou por volatilização devido à temperatura e pressão. Se as mudanças na composição não são corrigidas durante o uso, o fluido não conseguirá manter o desempenho necessário (SHENG et al., 1997).

A manutenção dos fluidos de corte é um fator crítico para mantê-los trabalhando com eficiência máxima, devendo-se tomar alguns cuidados.

- ↳ Para fluidos a base de água, a manutenção inicia-se no ponto de mistura (fluido de corte concentrado mais água). Durante o uso, o controle adequado da concentração é importante para manter o efeito lubrificante. No mínimo, metade dos problemas são devido à concentração imprópria (KOELSCH, 1997).
- ↳ A pureza da água também é considerada no ato da mistura. A água extremamente dura pode comprometer o desempenho de alguns fluidos de corte (GRABNER, 1996). Durante o uso normal dos fluidos, a evaporação e as perdas por arraste requerem correções diárias da composição e este procedimento aumenta a quantidade total de sólidos dissolvidos na mistura. Com o aumento de certos sólidos dissolvidos, os fluidos passam a apresentar problemas, como o aumento da corrosão (DICK et al., 1997).
- ↳ Manter a máquina e o reservatório limpos para evitar a recirculação de muitas partículas que podem consumir aditivos de extrema pressão e destruir a capacidade de lubrificação do fluido.

Contribui, também, para manter o fluido limpo, minimizando a frequência de descarte (DICK et al., 1997).

- ↳ A remoção dos cavacos também contribui para desencorajar o crescimento microbiano. As bactérias usam as superfícies recém cortadas e brilhantes do metal como área de procriação. Muitas bactérias alimentam-se de enxofre, produzindo mau cheiro, além disso reduzem a quantidade disponível de enxofre para a lubrificação da interface peça/ferramenta (KOELSCH, 1997).

## 2.6.2 – Reciclagem dos Fluidos de Corte

Para a reciclagem dos fluidos de corte existem algumas opções quanto aos equipamentos utilizados.

O estado da arte em bioreator, que combina tratamento de resíduos biológicos com ultrafiltração, transforma os resíduos em água limpa e lodo (cujo volume é reduzido 20-30 vezes), o qual vai para unidades de evaporação. Esta instalação é uma solução altamente cara (OWEN, 1998). Uma outra opção é um centro de reciclagem com grandes tanques de armazenagem para o fluido de corte sujo e para os aditivos de correção. O fluido de corte sujo coletado em um tanque é escumado e centrifugado para remover o óleo sobre nadante e partículas, em seguida enviado para o segundo tanque. Adicionando água, aditivos e uma pequena quantidade de fluido de corte puro, restaura-se a concentração e o fluido está pronto para o ser novamente usado (OWEN, 1998). Unidades de filtragem portáteis são uma opção menor e menos cara, extraindo o fluido de corte do reservatório da máquina sem desliga-la. É feita a filtração do fluido para eliminar partículas, colocando o fluido através de um trocador de calor para matar as bactérias e bombeando-o através de uma centrifuga para separar o óleo sobre nadante. Adiciona-se

aditivos e passa-se o fluido por um filtro final, ficando pronto para o uso. O que sobra para o descarte é resíduo de óleo (OWEN, 1998).

GRABNER (1996) descreve um equipamento de sucção que é uma unidade móvel com dois compartimentos, um para o fluido de corte sujo e um para o fluido de corte limpo. O equipamento de sucção é colocado em uma máquina-ferramenta onde o fluido de corte sujo do seu reservatório é filtrado para remover cavacos e lodo. O fluido é succionado para dentro do compartimento de fluido de corte sujo. Na seqüência, o fluido de corte limpo é bombeado do equipamento de sucção para o reservatório da máquina-ferramenta. Desta maneira, cada máquina-ferramenta é liberada rapidamente. O equipamento de sucção então é levado até o sistema de reciclagem de fluido de corte, onde o fluido de corte sujo é tratado (GRABNER, 1996).

### **2.6.3 – Tratamentos para Descarte dos Fluidos de Corte**

SHENG et al. (1997) e SILVA et al. (1999) apontam as seguintes opções de tratamentos dos fluidos de corte para descarte.

Em geral, os óleos de corte são relativamente simples de tratar para posterior descarte, requerendo somente a remoção dos contaminantes sólidos e água. O óleo pode ser queimado para geração de energia ou reciclado com a introdução de produto virgem.

No caso dos fluidos de corte miscíveis em água, o objetivo do pré tratamento é remover o máximo de água possível para uso posterior e concentrar o fluido tornando-o menos volumoso e conseqüentemente de menor custo para o descarte. Os fluidos mais fáceis para separar são as emulsões, seguidas dos semi-sintéticos. Os fluidos sintéticos são os mais difíceis devido à alta concentração de componentes solúveis em água (SHENG et al., 1997).

Normalmente, em um processo de retificação parte do fluido de corte sai junto com o cavaco. Adicionalmente estão presentes óleos provenientes de vazamentos e abrasivos da ferramenta. Deste modo, parte do fluido de corte é descartado junto com o cavaco, descarte este que pode chegar a 40% em peso. Isto faz com que o cavaco de retificação torne-se ambientalmente perigoso. A figura 2.11 mostra o destino do cavaco de retificação na Alemanha.

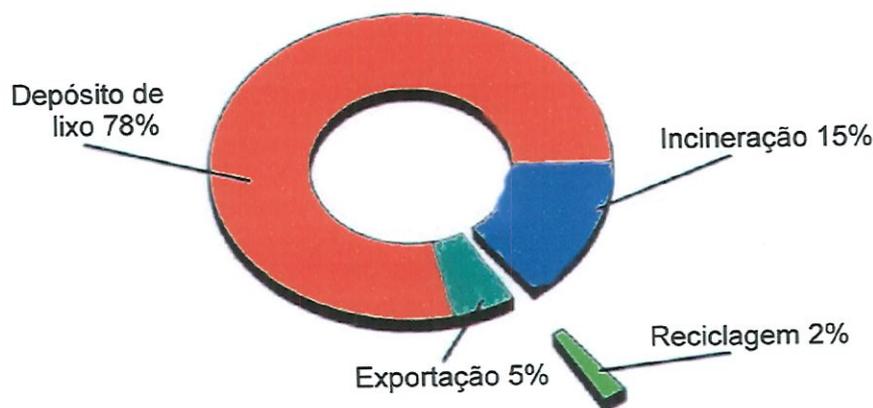


FIGURA 2.11 – Descarte de cavacos de retificação na Alemanha (BRINKSMEIER et al., 1994).

Para a retirada do cavaco de retificação pode ser usado algum método térmico como a secagem em um secador a vácuo (o resíduo é aquecido a baixa pressão, as substâncias evaporadas podem ser condensadas e subsequentemente destiladas) ou retirada do óleo por agentes de processamento líquido (depois da filtragem ou da centrifugação prévia, o óleo é extraído pela ação de diferentes agentes em uma temperatura acima de 80°C) (BRINKSMEIER et al., 1994).

## 2.7 – Danos à Saúde Humana Relacionados à Exposição aos Fluidos de Corte

O risco à saúde associado aos fluidos de corte depende da rota de exposição. Os trabalhadores são normalmente expostos aos fluidos de corte através do contato com a pele, inalação de aerossóis ou ingestão de partículas e aerossóis. Destas três rotas, o contato com a pele é a rota dominante, contribuindo com 80% de todas as doenças ocupacionais relacionadas aos fluidos de corte. Além disso, os operários podem ser expostos a fumaças, vapores ou gases contendo produto de combustão, aditivos, óleo sobre nadante, solventes de limpeza e micróbios. Existe ainda a possibilidade de ingestão direta do fluido de corte no estado líquido (SHENG et al., 1997).

Dada à alta pressão e temperatura sob as quais estes fluidos são usados, pode ocorrer a nebulização do fluido cujo tamanho da partícula formada é bem abaixo de 10  $\mu\text{m}$ . A inalação destas partículas pode ocorrer se o operário está exposto à elas. As partículas podem ser depositadas e retidas no aparelho respiratório, provocando assim uma variedade de reações respiratórias (OKABAYASHI et al., 1996).

Embora a rota de exposição aos fluidos de corte seja geralmente através da pele ou através da inalação, as gotas de fluido de corte nebulizadas de tamanho maior podem levar à exposição gastrointestinal. Uma proporção significativa das partículas nebulizadas está numa faixa não respirável (partículas com diâmetro médio maior que 10  $\mu\text{m}$ ). Estas partículas grandes resultam geralmente em exposição gastrointestinal desde que sejam filtradas para fora da região nasofaríngea e não alcancem as vias aéreas. Algumas partículas são capturadas pela “mucocilliary escalator” (mucosa com células ciliadas presente em algumas partes do aparelho respiratório superior). A “mucocilliary escalator” transporta

as partículas para a faringe, onde elas são engolidas, deste modo permitindo a exposição gastrointestinal (CALVERT et al., 1998).

Um estudo conduzido pela Universidade de Harvard para a General Motors e United Auto Workers concluiu que existem efeitos adversos sobre a saúde dos operários atribuídos ao longo tempo de exposição ao óleo integral, óleo solúvel e fluidos sintéticos (DUNLAP, 1997). Órgãos americanos que têm suas atividades relacionadas com a saúde, tais como, "Occupational Safety and Health Administration" e "National Institute for Occupational Safety and Health" têm apertado a legislação. Um exemplo é a redução partículas de óleo de corte (na forma de névoa) no ar de  $5,0 \text{ mg/m}^3$  para  $0,5 \text{ mg/m}^3$  (GRASSON, 1998). Esta decisão foi baseada em evidências, as quais mostram que as doenças podem variar de doenças de pele até câncer (GRASSON, 1998).

Vários pesquisadores têm procurado encontrar alguma correlação entre a exposição aos fluidos de corte e as doenças. Alguns destes pesquisadores encontraram correlação com alguns tipos de câncer.

TOLBERT et al. (1992) realizaram um estudo no qual procuravam evidências que pudessem confirmar suspeitas, de que o câncer respiratório e digestivo estava relacionado à exposição aos fluidos de corte. Para tanto, fizeram um levantamento da exposição a algum tipo de fluido de corte de 30.000 empregados de duas fábricas automotivas americanas. As mortes por câncer desde grupo foram associadas à exposição ao óleo de corte puro, ao óleo solúvel ou ainda ao fluido sintético. Estas mortes foram comparadas com a média da população americana. Os resultados sugerem uma modesta associação positiva entre a exposição de óleos de corte puros e o câncer de próstata, de laringe e de reto.

Outros pesquisadores fizeram trabalhos semelhantes. Segundo BARDIN et al. (1997) os dados obtidos em seu trabalho apresentam

uma forte associação entre câncer no pâncreas e a exposição aos fluidos sintéticos nas operações de retificação.

O câncer de esôfago está significativamente associado com a exposição aos fluidos de corte sintéticos e óleos solúveis nas operações de retificação (SULLIVAN et al., 1998). Depois de analisar inúmeros trabalhos realizados por vários pesquisadores sobre o risco de câncer em trabalhadores expostos aos fluidos de corte, CALVERT et al. (1998) realizaram uma revisão sistemática, através da qual puderam afirmar que existem evidências substanciais que demonstram um aumento do risco de câncer (laringe, reto, pâncreas, pele, escroto e bexiga) associado a alguns fluidos de corte usados antes do meio da década de 1970. No entanto, o câncer em outras partes do corpo (estômago, esôfago, pulmão, próstata, cérebro, cólon e sistema hepático) mostrou evidências mais limitadas ou menos consistentes para a associação com os fluidos de corte.

SCHROEDER et al., (1997) encontraram fortes evidências em seus estudos, pelas quais o aumento do risco de mortalidade por câncer do pulmão dos trabalhadores da indústria automotiva não está associado à exposição a fluidos de corte.

Outros pesquisadores procuram correlações entre os fluidos de corte e outras doenças que não o câncer.

SULIMAN et al. (1997) identificaram uma série de microorganismos presentes em um fluido de corte miscível em água, após algum tempo de uso. A grande maioria dos microorganismos pode de alguma forma, prejudicar a saúde humana, contudo, o desenvolvimento destes vai depender de uma série de fatores, tais como, a resistência do indivíduo e agentes de contaminação, entre outros.

OKABAYASHI et al. (1996) estudaram os efeitos de um fluido de corte sintético e seus constituintes na saúde de camundongos. O fluido de corte foi intitulado "A". Cada constituinte do fluido estudado

foi avaliado separadamente. Os camundongos foram expostos ao fluido de corte e a seus constituintes na forma nebulizada.

Os autores concluíram que os constituintes do fluido testado possuem propriedades que provocam irritação pulmonar. Foram propostos valores limites de exposição, estes variam de aproximadamente 2 - 3 mg/m<sup>3</sup> para os constituintes de maior potencial de irritabilidade do fluido "A" e 50 mg/m<sup>3</sup> para o menos potentes dos constituintes do mesmo fluido. Contudo, pode haver controvérsia a respeito destes limites, pois cada constituinte foi avaliado separadamente; em uma mistura uma possível interação dos constituintes pode ser perdida (OKABAYASHI et al., 1996).

## **2.8 - Fluidos de Corte Não Nocivos ao Meio Ambiente e ao Homem**

Como forma de adaptação às novas legislações ambientais, os fabricantes de fluidos de corte têm trabalhado na busca de fluidos compatíveis às novas exigências.

Alguns fabricantes têm lançado no mercado fluidos de corte a base de proteína. Estes não contém óleo e são biodegradáveis em estações de tratamento, praticamente não sendo tóxicos à vida aquática (KOELSCH, 1997).

Outros fabricantes modificam a mais tradicional química para realçar a lubrificação e melhorar as propriedades de extrema pressão. Segundo KOELSCH (1997) os chamados "Super Lubrificantes" têm sido melhorados através do desenvolvimento de propriedades de compostos semelhantes ao óleo de corte puro e ainda são solúveis em água.

Os óleos vegetais apresentam propriedades interessantes: fluidez, capacidade de reduzir o atrito e o desgaste da ferramenta de corte, ponto de fulgor elevado, boa resistência ao cisalhamento,

inexistência de toxicidade e biodegradabilidade. O ponto fraco é o seu desempenho insuficiente relativo à oxidação e à hidrólise, mas que é superado em algumas formulações. Um inconveniente é seu custo, de três a cinco vezes maior que os óleos derivados de petróleo (OWEN, 1998).

Quando o óleo vegetal é usado na forma atomizada (óleo mais ar comprimido) essa falta de estabilidade não é prejudicial porque o produto não é reciclado. Este óleo tem baixa propensão à formação de névoa durante a usinagem (A MICROPULVERIZAÇÃO ... 1999).

RODRIGUES DE PAULA et al. (1999) estudaram o uso de derivados do óleo de mamona como fluidos de corte no torneamento do aço ABNT 1045 com ferramentas de metal duro. Tal fluido é interessante do ponto de vista ambiental, pois não é agressivo ao homem ou ao meio ambiente.

Os experimentos foram realizados sem fluido, com um fluido de corte comercial na proporção de 5% e com o óleo de mamona nas proporções de 10% e 28%. Depois de realizados os ensaios, observou-se que o fluido de corte comercial propiciou um menor desgaste de flanco. O óleo de mamona (10%) apresentou um acabamento superficial ligeiramente melhor. Todos os fluidos mostraram uma eficiência semelhante na redução da temperatura de corte. O cavaco mais adequado foi produzido quando usou-se o óleo de mamona. Porém, os pesquisadores ressaltam a necessidade de um estudo mais aprofundado com relação aos fluidos de corte a base de óleo de mamona.

Na tentativa de diminuir os efeitos negativos dos fluidos de corte BILLATOS et al. (1994) estudaram uma nova forma de refrigerar uma ferramenta de torneamento. Os autores utilizaram um porta inserto com assento do inserto de cobre e canais que permitem que um fluido circule sob o assento de cobre. O porta inserto é conectado em um circuito fechado de refrigeração, no qual o fluido refrigerante é a água. Esta nova forma de refrigeração mostrou resultados

intermediários entre o corte sem fluido e a refrigeração tradicional por inundação. Cerca de 70% da refrigeração do fluido de corte tradicional pode ser compensada pelo novo método de refrigeração. O superaquecimento da ponta da ferramenta é reduzido comparado com o corte sem fluido. Conseqüentemente o desgaste é menor e a vida da ferramenta é mais longa.

YOKOGAWA et al., (1998) estudaram o uso o ar resfriado como fluido refrigerante no processo de retificação. O ar comprimido inicialmente passa por um processo de secagem. Então o ar é resfriado em um trocador de calor com nitrogênio líquido antes de ser conduzido para o ponto de retificação.

Uma comparação entre a retificação usando fluidos de corte convencionais e ar resfriado (-91,0°C) demonstrou que a elevação da temperatura na superfície retificada foi de 5,5°C quando se usa ar resfriado e a elevação de temperatura foi de 2,0°C para o fluido de corte convencional. Entretanto, o método do ar resfriado é capaz de manter uma variação mínima da temperatura da superfície retificada, porque o ar resfriado é fornecido a uma temperatura constante para a peça por todo o período da operação. Isto será possível com o fluido de corte convencional somente quando um ajuste dimensional for feito várias vezes ao dia para compensar a expansão da peça resultante do aumento de temperatura do fluido de corte. Ainda na comparação entre o fluido de corte convencional e o ar resfriado notou-se que aparece uma tensão residual de compressão na peça em ambos os casos. Para o fluido convencional a tensão é suavemente maior próxima à superfície retificada. Entretanto, em profundidades maiores, a tensão é de 2 a 3 vezes maior quando se usa ar refrigerado (YOKOGAWA et al., 1998).

EL BARADIE, (1996) reuniu testes de usinagem realizados por diversos pesquisadores que trabalharam com diferentes gases. Seguem-se alguns resultados: no fresamento usando ar resfriado obteve-se uma vida de ferramenta 400% maior que o ar a

temperatura ambiente. Contudo, no torneamento, a utilização de ar em diferentes temperaturas representou uma pequena diferença na vida da ferramenta. Em outros testes descobriu-se que o uso de dióxido de carbono aumenta a vida da ferramenta em 150% e usando nitrogênio o aumento foi de 240%. Entretanto, nos mesmos testes observou-se que o dióxido de carbono usado em diversas temperaturas não foi relevante sobre a vida da ferramenta.

## **2.9 – Aspectos dos Fluidos de Corte Tradicionais em Usinagem**

O coeficiente de transmissão de calor por convecção ( $h$ ) é a variável mais importante durante a troca de calor entre a região de formação de cavaco e o fluido circunvizinho. Por isso, procurou-se na literatura técnica a relação deste coeficiente com a usinagem dos metais.

### **2.9.1 – Coeficiente de Transmissão de Calor por Convecção**

O coeficiente de transmissão de calor por convecção ( $h$ ) mostra-se sensível às variações de temperatura entre o fluido e superfície sendo refrigerada. Em uma experiência, imergiu-se em água, à temperatura ambiente, um bloco de aço a uma temperatura inicial de 300°C. Usando-se a curva de resfriamento do bloco no tempo, estimou-se o coeficiente  $h$  com um valor de  $2 \times 10^4$  W/m<sup>2</sup>K. Quando a temperatura inicial do bloco foi aumentada para 700°C o novo valor estimado de  $h$  passou para  $2 \times 10^3$  W/m<sup>2</sup>K. Em condição de resfriamento, por aspersion de água,  $h$  também se mostrou sensível a intensidade da aspersion e à temperatura da superfície aquecida. Para uma intensidade maior ou igual 1.500 l/m<sup>2</sup>min, o  $h$  variou de  $2 \times 10^4$

para  $8 \times 10^3 \text{ W/m}^2\text{K}$  quando a temperatura superficial aumenta de 300 para  $700^\circ\text{C}$ . Uma redução da intensidade da aspensão para  $70 \text{ l/m}^2\text{min}$  reduz o  $h$  para  $5 \times 10^3 \text{ W/m}^2\text{K}$  ( $300^\circ\text{C}$ ) e para  $10^3 \text{ W/m}^2\text{K}$  ( $700^\circ\text{C}$ ) (BAMBERGER et al., 1986).

Uma comparação entre a distribuição de temperatura medida experimentalmente e calculada (em elementos finitos) para uma velocidade de corte de  $61 \text{ m/min}$  sugere que o fornecimento de uma refrigeração em torno de  $0,25 \text{ l/min}$  é associada com um  $h$  de  $10^3 \text{ W/m}^2\text{K}$ , enquanto um fluxo de  $2,5 \text{ l/min}$  sobre a ferramenta é associada com um valor  $5 \times 10^3 \text{ W/m}^2\text{K}$  (CHILDS et al., 1988).

A figura 2.12 mostra o resultado de um modelamento que avalia o efeito da variação de  $h$  na temperatura máxima da superfície de saída e no flanco da ferramenta em três velocidades de corte.

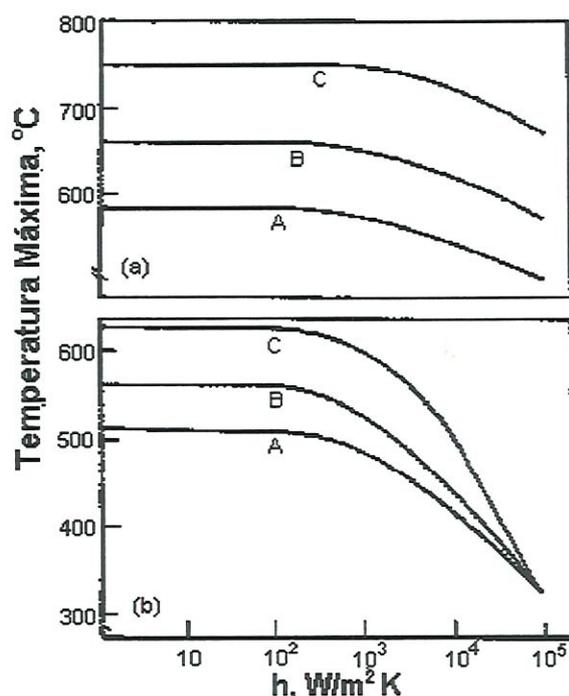


FIGURA 2.12 - Efeito do resfriamento sobre (a) máxima temperatura da superfície de saída da ferramenta e (b) máxima temperatura do flanco da ferramenta em várias velocidades de corte (A  $33 \text{ m/min}$ ; B  $46 \text{ m/min}$ ; C  $61 \text{ m/min}$ ) (CHILDS et al., 1988).

Observa-se na figura 2.12 que a máxima temperatura da superfície de saída da ferramenta não é influenciada pelo resfriamento para um  $h$  menor que  $10^3$  W/m<sup>2</sup>K.

Os resultados encontrados por CHILDS et al. (1988) demonstram que a distribuição da temperatura tem forte dependência de um resfriamento com um  $h$  entre  $10^3$  e  $10^4$  W/m<sup>2</sup>K, ou seja o resfriamento passa de negligenciável a efetivo (na ferramenta) quando  $h$  varia de  $10^3$  para  $10^4$  W/m<sup>2</sup>K. A melhor estimativa na ausência de medidas experimentais diretas do  $h$ , para o resfriamento de uma ferramenta de corte está entre  $10^3$  e  $10^4$  W/m<sup>2</sup>K. Estes níveis de transmissão excedem muito os resultados da radiação, estimada em 100 W/m<sup>2</sup>K (CHILDS et al., 1988).

Além do resfriamento da ferramenta, o resfriamento do suporte da ferramenta tem a função de permitir a manutenção da precisão dimensional do corte. No modelo desenvolvido por CHILDS et al. (1988), para um suporte de ferramenta de 25 mm de comprimento e assumindo um coeficiente de expansão térmica do material do suporte de  $10^{-5}$ /K, o aumento no comprimento do suporte varia entre 25  $\mu$ m para um  $h$  de  $10^3$  W/m<sup>2</sup>K e 4  $\mu$ m para um  $h$  de  $10^4$  W/m<sup>2</sup>K.

LI (1995) também propôs um modelo de relacionamento entre o coeficiente de transmissão de calor ( $h$ ) e a vazão de fluido de corte ( $V_{fluido}$ ), o qual resumidamente diz que: quando o jato de fluido de corte é direcionado sobre as costas do cavaco em formação, um aumento no valor de  $h$  de  $n$  vezes representa um aumento em torno de  $n^{1,43}$  vezes em  $V_{fluido}$ . Por outro lado, quando o jato de fluido de corte é direcionado entre a superfície de folga da ferramenta e a superfície da peça recém usinada, para o mesmo aumento de  $h$  de  $n$  vezes  $V_{fluido}$  é aumentado em torno de  $n^2$  vezes. De acordo com este modelo, proposto por LI (1995), um pequeno aumento no valor de  $h$  necessita de um grande aumento de  $V_{fluido}$ . Além disso, este aumento de  $V_{fluido}$  é muito maior para o jato de fluido de corte que é direcionado entre a superfície de folga da ferramenta e a superfície da

peça recém usinada do que para o jato direcionado sobre as costas do cavaco.

### **2.9.2 – Efeito da Variação da Vazão de Fluido de Corte sobre a Temperatura de Usinagem**

Com base em um modelo desenvolvido em elementos finitos, LI (1995) procurou demonstrar a influência da vazão do fluido de corte na temperatura de usinagem. Observou que, comparado com a porcentagem de aumento da vazão do fluido de corte, a correspondente redução percentual da temperatura de usinagem é muito pequena, ou seja, um pequeno aumento na porcentagem da redução da temperatura de usinagem requer um grande aumento na porcentagem da vazão do fluido de corte.

LI (1996b) realizou um estudo mais aprofundado sobre o efeito da variação da vazão de fluido de corte aplicado sobre as costas do cavaco em formação e na região entre a superfície de folga da ferramenta e a superfície da peça recém usinada por meio de elementos finitos. As vazões consideradas no estudo foram 10, 15 e 48 l/min para a aplicação sobre a superfície de saída da ferramenta e 10 e 90 l/min para a região entre a superfície e folga da ferramenta e a superfície da peça recém usinada.

Feita a simulação, encontrou-se para a região da superfície de saída da ferramenta que um aumento na vazão de 50%, de 10 para 15 l/min, proporcionou uma redução na temperatura em torno de 13% e quando a vazão foi aumentada 380%, de 10 para 48 l/min, a temperatura foi reduzida em torno de 40%. No entanto, a temperatura máxima da região de geração de calor, da interface cavaco/ferramenta, sofreu uma queda de temperatura muito pequena com o aumento da vazão de fluido de corte (menos de 1%).

Observou-se também o efeito sobre a superfície de folga da ferramenta, onde a temperatura foi reduzida em torno de 8 e 26%, quando a vazão de fluido de corte aumentou 50 e 380% respectivamente (LI, 1996b).

Os resultados de simulação obtidos para a região da superfície de folga da ferramenta mostraram que quando a vazão é aumentada 800%, de 10 para 90 l/min, a máxima temperatura da superfície de folga da ferramenta é reduzida em torno de 14% e a temperatura ao longo da superfície de folga da ferramenta fora da região de máxima temperatura foi reduzida de 30 a 60%. A temperatura ao longo da superfície de saída da ferramenta exposta foi reduzida de 9 a 26% (LI, 1996b).

Em ambas as posições de resfriamento, o aumento da vazão de fluido proporcionou uma pequena redução da temperatura da ferramenta (LI, 1996b).

A limitação na redução da temperatura, segundo o pesquisador, pode ser explicada segundo dois aspectos: a) o aumento no coeficiente de transmissão de calor por convecção não é linearmente proporcional ao aumento da vazão; b) a aplicação do fluido de corte sobre a superfície de saída da ferramenta e na região da superfície de folga da ferramenta remove calor somente pelas superfícies que estão expostas ao fluido de corte. Estas superfícies estão fora das principais regiões de corte, as quais são as principais regiões de geração de calor. Como resultado, o calor removido por estas formas de resfriamento é somente uma porção do calor conduzido das principais regiões de corte até as superfícies expostas ao fluido. Comparada com o calor total gerado, esta porção de calor pode ser muito pequena. Portanto devido à natureza destes métodos de aplicação de fluido de corte, a eficiência de resfriamento proporcionada pelo aumento da vazão do fluido de corte fica dependente das propriedades físicas do fluido de corte e da fração de

calor conduzida das principais regiões de corte para as superfícies expostas ao fluido de corte (LI, 1996b).

### 2.9.3 – Influência das Propriedades dos Fluidos de Corte em seu Desempenho

LI (1996a) diz que no processo de resfriamento a taxa de remoção de calor pelo fluido de corte depende da condutividade térmica do fluido de corte, do gradiente de temperatura entre a superfície quente e o fluido de corte e, por último, depende da área de contato entre o fluido e a superfície quente.

Reforçando as observações feitas por LI (1996a), DANIEL et al. (1996) afirmam que a capacidade de transmissão de calor do fluido de corte na usinagem depende da formulação química do fluido e da estratégia de aplicação escolhida para cada operação de usinagem em particular. Estes dois fatores juntamente com a natureza da operação de usinagem determinam o coeficiente de transmissão de calor convectivo médio para a operação.

Ainda segundo DANIEL et al., (1996) as propriedades termofísicas dos fluidos de corte que influenciam a transmissão de calor são viscosidade dinâmica ( $\mu$ ), calor específico à pressão constante ( $c_p$ ), densidade ( $\rho$ ) e condutividade térmica ( $k$ ). Algumas propriedades foram determinadas experimentalmente por DANIEL et al. (1996), como mostra a tabela 2.6.

A adição de óleo na água para formar uma emulsão aumenta a viscosidade e reduz o calor específico da mistura. Ambos reduzem o número de Nusselt e portanto o coeficiente de transmissão de calor por convecção. Em uma operação de usinagem tal como a retificação onde a função primária do fluido de corte é refrigerar, uma baixa concentração de óleo (~3%) é recomendada para manter a boa

propriedade de transmissão de calor da água. Concentrações mais altas (~10%) são comuns para furação e roscamento, em que o fluido de corte exerce um papel lubrificante (DANIEL et al., 1996).

Pode ser visto através dos resultados experimentais que as propriedades termo-físicas dos fluidos de corte dependem do tipo de fluido, da concentração do óleo (figura 2.13) e da temperatura de operação (DANIEL et al., 1996).

TABELA 2.6 – Propriedades dos fluidos de corte determinadas experimentalmente (DANIEL et al., 1996).

<b>Tipo de Fluido</b>	<b>Temperatura (°C)</b>	<b>Viscosidade (<math>\mu</math>) <math>\times 10^{-6} \text{N.s/m}^2</math></b>	<b>Calor Especifico (c) J/kg.K</b>	<b>Densidade (<math>\rho</math>) kg/m<sup>3</sup></b>
Água	30	790	4179	997
	40	676		
	50	528		
	60	507		
Óleo Solúvel (10%)	30	1061	4006	981
	40	885		
	50	744		
	60	627		
Semi-Sintético (10%)	30	987	4118,8	992
	40	814		
	50	695		
	60	605		
Sintético (10%)	30	904	4028,6	994
	40	750		
	50	640		
	60	554		

SALES et al., (1999) puderam constatar que a mudança da concentração de uma emulsão ou solução química muda a capacidade de troca de calor, pois esta capacidade também está ligada aos tipos de aditivos e elementos presentes e suas quantidades. O aumento da concentração do fluido emulsionável (com aditivos a base de sódio) e sintético (a base de poliglicol e

elementos a base de sódio com baixa quantidade de aditivos de baixa capacidade de troca de calor) de 5 para 10% melhorou levemente a capacidade de troca de calor. Isto ocorre porque estes fluidos apresentam em suas formulações aditivos que reduzem a tensão superficial das bolhas de vapor. O aumento da quantidade desses aditivos promove a redução dessa camada de vapor, elevando a capacidade do fluido exercer as suas funções mesmo em elevadas temperaturas. Com isto, o aumento da concentração melhora a capacidade de troca de calor do fluido. Já para um outro sintético (a base de poliglicol com elevada quantidade de aditivos de baixa capacidade de troca de calor) ocorreu o inverso. A elevação da quantidade de aditivos, por meio do aumento da concentração do fluido, promoveu a formação de uma solução química resultante com menor coeficiente de troca de calor.

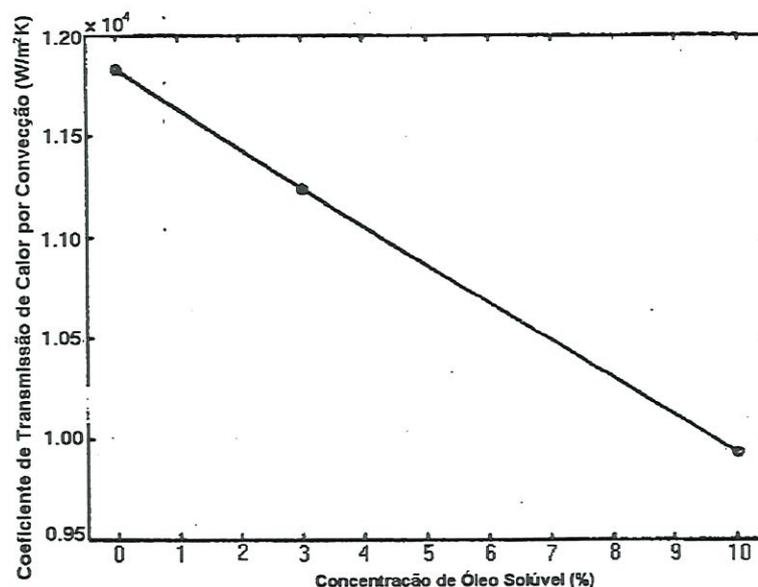


FIGURA 2.13 - Efeito da concentração do óleo sobre o coeficiente de transmissão de calor por convecção (DANIEL et al., 1996).

DANIEL et al., (1996) utilizaram os dados da tabela 2.6 para alimentar um modelo, através do qual nota-se que o desempenho de transmissão de calor da água é superior em relação aos fluidos de

corte estudados. O fluido de corte sintético é o mais próximo da água enquanto o fluido semi-sintético e o óleo solúvel são mais pobres. Quando se usa o óleo solúvel, a eficiência da transmissão de calor diminui com o aumento da concentração do óleo na mistura. A transmissão de calor do fluido de corte aumenta com a velocidade de corte e com a velocidade do fluido de corte (DANIEL et al., 1996)

### 2.9.4 – Efeito do Fluido de Corte Sobre a Usinagem

Alguns pesquisadores salientam que a direção de aplicação do fluido de corte produz efeitos distintos sobre a usinagem. Existem três principais direções de aplicação dos fluidos de corte como mostrado na figura 2.14. TAYLOR demonstrou que o desgaste da ferramenta pode ser reduzido quando o fluido de corte era direcionado sobre as costas do cavaco (direção A da figura 2.14). LAUTERBACH (1952) mostrou que existia um aumento na vida da ferramenta quando o fluido de corte era introduzido pela direção C. Alguns pesquisadores citados por SEAH et al. (1995) descobriram que o uso do fluido na região C é mais eficiente que nas outras regiões. Portanto, existe um efeito sobre a temperatura da ferramenta relacionado com a direção de aplicação do fluido de corte durante a usinagem (SEAH et al., 1997).

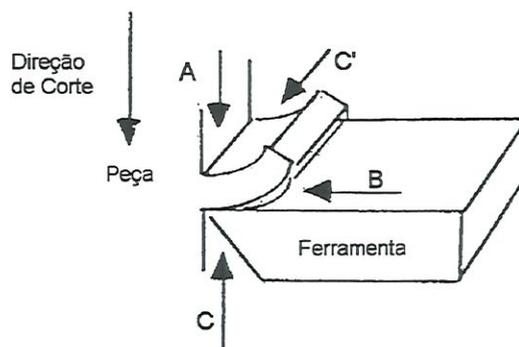


FIGURA 2.14 – Direções A, B, C, C' de aplicação do fluido de corte (SEAH et al., 1995).

Além disso, de acordo com ARMAREGO et al., (1969), o resfriamento por inundação da superfície de uma peça com fluido de corte é eficiente em baixas temperaturas, enquanto uma fina névoa de água atomizada tem melhor desempenho em altas temperaturas. O fluido de corte utilizado em um estado atomizado remove calor com mais eficiência quando comparado com um grande fluxo de fluido de corte comum (SEAH et al., 1997).

Na seqüência são apresentados alguns resultados experimentais de vários pesquisadores que buscam avaliar os mais diversos fluidos de corte em serviço.

SEAH et al. (1995) conduziram um trabalho, no qual procuravam identificar a influência do fluido de corte no desgaste da ferramenta de corte. O experimento consistia no torneamento dos aços AISI 4340 e AISI 1045 com ferramentas de metal duro sem e com um fluido de corte solúvel em água. Acompanhou-se o desenvolvimento do desgaste de cratera e de flanco.

Observou-se que o desgaste de cratera (profundidade e largura da cratera) apresentou-se maior logo no início da usinagem quando se usa fluido de corte. Depois da estabilização, observou-se a mesma taxa de crescimento do desgaste tanto com fluido de corte quanto sem fluido de corte. Em todas as condições de corte utilizadas, o corte sem fluido produziu um desgaste de cratera menor. O desgaste de flanco apresentou as mesmas características do desgaste de cratera. Estes resultados demonstraram que, ao contrário da crença comum, a aplicação do fluido de corte durante a usinagem não necessariamente reduz o desgaste da ferramenta. Na verdade, para as condições de corte usadas por estes pesquisadores, o fluido de corte aumentou o desgaste da ferramenta (SEAH et al., 1995).

VIEIRA (1997) determinou experimentalmente a influência do uso dos fluidos de corte, solúvel (5%), semi-sintético (5%) e sintético EP (5 e 10%) no fresamento frontal do aço ABNT 8640, com ferramentas de metal duro. O corte sem fluido também foi

investigado. Os parâmetros avaliados foram a vida da ferramenta, potência de corte e acabamento superficial. Além disso, para classificar os fluidos de corte quanto à capacidade refrigerante, utilizou-se o método do termopar peça-ferramenta. De forma global, a temperatura média na interface cavaco/ferramenta foi maior para a condição sem fluido, seguido pelos fluidos sintético 5%, sintético 10%, solúvel 5% e semi-sintético 5%.

A condição sem fluido, em todas as faixas de velocidades de corte, avanços e profundidades de usinagem estudadas, superou os fluidos de corte considerando a análise da vida da ferramenta. Entre os fluidos de corte, os melhores resultados foram obtidos pelo fluido sintético, seguido pelo semi-sintético. A baixas velocidades de corte, o óleo solúvel apresentou a menor vida de ferramenta, no entanto, em altas velocidades de corte este fluido superou os demais fluidos (VIEIRA, 1997).

Do ponto de vista da potência de corte, constatou-se que os fluidos de corte com menores valores de temperatura apresentaram os mais altos valores de potência de corte. Os melhores níveis de acabamento superficial foram constatados quando a usinagem foi realizada sem fluido (VIEIRA, 1997).

SEAH et al., (1997) realizaram um estudo experimental para verificar a influência do fluido de corte (solúvel em água) no torneamento de um aço AISI 1050 com ferramenta de metal duro e com velocidades de corte variando de 10 a 200 m/min. Os pesquisadores concluíram que em baixas velocidades de corte a aplicação do fluido de corte causa uma redução das forças de corte, enquanto em altas velocidades de corte a aplicação do fluido de corte tem efeito negligenciável sobre a força de corte. O uso do fluido de corte reduziu a rugosidade superficial. Dentro das condições normais de usinagem, a aplicação do fluido de corte pode reduzir suavemente o desgaste de flanco, mas não o de cratera. O uso do fluido de corte muda a posição da máxima profundidade da cratera para mais

próximo da aresta de corte e assim pode acelerar a falha da ferramenta. Independente do uso do fluido de corte, o material da peça adere à superfície de saída da ferramenta.

Uma comparação entre vários fluidos de corte feita por MACHADO et al. (1997) no torneamento do aço AISI 8640 com ferramentas de metal duro com tripla cobertura (TiC, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, TiN) procurou estabelecer uma relação de desempenho entre os fluidos. Foram testados fluidos de corte sintéticos (concentração de 3%(S3)), semi-sintéticos (concentração de 3%(SS3)), óleo solúvel mineral (concentração de 3% (M3) e 10% (M10)) e sem fluido.

O fluido de corte sintético em condições de corte suaves e semi-sintético em condições de corte pesadas proporcionaram uma vida de ferramenta mais elevada em comparação com o óleo solúvel mineral M3 e M10 e na condição sem fluido (MACHADO et al., 1997).

Quanto à força de corte, o fluido de corte sintético apresentou a mais alta força entre todas as condições de refrigeração/lubrificação seguido do semi-sintético, o óleo solúvel mineral M10 e M3 e a condição sem fluido (MACHADO et al., 1997).

Para a temperatura média da interface cavaco/ferramenta a classificação dos fluidos encontrada, começando da temperatura mais alta, foi a condição sem fluido, M3, M10, SS3, S3 (MACHADO et al., 1997). A rugosidade *Ra* foi praticamente insensível quanto ao fluido de corte.

O uso de fluidos na usinagem com ferramentas de cerâmica não é tida como recomendável. No entanto, ÁVILA et al. (1999) verificaram a influência desses na vida de ferramentas cerâmicas (alumina mista) no torneamento do aço ABNT 4340. Foram utilizados dois fluidos emulsionáveis (um isento de óleo mineral e o outro com óleo mineral) e um sintético, todos na concentração de 5%. A condição sem fluido foi utilizada como base de comparação. Foram utilizadas condições de usinagem de desbaste e de acabamento. De maneira geral, no desbaste, os melhores resultados foram obtidos nas

seguintes condições de refrigeração: emulsionável isento de óleo mineral, sem fluido, sintético e emulsionável com óleo mineral. No acabamento, o desempenho dos fluidos de corte foi igual ao desbaste. Como o fluido emulsionável isento de óleo mineral apresentou os melhores resultados, variou-se sua concentração (3% e 5%) no acabamento. Observou-se que a concentração de 3% foi superior somente na mais alta velocidade de corte.

MEDASKA et al. (1999) realizaram testes de torneamento ortogonal do alumínio Al6061-T6 com ferramental de aço rápido e metal duro, com e sem aplicação de fluido de corte. Os autores buscavam qualificar mecânica e termicamente a eficiência do fluido de corte. O sistema de aquisição de força, dinamômetro piezoelétrico de 3 eixos, mediu a eficiência mecânica do fluido de corte através da variação do coeficiente de atrito. A eficiência térmica foi obtida pela comparação de imagens térmicas da superfície de folga da ferramenta através de imagens de infravermelho e um ponto de temperatura obtido por um termopar do tipo K incrustado abaixo da superfície de saída da ferramenta.

A análise dos dados de força revelaram que o fluido de corte tem um efeito negligenciável sobre a força de corte, parâmetro ligado diretamente à energia de corte. O fluido de corte reduziu suavemente o coeficiente de atrito em velocidades de corte intermediárias (53 e 103 m/min) e avanços mais altos (0,086 e 0,112 mm/rev.). Na velocidade de corte mais alta (199 m/min) o fluido de corte não apresentou nenhum efeito de lubrificação em qualquer avanço. Em alguns casos o coeficiente de atrito para o corte com fluido de corte é mais alto em relação ao corte sem fluido (MEDASKA et al., 1999).

Em todos os testes, a máxima temperatura da ferramenta foi reduzida entre 24 e 57% quando medida pela câmara de infravermelho. A temperatura da sub superfície da superfície de saída quando medida pelo termopar incrustado foi reduzida entre 29 e 67% (MEDASKA et al., 1999).

Em uma comparação entre o torneamento sem fluido, água, emulsão 5% e emulsão 10%, no processo de torneamento, a vida da ferramenta foi maior para a emulsão 10%, principalmente em velocidades de corte em torno de 200 m/min. Comparando com o corte sem fluido, o volume de material removido foi 200% superior com o uso de emulsão 10%. Contudo, os dados experimentais demonstram que o corte sem fluido obteve uma vida maior com a velocidade de corte em torno de 50 m/min. Este fato pode ser justificado pela temperatura de corte não ser alta o suficiente para que certos aditivos, presentes na emulsão, trabalhem de forma adequada (HEISEL et al., 1998a). Quanto ao acabamento superficial, os resultados mostram uma pequena vantagem para o corte sem fluido em comparação ao corte com fluido, especialmente em baixas velocidades de corte. Esta vantagem, entretanto, diminui com o aumento da velocidade de corte (HEISEL et al., 1998a).

O uso de fluidos de corte na usinagem dos metais de matriz composta (MMCs) é controverso. HUNG et al., (1997) avaliaram o uso de um fluido de corte solúvel em água na proporção de 15% com ferramentas de PCD e metal duro no torneamento dos MMCs A359/SiC/20p e 6061/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/20p. Os autores deste trabalho observaram que a vida das ferramentas foi a mesma tanto para o corte sem fluido quanto para o uso do fluido de corte por inundação. Como uma explicação destes resultados foram observados dois aspectos com relação ao fluido de corte. Primeiro, o fluido de corte expulsa o cavaco do caminho da ferramenta, então o desgaste é causado somente pela abrasão do material sendo cortado (a ferramenta não recorta cavacos abrasivos). Segundo, o fluido de corte mantém a temperatura do cavaco e da ferramenta baixa. Isto é possível devido à grande massa da peça e da alta condutividade térmica dos MMCs a base de alumínio. Por esta baixa temperatura as reações químicas dos aditivos são termodinamicamente desfavorecidas. Assim, nenhuma camada lubrificante é formada na

superfície da ferramenta. A melhoria da vida da ferramenta pelo efeito lubrificante do fluido de corte é, portanto negligenciável.

Outros pesquisadores citados por HUNG et al., (1997) que também trabalharam com MMCs tiveram uma diminuição de vida da ferramenta com o uso de algum tipo de fluido de corte. Estes pesquisadores enumeram alguns motivos para este resultado negativo, pode-se citar: a formação de uma “lama” abrasiva, a manutenção da temperatura baixa na região de formação de cavaco devido ao uso do fluido, mantendo a resistência da matriz alta e ainda a mistura do fluido de corte com partículas de cavaco. Outros pesquisadores dizem conseguir acabamento de boa qualidade usando o fluido de corte ou destacam que o fluido de corte expulsa o cavaco da região de corte (isto é importante principalmente na furação). Também em relação a acabamento, HAAN et al., (1997) conseguiram bons resultados usando fluido de corte. Estes pesquisadores trabalharam com furação de alumínio (SAE 308, SAE 356-T6 e SAE 390) e ferro fundido cinzento com brocas cujo diâmetro eram menores que 6 mm. Usando óleo solúvel em água como fluido de corte, obtiveram uma rugosidade  $Ra$  cujos valores foram a metade em comparação à furação sem fluido.

Na furação, com ferramentas de aço rápido, do aço ABNT 1040 em várias condições de refrigeração e lubrificação (sem fluido, ar comprimido puro, emulsão 3% - 300 l/h, emulsão 3% “spray” - 3 l/h, óleo mineral névoa - 100 ml/h e óleo vegetal névoa - 100 ml/h) WEINGAERTNER et al. (2000) encontraram que a emulsão (em qualquer quantidade) não traz benefícios para a redução do desgaste da broca. Este comportamento pode ser explicado pelos fortes choques térmicos sofridos pela broca em cada furo. O óleo vegetal também não apresentou resultados satisfatórios. No entanto, os efeitos refrigerante e lubrificante dos fluidos de corte contribuem para a melhoria da qualidade dos furos produzidos.

LEEP et al., (1990) realizaram um trabalho de furação com brocas de aço rápido com 6,350 e 9,525 mm (1/4" e 3/8") de diâmetro em chapas de aço AISI 1020 e AISI 1095. Somente fluido de corte sintético foi utilizado. Nas condições de experimentação deste trabalho observou-se que a diminuição da concentração de fluido de corte de 5,5% para 2,5 % aumentou o desgaste da ferramenta em 35%.

SALES et al. (1999a) realizaram um trabalho que compara o comportamento dos fluidos de corte, quanto à vida de ferramenta, na furação do aço ABNT 8640 com brocas de aço rápido (10 mm de diâmetro). Foi testado o fluido emulsionável e sintético (2 tipos) nas concentrações de 5% e 10% e o óleo mineral integral. A condição sem fluido foi também testada para efeito de comparação. Variou-se a velocidade de corte de 10 a 40 m/min com avanço fixo de 0,13 mm/rot. Observou-se que o aumento da velocidade de corte reduziu a vida das brocas para todos os fluidos testados. O fluido integral apresentou maior vida da ferramenta praticamente em todas as velocidades de corte testadas, com exceção da velocidade de 20 m/min onde a emulsão 10% foi superior. A condição sem fluido apresentou os piores resultados.

Fazendo-se uma análise ampla, nota-se que os fluidos de corte produzem as mais diversas respostas sobre parâmetros como: vida de ferramenta, força de corte e rugosidade. O efeito dos fluidos de corte sobre tais parâmetros varia de prejudicial, passando por indiferente e positivo. O mais comum é o fluido ser positivo para algum parâmetro e ao mesmo tempo negativo para outro. No entanto, salienta-se que estes resultados sofrem influência do material da peça, da ferramenta usada, da composição do(s) tipo(s) de fluido, do processo de usinagem, da forma de aplicação do fluido, entre outras.

### 2.9.5 – Efeito do Fluido de Corte a Alta Pressão Sobre a Usinagem

Mesmo atualmente, a usinagem das ligas resistentes ao calor (ligas a base de níquel, a base de cobalto, a base de ferro e ligas de titânio) é considerada problemática por vários fatores. EZUGWU et al. (1991) desenvolveram uma pesquisa com uma destas ligas resistentes ao calor, o Inconel 901, em que comparam os efeitos da aplicação do fluido de corte a alta pressão (14MPa) e a forma tradicional de aplicar. Foi usado um fluido de corte solúvel em água, na concentração de 5% para todos os ensaios. O torneamento foi realizado com ferramentas de metal duro e cerâmica (óxido de alumina ( $Al_2O_3$ ) mais carboneto de silício (SiC) na forma de “Wiskers”).

Os resultados demonstraram que a vida da ferramenta foi menor usando o fluido de corte a alta pressão em comparação com o uso tradicional do fluido de corte.

O uso de fluido de corte a alta pressão resulta em uma significativa redução do comprimento de contato cavaco/ferramenta, e portanto da área de contato. Esta mudança no comprimento de contato aumenta a tensão de compressão na aresta de corte da ferramenta. Isto pode promover um aumento no encruamento da peça e torna o desgaste de entalhe predominante tanto nos insertos de metal duro quanto nos insertos de cerâmica (EZUGWU et al., 1991).

A influência de um jato de água sob alta pressão aplicado na interface cavaco/ferramenta na operação de fresamento foi estudada por KOVACEVIC et al. (1995). A aplicação foi realizada por dois métodos diferentes: em um o jato de água foi injetado através de um furo que passa por dentro do inserto saindo na superfície de saída da ferramenta atingindo a interface cavaco/ferramenta e o outro método

consiste no uso de um bico externo para injetar a água sob pressão dentro da interface cavaco/ferramenta.

Na primeira situação de aplicação (furo na superfície de saída da ferramenta) o material usinado foi o aço inoxidável AISI 304, a pressão da água variou até 100 MPa, o diâmetro do furo feito no inserto de metal duro variou até 0,45 mm. A operação realizada foi fresamento de faceamento.

Na segunda situação de aplicação (bico externo) o material usinado foi a liga de titânio Ti-6Al-4V, com a pressão da água variando até 193 MPa. O orifício do bico externo ficou fixo em 0,51 mm. A operação realizada foi fresamento discordante.

A eficiência destes métodos desenvolvidos foi avaliada com base na força de corte, acabamento superficial, forma do cavaco e vida de ferramenta.

Segundo os resultados obtidos, pode-se afirmar para ambos os métodos de aplicação que existe uma drástica redução nas forças de usinagem requeridas para remover o material da peça com a aplicação do jato de água a alta pressão. O acabamento superficial obtido com o jato de água a alta pressão é melhor que aquele obtido pelo resfriamento por inundação (KOVACEVIC et al., 1995).

Fotografias de microscópio eletrônico de varredura mostraram que cavacos produzidos na usinagem do aço inoxidável sofreram intensa ação de cisalhamento quando o resfriamento foi feito por inundação, indicado pela grande formação de “dentes de serra”, a qual foi relativamente pequena no caso da aplicação do jato de água a alta pressão (KOVACEVIC et al., 1995). A soldagem do cavaco quente na aresta de corte, que é um problema muito comum na usinagem de titânio, é completamente eliminado com a aplicação do jato de água a alta pressão. Ocorreu uma diminuição no desgaste de flanco nos insertos, os quais usinaram com jato de água sob alta pressão (KOVACEVIC et al., 1995).

Na mesma linha, WERTHEIM et al. (1992) verificaram a influência do uso do fluido de corte a alta pressão chegando na interface cavaco/ferramenta através de um furo na superfície de saída da ferramenta. Procuraram assim reduzir a temperatura em uma área crítica de geração de calor.

Durante a investigação a pressão do fluido de corte (emulsão 5%) chegou até 2,5 MPa. A operação de usinagem investigada foi o sangramento radial. Os testes foram realizados com ferramentas de metal duro com e sem recobrimento. Os materiais usinados foram um aço liga (AISI 4140), um aço inoxidável (AISI 316) e o Inconel 718.

Observou-se que a aresta postíça de corte foi minimizada, especialmente quando se usina aço inoxidável e materiais de alta liga (WERTHEIM et al., 1992).

O fluxo de fluido de corte através da superfície de saída da ferramenta melhora a penetração do fluido junto a aresta de corte. Quando se utiliza o método de aplicação pelo qual o fluido de corte passa por dentro da ferramenta, observou-se que com pressões mais elevadas, a usinagem com ferramenta não recoberta reduz o desgaste de cratera e melhora a vida da ferramenta. Comportamento semelhante também foi encontrado na usinagem do aço AISI 4140 com ferramenta recoberta em condições de corte severas, reduzindo o desgaste de flanco e também melhorando a vida da ferramenta. Pode-se dizer de maneira geral que altas pressões de fluido de corte (1,5 – 2,5 MPa) aumentam a vida da ferramenta proporcionalmente em ambas as ferramentas (recoberta e não recoberta) (WERTHEIM et al., 1992).

A despeito do desenvolvimento do desgaste (desgaste de flanco, cratera) o controle do cavaco e o desempenho do quebra cavaco permaneceram inalterados (WERTHEIM et al., 1992).

Um sistema de refrigeração de alta pressão foi usado por MACHADO et al. (1994) na usinagem da liga de titânio Ti6Al4V e da liga de níquel Inconel 901. Um jato de 14,5 MPa de fluido de corte foi

aplicado contra o fluxo de cavaco na superfície de saída da ferramenta. O resfriamento tradicional por inundação foi também usado para estabelecer uma base de comparação. O fluido de corte usado foi um óleo mineral solúvel na concentração de 4%. Foram usadas ferramentas de metal duro de diferentes geometrias e um porta ferramentas especial como mostra a figura 2.15.

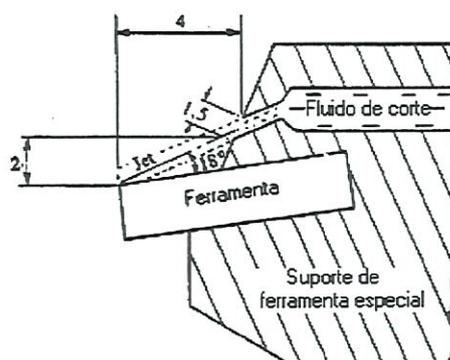


FIGURA 2.15 – Geometria do jato de fluido de corte (MACHADO et al., 1994).

O cavaco de ambas as ligas, a base de níquel e titânio, foi sempre do tipo segmentado. Pode-se notar que o sistema de refrigeração a alta pressão funciona de maneira eficiente como um quebra cavacos (MACHADO et al., 1994).

Na usinagem da liga de titânio, o sistema de refrigeração a alta pressão mostrou-se melhor do que o sistema tradicional em todas as condições de corte e geometrias de ferramentas testadas. Para este mesmo material, observou-se que o desenvolvimento do desgaste que leva à rejeição da ferramenta é idêntico para ambos os sistemas de refrigeração. O sistema de alta pressão, no entanto, retarda este processo. O desgaste de flanco é predominante, contudo, foram encontrados indícios de desgaste por difusão (MACHADO et al., 1994).

Quando se usina a liga de níquel, o sistema de refrigeração a alta pressão reduziu a vida da ferramenta. Para esta liga o desgaste

de sulco na profundidade de usinagem foi predominante. O mesmo modelo de desgaste foi observado em várias condições de usinagem para ambos os sistemas de refrigeração (MACHADO et al., 1994).

A força de corte medida mostra que o sistema de refrigeração a alta pressão usado neste trabalho não afetou significativamente o resultado de ambos os materiais testados (MACHADO et al., 1994).

Observou-se também que o sistema de alta pressão reduziu a temperatura significativamente quando comparado com o sistema de refrigeração tradicional. A temperatura máxima no sistema de alta pressão, ficou abaixo de 700°C enquanto para o sistema por inundação a temperatura ficou em torno de 875°C (MACHADO et al., 1994).

O sistema de refrigeração não tem praticamente nenhuma influência sobre a rugosidade superficial. Esse parâmetro foi afetado somente pelo raio de ponta da ferramenta, avanço e o desgaste da ferramenta (MACHADO et al., 1994).

O sistema de refrigeração de alta pressão reduz o comprimento de contato cavaco/ferramenta. Uma ação mecânica reduz a zona de aderência, enquanto que a zona de deslizamento foi reduzida por ambas as ações mecânica e lubrificante (MACHADO et al., 1994).

Para os fluidos de corte usados a alta pressão, podem ser feitos os mesmos comentários alusivos aos fluidos com uso tradicional. O efeito dos fluidos de corte também varia de prejudicial, passando por indiferente e positivo. O mais comum é o fluido ser positivo para algum parâmetro e negativo para outro. A diferença que chama a atenção é o material de peça ensaiado, normalmente uma liga resistente ao calor ou um aço inoxidável.

## 2.10 – Usinagem Sem Fluido de Corte

Algumas companhias alemãs afirmam, de maneira geral, que o custo com fluido de corte pode chegar a 17% dos custos de produção enquanto o custo com ferramenta fica em torno de 2 a 4% (NOVASKI et al., 1999a). Mais especificamente, na indústria automotiva alemã o custo do fluido de corte representa de 7 a 17% do custos de produção de uma peça, dependendo do processo (KLOCKE et al., 1997). (SAHM et al., 1996), (MOSLEY, 1994). KÖNIG et al. (1998) chegam a afirmar que os custos com fluido de corte correspondem a 20% dos custos de produção. Nos Estados Unidos os fluidos de corte também representam 16% dos custos de usinagem (NARUTAKI et al., 1997), chegando a ser 3 a 4 vezes o custo com ferramenta (DUNLAP, 1997). O custo com o descarte dos fluidos pode chegar a 22% do custo total do fluido na Alemanha (DUNLAP, 1997). Na Alemanha o custo para reciclar uma tonelada de fluido de corte é de aproximadamente 1.500,00 marcos alemães. Levando-se em consideração que 750.000 toneladas devem ser recicladas por ano tem-se um custo anual de 1 bilhão marcos de alemães (CSELLE et al., 1995). Pode-se notar que os fluidos de corte representam um custo elevado, dando margem à economia.

Para a maioria dos fabricantes de ferramenta, o corte sem fluido já é possível para aços, ferros fundidos e metais não ferrosos (GRASSON, 1997), (SAHM et al., 1996). Contudo, as opiniões diferem se a usinagem sem fluido está preparada para um uso generalizado. A praticabilidade dessa usinagem depende da operação de usinagem e da tecnologia usada (HEISEL et al., 1998).

Analisando-se tecnicamente o corte sem fluido, este só é viável quando o tempo de usinagem, o tempo de vida da ferramenta e a qualidade da peça forem pelo menos semelhantes às conseguidas com a usinagem usando-se fluido de corte. Como os benefícios dos

fluidos de corte não estão disponíveis no corte onde ele está ausente, existe mais atrito e adesão entre a ferramenta e a peça, principalmente na usinagem de alumínio e aços dúcteis. Ferramenta e peça são submetidas a uma carga térmica maior, resultando em um maior nível de desgaste. Os cavacos são parcialmente fundidos dificultando a sua formação. A temperatura de corte mais elevada no corte sem fluido pode afetar a precisão de forma e dimensional e a microestrutura da subsuperfície da peça usinada (KLOCKE et al., 1997a), (DÖRR, 1999), (KLOCKE et al., 1998), (NOVASKI et al., 1999b). A dilatação pode produzir uma forma cônica na peça, por exemplo. A máquina-ferramenta também pode dilatar-se com a variação da temperatura, pelo acúmulo de cavaco quente. Estas dilatações são fatores de desvios de medida da peça, os quais podem atingir níveis intoleráveis (SAHM et al., 1996), (HEISEL et al., 1998a), (DÖRR, 1999). Na furação de materiais que produzem cavacos descontínuos, como o ferro fundido cinzento, a aplicação do fluido de corte torna-se fundamental, principalmente em furação profunda. Nesta aplicação, a função principal do fluido de corte é servir como meio transportador de cavaco (MACHADO et al., 2000).

Pelo ponto de vista econômico, o corte sem fluido será adotado como uma prática comum quando os custos de produção de uma peça sem os benefícios do fluido de corte forem equivalentes ao custo de compra, manutenção e descarte dos fluidos segundo as normas ambientais (DUNLAP, 1997). Além disso, existem as questões ambientais a serem consideradas (a relação entre a poluição causada pela indústria e sua imagem perante a opinião pública) (BAUER, 1999).

Como aspectos positivos do corte sem fluido cita-se: diminuição do choque térmico, diminuição das trincas e dos lascamentos principalmente no corte interrompido (KLOCKE et al., 1997). O cavaco obtido já está seco e pronto para ser vendido ou reciclado, ao contrário do cavaco molhado, que requer processamento e filtração

(KLOCKE et al., 1998). Outro aspecto positivo é a eliminação do sistema de refrigeração (bomba, filtros, resfriadores, etc.), de sua manutenção e da lavagem das peças (HEISEL et al., 1998). Entretanto, algumas empresas têm dúvidas quanto à possibilidade de eliminação do processo bastante caro de lavagem das peças antes da montagem, principalmente no que se refere aos cavacos remanescentes no interior das peças ocas (SAHM et al., 1996).

A viabilidade da adoção do corte sem fluido para operações de usinagem que usam ferramentas com a geometria da aresta de corte definida está resumida na tabela 2.7 (YOUNG et al., 1997).

TABELA 2.7 – Capabilidade técnica do corte sem fluido (YOUNG et al., 1997).

Material da Peça					
Operação de Usinagem	Aço tratado a quente	Liga de Al fundida	Aço estrutural	Ligas não ferrosas	Ferro fundido/ferro dúctil
Torneamento	●	●	●	●	●
Fresamento	●	●	●	●	●
Torneamento interno	▲	▲	▲	●	●
Roscamento com macho	▲	▲	▲	●	●
Alargamento	▲	▲	▲	●	▲
Furação profunda	▲	▲	▲	■	▲
● Possível   ▲ Em desenvolvimento   ■ Ainda não é Possível					

Alguns pesquisadores tentaram trabalhar com temperaturas menores no processo de corte sem o uso direto de fluidos de corte

tradicionais. Surgiram idéias buscando o corte sem fluido e ao mesmo tempo uma zona de corte refrigerada. Pode-se citar como exemplo o sistema criogênico em que um fluxo de um refrigerante criogênico, tal como o nitrogênio é direcionado por dentro da ferramenta (DUDLY, 1976), (DING et al. 1995), ZURECKI (1999).

Ainda existe outro caminho que é o desenvolvimento de materiais para usinagem adequados ao corte sem fluido. O ferro fundido é um material adequado (em alguns processos) devido à existência de grafite na sua microestrutura, que funciona com lubrificante. Além disso, produz cavaco segmentado, tem baixa temperatura de corte (em relação ao aço) e reduzidas forças de corte (KLOCKE et al., 1997).

Outro exemplo é a adição de cálcio nos aços. Isto melhora as condições de atrito e reduz o mecanismo de desgaste adesivo e abrasivo (NOVASKI et al., 1999a). Os aços mais fáceis de serem usinados são os que têm resistência a tração entre 500 e 800 MPa, com pequenos teores de liga (NOVASKI et al., 1999a).

### **2.10.1 - Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL)**

Quando a usinagem sem fluido não for possível, uma alternativa é a utilização de uma mínima quantidade de lubrificante (MQL), com a função principal de refrigerar e lubrificar a região de corte (KLOCKE et al., 1997a), (TEIXEIRA et al., 2000). Esta técnica é considerada, por alguns pesquisadores, corte a seco, pois a quantidade de fluido utilizada é muito pequena (na maioria dos casos), não sendo suficiente para molhar a peça ou o cavaco.

A quantidade de fluido aplicada e a maneira pode ser bem variada, em torno de 50 ml por hora, segundo KLOCKE et al. (1997). Dependendo da aplicação, o fluxo de fluido pode variar de 10 a 1.000

ml/h, segundo SAHM et al., 1996. E a aplicação pode ser feita por meio de névoa (fluido mais ar comprimido) ou um pequeno fluxo através da ferramenta (ARONSON, 1995).

Segundo HEISEL et al. (1998), existem três principais sistemas de refrigeração baseados na quantidade mínima de lubrificante:

- ↳ Um dos sistemas utiliza pulverização de baixa pressão, onde o refrigerante é aspirado por uma corrente de ar e levado à região do corte como uma mistura. O fluxo volumétrico de fluido varia de 0,5 a 10 l/h. Eles são usados principalmente para a refrigeração com emulsões, produzem uma notável atomização e somente podem ser dosados grosseiramente.
- ↳ O segundo tipo usa bombas dosadoras com alimentação pulsatória de uma quantidade definida de fluido para a região de corte, sem ar. As taxas de fluxo são ajustáveis numa faixa entre 0,1 e 1 ml por ciclo, com até 260 ciclos por minuto. Estes sistemas são utilizados principalmente em processos intermitentes.
- ↳ O terceiro e mais usado é o de alta pressão, em que o fluido é bombeado para o bocal através de uma tubulação separada. Ali ele é misturado com ar comprimido fornecido separadamente, de forma que a quantidade de ar e fluido pode ser ajustada independentemente. Este tipo de sistema combina a funcionalidade da refrigeração com um consumo de fluido extremamente baixo, na faixa de 10 a 100 ml/h. Ao mesmo tempo, a mistura coaxial de fluido de corte e ar no bocal previne a nebulização.

Estes sistemas podem ser divididos em dois grupos principais: injeção do fluido de corte externamente, por meio de jatos separados, e internamente, passando pelo interior do eixo árvore, porta ferramenta e ferramenta para chegar à região de corte (NOVASKI et al., 1999b), (DÖRR et al., 2000). A figura 2.16 apresenta variações da aplicação externa e interna de fluido de corte.

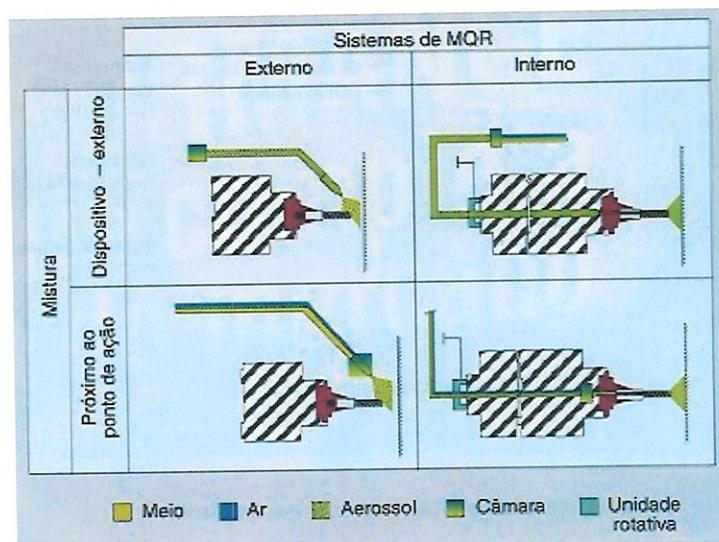


FIGURA 2.16 – Conceitos de sistemas de mínima quantidade de lubrificação (NOVASKI et al., 1999b).

Os sistemas de MQL de alimentação externa representam custos de investimentos menores e gastos mais reduzidos com adaptações, em virtude da estrutura e montagem mais simples. Mas a aplicação deste sistema, em alguns casos, não garante uma umidificação ótima da ferramenta (exemplos: furações com a relação  $l/d$  grande). Outra desvantagem é sua aplicação em centros de usinagem, nos quais são usadas ferramentas de comprimentos diferentes. Os sistemas de alimentação interna necessitam de eixo-árvore com entrada adequada para MQL, de modo que a adaptação não é tão simples nem tão barata. Ainda neste sistema de alimentação podem aparecer problemas de separação de mistura, por causa das variações na seção transversal do eixo-árvore e pela rotação (DÖRR et al., 2000).

ERDEL (1999) apresenta 4 maneiras diferentes de levar a mistura óleo/ar até a aresta de corte, conforme mostra a figura 2.17. A escolha de um destes métodos vai depender do “layout” da máquina, do desenho e material da peça.

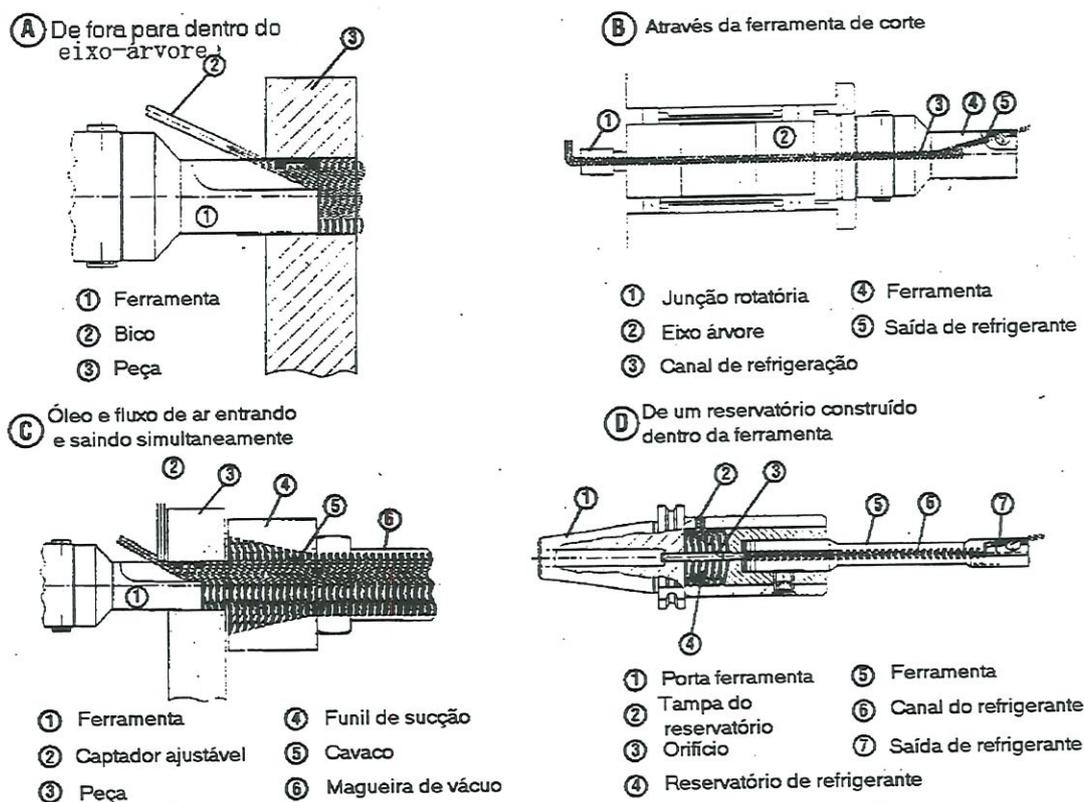


FIGURA 2.17 – Quatro maneiras diferentes de levar o fluido de corte até a aresta de corte (ERDEL, 1999).

Não é recomendável o uso de fluidos que são projetados para sistemas de refrigeração convencional, porque pode haver forte atomização e vaporização, o que é prejudicial à saúde dos operários. Recomenda-se o uso de óleos básicos com uma viscosidade mais alta e adaptações no campo dos aditivos (HEISEL et al., 1998).

O vapor, a névoa e a fumaça de óleo gerados durante o uso da técnica MQL podem ser considerados subprodutos indesejáveis, pois contribuem para aumentar o índice de poluentes em suspensão no ar (MACHADO et al., 2000). Este comprometimento do ar no local de trabalho varia em função das propriedades físico-químicas dos fluidos de corte, da rotação da peça e do aquecimento das superfícies. O vapor é gerado, sobretudo, no contato do fluido de corte com as superfícies quentes da peça, da ferramenta e do cavaco. A pressão e o

aquecimento do fluido de corte também exercem influência (BERSENKOWITSCH, 2000).

Além disso, durante a atomização do óleo é utilizada uma linha de ar comprimido que funciona intermitentemente durante todo o processo. Essas linhas de ar geram um ruído (maior de 80 dB) que geralmente ultrapassa os limites admitidos pelo ouvido humano. Além de afetar a saúde, o ruído polui o ambiente e prejudica a comunicação (MACHADO et al., 2000).

### **2.10.2 - Aplicação Prática do Corte Sem Fluido e Com o Uso da Técnica MQL**

A vida da ferramenta quanto lubrificada pela quantidade mínima de lubrificante tende a aumentar, pois o material da peça está aquecido, diminuindo sua resistência mecânica. Na usinagem usando inundação a temperatura não se eleva o suficiente, dificultando a usinagem e no corte completamente sem fluido a temperatura sobe muito, em ambos os casos o resultado é uma diminuição de vida da ferramenta (HEISEL et al., 1998).

Testes de furação comparando usinagem sem fluido e usinagem com MQL demonstram um desempenho melhor quanto ao torque (menor), a formação de cavaco e a camada da subsuperfície danificada (menos dura) para a usinagem com MQL (KLOCKE et al., 1997a). A lubrificação da região de corte com quantidade mínima de lubrificante foi realizada pela mistura entre lubrificante e ar comprimido no reservatório de lubrificante (a mistura percorre a tubulação). Esta opção é comum no uso externo de refrigeração. O uso externo é normalmente usado com uma relação  $l/d < 2$  (profundidade/diâmetro) e o uso interno para uma relação  $l/d > 2$  (KLOCKE et al., 1997a).

DINIZ (1999) comparou o desempenho de brocas de metal duro inteiriças sem cobertura e recoberta com diamante usando mínima quantidade de lubrificação (10 ml/h de óleo mineral em um fluxo de ar com 4,5 bars) e o método tradicional por inundação (óleo solúvel) na furação da liga alumínio silício (7% Si). Os resultados mostraram que a refrigeração/lubrificação do processo com MQL apresentou melhor desempenho em comparação com o método de inundação. Além disso, os resultados também mostraram que a ferramenta sem cobertura obteve melhor desempenho que a ferramenta recoberta com diamante. A qualidade dos furos (tolerância dimensional, circularidade e rugosidade superficial) feitos com a ferramenta sem cobertura era similar e em alguns casos melhor que a qualidade dos furos obtidos com a ferramenta recoberta com diamante.

Na furação do aço SAE 1040 com brocas de metal duro revestidas (TiN e TiAlN), SCHROETER et al. (2000c) procuraram analisar o comportamento da força axial, do momento torsor de usinagem e da vida da ferramenta. Utilizaram-se quatro condições de lubrificação/refrigeração para este estudo: usinagem sem fluido, com emulsão e com mínima quantidade de lubrificante (óleo mineral e vegetal). A usinagem sem fluido apresentou melhores resultados em relação às outras condições, principalmente no que diz respeito ao desgaste e força de usinagem. A aplicação da emulsão tende a favorecer a evolução do desgaste, a deterioração do revestimento, o aumento da força e do momento torsor na usinagem. O emprego da técnica MQL levou a bons resultados. O óleo mineral possui uma capacidade de refrigeração maior se comparado ao vegetal, que gera maiores valores de força. Apesar disso, o vegetal tende a ter mais poder de lubrificação, o que leva a menores valores de momento e desgaste da guias laterais (SCHROETER et al, 2000c).

Utilizando-se a técnica MQL na furação de ferro fundido, pode-se minimizar o aquecimento da peça e/ou ferramenta e melhorar a remoção do cavaco (evitando que seja cortado novamente) através de

um jato de ar mais fluido muito bem direcionado através do eixo árvore, com alta pressão (em torno de 1,1 a 1,38 MPa) (HYATT, 1997). Esta técnica tem um bom desempenho na furação de baixa profundidade (máximo de 5/1 na relação profundidade/diâmetro). As ferramentas são recobertas para melhorar a resistência à temperatura. No entanto, para GRASSON (1997) o ar comprimido e névoa podem não ser a melhor solução devido à poeira gerada durante a usinagem de ferro fundido. A melhor resposta pode ser encapsulamento da área de trabalho, como é feito com as máquinas CNC modernas.

MOMPER (2000) cita outra situação onde a técnica da MQL trouxe benefícios. A furação do aço 50CrV4 sem refrigeração proporcionava uma vida de 200 furos, com o uso desta técnica a vida foi elevada para 1.500 furos.

WEINERT et al. (1996) descobriram que uma pequena quantidade de fluido conduzida por dentro da broca para a região de corte foi suficiente para alcançar a qualidade requerida para a indústria automobilística. Quando não é possível enviar o fluido por dentro da ferramenta, pode-se utilizar uma mistura de ar comprimido mais fluido direcionada através de bocais para o interior do furo. Em um projeto desenvolvido pela General Motors foi investigada a furação de alumínio com mínima ou nenhuma refrigeração. Utilizou-se uma broca de 6 mm de diâmetro de metal duro, furando 26 mm de profundidade com rotação variando de 30.000 a 70.000 rpm. A lubrificação foi minimizada para 0,1 ml por furo. Conseguiu-se furar completamente sem fluido com brocas com cobertura de diamante (ARONSON, 1995).

No fresamento de topo do aço SAE 1040 com fresas de aço rápido SCHROETER et al. (2000a) procuraram comparar as seguintes condições de lubrificação/refrigeração: sem fluido, emulsão e a técnica da MQL (óleo mineral e vegetal). Na condição sem fluido o desgaste na superfície de saída e na superfície de folga da ferramenta

creceu rapidamente em função do volume de material usinado. A emulsão proporcionou uma vida de ferramenta curta. A técnica da MQL apresentou bons resultados aumentando a vida da ferramenta em relação aos outros métodos de lubrificação/refrigeração, com destaque para o óleo vegetal.

Uma comparação de vida da ferramenta, ainda utilizando quantidade mínima de lubrificante, usando-se emulsão e óleo puro no fresamento do aço liga 16Mn45 com insertos de metal duro P25 mostra as vantagens do óleo (o critério utilizado foi o desgaste da aresta de corte). Observou-se que os parâmetros importantes são o fluxo volumétrico do fluido de corte e o número de bocais (HEISEL et al., 1998).

No torneamento do aço SAE 1040 com insertos de metal duro com revestimentos de TiN, SCHOETER et al. (2000b) procuraram analisar o comportamento do desgaste de flanco e das forças de usinagem. Foram utilizadas as seguintes condições de lubrificação/refrigeração: sem fluido, emulsão e a técnica da MQL (óleo mineral, óleo vegetal, bissulfeto de molibdênio e emulsão 6%). Os experimentos demonstraram que não existiram diferenças significativas no desgaste de flanco e nas forças de usinagem com a variação das condições de lubrificação/refrigeração.

A viabilidade do corte sem fluido e da técnica MQL foi colocada a prova por FERREIRA et al. (2000). Para tanto, os autores utilizaram uma ferramenta de PCBN no torneamento do aço ABNT 52100 endurecido. Os parâmetros de usinagem foram: velocidade de corte de 110 a 175 m/min, avanço de 0,08 mm/rev e profundidade de usinagem de 0,3 mm. A condição de corte sem fluido apresentou o melhor desempenho, proporcionando a maior vida de ferramenta. A emulsão (usada como comparação) conduziu ao maior desgaste da ferramenta e uma elevada rugosidade da peça. A técnica MQL (10 ml/h), por sua vez, apresentou um desgaste intermediário entre a condição sem fluido e com fluido em abundância.

WAKABAYASHI et al. (1998) estudaram a técnica da mínima quantidade de lubrificante no torneamento. A ação lubrificante dos óleos de corte usados na técnica MQL proporcionou um menor coeficiente de atrito entre o cavaco e a ferramenta em comparação ao corte sem fluido. A termometria da radiação infravermelho da temperatura da superfície de folga da ferramenta demonstra uma capacidade de refrigeração satisfatória devido ao grande volume do fluxo de ar comprimido. A técnica MQL tem vantagens na prevenção do desgaste da ferramenta, no acabamento superficial e na formação da aresta postiça de corte quando comparado ao fornecimento tradicional do fluido de corte (inundação). Óleos de corte com uma quantidade moderada de aditivos de extrema pressão ativos apresentam os melhores benefícios quanto ao prolongamento da vida da ferramenta quando usados na técnica MQL.

Com base nos resultados experimentais obtidos nestes trabalhos, pode-se dizer que a técnica MQL apresenta bons resultados.

### **2.10.3 - Ferramentas de Corte para a Usinagem Sem Fluido**

Nem todos os materiais de ferramenta têm as propriedades requeridas para o corte sem fluido com os mesmos parâmetros de corte usados para o corte por inundação. O aço rápido e o metal duro padrão são exemplos de materiais inadequados para torneamento, fresamento e furação sem fluido (DUNLAP, 1997). O aço rápido tem baixa resistência à deformação e perda de dureza em torno de 400°C, como mostra o figura 2.18. Os metais duro da classe P com elevados teores de TiC e TaC têm boa dureza a quente e resistência à difusão e à oxidação, entretanto, são frágeis por falta tenacidade (NOVASKI et al., 1999a). Dureza a quente e tenacidade para uma ferramenta de

corte são de importância crucial. Contudo, ferramentas de metal duro com grãos ultra finos têm a resistência necessária para prevenir falhas durante o fresamento e a furação sem fluido (DUNLAP, 1997). Com a cobertura apropriada o aço rápido padrão ou o metal duro podem ser capazes de usinar sem fluido ferro fundido, aço ou alumínio.

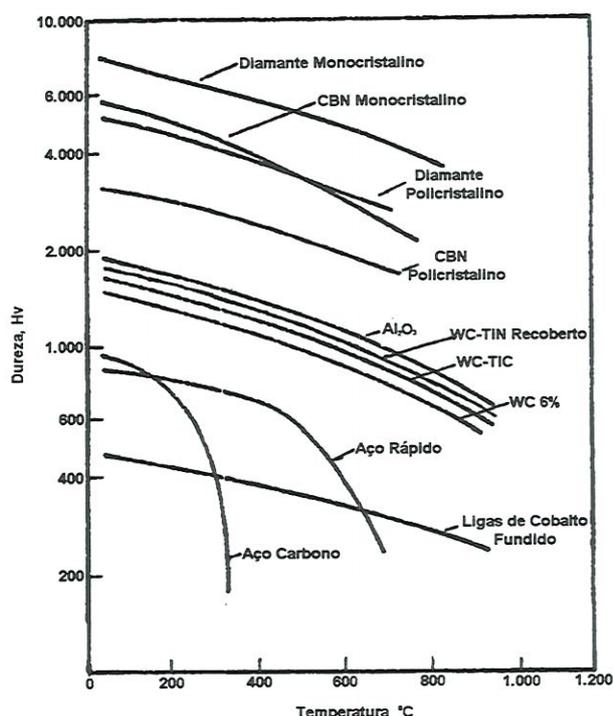


FIGURA 2.18 – Dureza a quente para alguns tipos de materiais de ferramenta (ALMOND, 1981).

Para o corte sem fluido cermet, cerâmicas, PCBN e PCD têm bom desempenho. Segundo SCHNEIDER (1999), as cerâmicas e o PCBN têm um bom desempenho na usinagem de alta velocidade e na usinagem de materiais endurecidos, isto devido à alta dureza, estabilidade química e alta resistência ao desgaste apresentados por estes materiais. De forma geral, na usinagem sem fluido não há problemas do ponto de vista do material de ferramenta (SAHM et al., 1996). No entanto, NOVASKI et al. (1999a) reafirmam que apesar de as cerâmicas e os cermets possuírem boa dureza a quente, a baixa

tenacidade limita a aplicação em virtude do perigo de quebra e de microtrincas. Contudo, MOMPER (2000) ressalta a qualidade dos cermets mais recentes (isentos de nitrogênio) para o corte sem fluido. Comparado com um cermet convencional, o cermet melhorado apresentou vida útil entre 20 e 30% maior para uma mesma faixa de velocidade de corte.

Melhorias têm sido introduzidas nas ferramentas de corte quanto às coberturas e geometrias visando o corte sem fluido (GRASSON, 1997), (SAHM et al., 1996), (SULZER, 1997), (SREEJITH et al., 2000). Os fabricantes de ferramentas oferecem geometrias com quebra cavacos mais eficientes para melhorar o controle na formação e evacuação do cavaco.

Nos processos de fresamento e furação, com ferramentas de PCBN, executados com altas velocidade de corte e elevados avanços é possível fazer uso de uma técnica conhecida como “red crescent”, onde o calor gerado durante o corte é empurrado imediatamente a frente da ferramenta criando um arco vermelho visível. Aquecendo-se o ferro fundido em torno de 371°C, reduz-se a resistência ao escoamento (contudo a temperatura pode ficar em torno de 600 a 700°C), permitindo aumentar os parâmetros de corte, representando aumento de produtividade (DUNLAP, 1997), (ARONSON, 1995), (HYATT, 1997).

NARUTAKI et al. (1997) desenvolveram uma nova ferramenta cerâmica capaz de usinar sem fluido. Usando alumina (99,99% de pureza) com tamanho de grão em torno de 0,22  $\mu\text{m}$  e uma temperatura de sinterização de 1230°C (a temperatura normal de sinterização da alumina é de 1700°C no processo tradicional de prensagem isostática a quente) conseguiu-se propriedades físicas e mecânicas superiores às de uma ferramenta comercial de alumina. Em testes para avaliação do desgaste de torneamento do ferro fundido cinzento, do aço AISI 1045 e no fresamento de faceamento do

mesmo aço, observou-se que o desempenho das novas ferramentas foi bem superior às ferramentas comerciais.

### **2.10.3.1 – A Aplicação de Coberturas em Ferramentas de Usinagem**

As coberturas sobre o substrato das ferramentas permitem que ocorra a separação entre a ferramenta e o cavaco. As coberturas têm as funções de reduzir o atrito e a adesão em função do efeito de lubrificação sólida e diminuir a carga térmica sobre o substrato dificultando a penetração do calor, assim, protegendo o substrato de efeitos químicos e térmicos catastróficos. Um coeficiente de atrito pequeno implica em menores forças relacionadas ao atrito e dessa forma, também se reduz a geração de calor na zona de contato (SCHULZ et al., 2000). A redução do nível de dissipação de calor via ferramenta, muda o fluxo de calor entre a ferramenta e o cavaco. Uma vez que o substrato absorve menos calor o cavaco deve dissipar mais calor (DUNLAP, 1997), (NOVASKI et al., 1999a). A escolha de um revestimento otimizado é fortemente dependente do material a usinar e do processo de usinagem. Assim, na usinagem sem fluido de ligas de alumínio, os revestimentos de diamantes ou carbono são os mais adequados, devido à baixa tendência à aderência destes materiais (NOVASKI et al., 1999a).

McCABE (1999) salienta que o segredo da maximização do desempenho da ferramenta pode ser encontrado na correta escolha da cobertura (PVD) pela análise da:

- ↳ *Dureza* – Torna-se um fator crítico quando se está trabalhando com material altamente abrasivo como ferro fundido, plástico reforçado com vidro, grafite e liga alumínio silício. A vida é dada normalmente pela dureza, então uma maior dureza da cobertura

torna-se mais desejável quando se usina os materiais citados acima. A dureza das coberturas PVD variam entre 68 e 95 HRc.

- ↳ *Lubrificação* – O coeficiente de atrito é usado para mostrar a lubrificação do corte, o qual é crítico para materiais que tendem a aderir facilmente à ferramenta, obtendo uma ação de corte mais fácil e produzindo uma superfície mais suave. Quanto menor o coeficiente de atrito mais fácil é o corte e conseqüentemente menor a potência necessária para a mesma operação.
- ↳ *Máxima temperatura de trabalho* – É a temperatura onde a cobertura oxida-se ao ar e é crítica para o usinagem de alta velocidade, fresamento de topo “ball-nose”, usinagem sem fluido, usinagem de aços endurecidos e usinagem de super ligas. Muitos materiais reagem diferentemente às condições de corte e podem produzir temperaturas muito altas que adversamente reagem com a cobertura de PVD. Assim, pode-se diminuir a vida e criar a possibilidade de solda até mesmo com a cobertura. Quando mais alta a máxima temperatura de trabalho da cobertura menor a possibilidade de reação entre o material da peça e a cobertura.

Os contínuos desenvolvimentos na área de revestimentos, principalmente aqueles a base de titânio, têm produzido revestimentos ainda melhores pela otimização de sua composição química. A tabela 2.8 mostra um exemplo desta melhoria (SCHULZ et al. 2000).

A cobertura de TiN é a mais conhecida do mercado e por conseqüência dominante. Isto deve-se: (i) alto desempenho para quase todas as aplicações e materiais de peça; (ii) a cor de ouro permite supervisionar o desgaste facilmente; (iii) devido à alta penetração no mercado dos equipamentos de cobertura de TiN o preço das ferramentas tornou-se acessível (CSELLE et al., 1995).

TABELA 2.8 – Propriedades dos revestimentos (SCHULZ et al., 2000).

Propriedades dos revestimentos à base de titânio				
Tipo	Espessura (µm)	Microdureza Hv 0,05	Resistência à oxidação (°C)	Coefficiente de atrito
TiN	1 a 5	2.100 a 2.600	até 450	0,4
TiCN	1 a 5	2.800 a 3.200	até 350	0,25 a 0,4
TiAlN	1 a 5	2.600 a 3.000	até 700	0,3 a 0,4
TiAlCrYn	1 a 5	2.600 a 3.000	até 950	0,3 a 0,4

As camadas de TiAlN caracterizam-se por apresentar maior dureza a quente, baixa absorção térmica e estabilidade à oxidação. Estas características resultam em alta resistência ao desgaste e baixo atrito contra o aço, reduzindo as forças de corte, bem como o calor gerado durante o corte. Este tipo de revestimento é muito adequado para a usinagem sem fluido (SCHULZ et al., 2000) (TÖNSHOFF et al., 1997). O TiCN, por outro lado, só apresenta altas durezas em temperaturas relativamente baixas. Em compensação sua tenacidade é maior, tornando-se adequado para processos de corte interrompido como o fresamento e roscamento com macho. Esta cobertura apresenta alta resistência à propagação de trincas (SCHULZ et al., 2000) (CSELLE et al., 1995).

### 2.10.3.2 – Desempenho das Coberturas na Usinagem

KLOCKE et al. (1998) apresentam uma cobertura de ferramentas de furação e roscamento com macho contendo uma camada protetora macia a base de bisulfeto de molibdênio (MoS<sub>2</sub>). Esta camada tem uma dureza aproximadamente 70 vezes menor que

as tradicionais. A camada  $\text{MoS}_2$  é depositada sobre uma camada de cobertura dura que por sua vez cobre o substrato. Esta camada macia não cobre a cobertura dura na ponta da ferramenta, assim a aresta de corte, permanece afiada e reafiável, figura 2.19. A maior vantagem está na combinação das vantagens da cobertura dura e macia para alcançar uma vida de ferramenta mais prolongada e evitar a aresta postiça de corte (CSELLE et al., 1995).

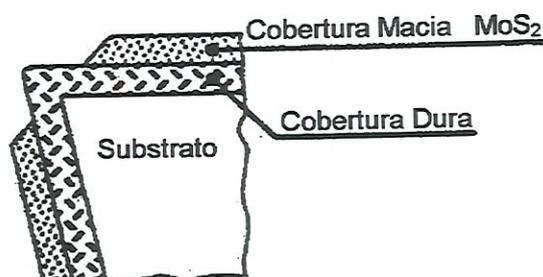


FIGURA 2.19 – Ferramenta com uma cobertura dura e outra macia usada em furação (KLOCKE et al., 1998).

Outra combinação apresentada por TEETER et al. (1999) é uma camada dura de nitreto de alumínio titânio ( $\text{TiAlN}$ ) com uma camada macia de carboneto de tungstênio/carbono ( $\text{WC/C}$ ). A combinação destas coberturas representa uma melhora no fluxo de cavaco, gera um coeficiente de atrito mais baixo e uma força de corte menor.

KUSTAS et al. (1997) trabalharam com a técnica da nanocobertura em ferramentas de corte. A espessura de cada camada é somente de poucos nanômetros, mas a espessura total pode variar de 2 a 5  $\mu\text{m}$ . Assim, a cobertura constitui-se de centenas de camadas alternadas. As nanocamadas podem ser formadas da combinação de um metal/metal, metal/cerâmica, cerâmica/cerâmica e lubrificante sólido/metal. Em um trabalho experimental desenvolvido por estes mesmos pesquisadores, eles compararam o desempenho de ferramentas de aço rápido e metal duro sem cobertura, com coberturas comerciais de três camadas ( $\text{TiC-Al}_2\text{O}_3\text{-TiN}$ ) e recobertas pela técnica da nanocobertura ( $\text{B}_4\text{C/W}$ ) na furação sem fluido do aço

AISI 4140. A ferramenta recoberta com nanocamadas obteve uma grande redução do desgaste e da força de corte em relação às demais ferramentas. Em um experimento semelhante comparando-se ferramentas de aço rápido sem cobertura e recobertas com nanocobertura ( $\text{MoS}_2/\text{Mo}$ ) na furação sem fluido da liga Ti-6Al-4V, observou-se que novamente a ferramenta com nanocobertura obteve um bom resultado. Uma redução de 33% do torque e nenhuma evidência de material aderido na ferramenta, ao contrário da ferramenta não recoberta.

Segundo CSELLE et al. (1995), para a usinagem de aço com brocas de aço rápido, as coberturas de TiN e TiCN são superiores à de TiAlN. Contudo, para a usinagem de ferro fundido e especificamente furação com brocas de metal duro, a cobertura de TiAlN é mais adequada. MOMPER (2000) apresenta resultados que demonstram a superioridade da cobertura TiAlN. Na furação sem fluido de ferro fundido com broca de metal duro sem cobertura foram realizados 250 furos, enquanto com outra broca de metal duro revestida com uma camada de 4 a 5  $\mu\text{m}$  de TiAlN foram executados 1.750 furos.

No fresamento do alumínio  $\text{AlZnMgCu}_{1,5}$  (usado na indústria aeroespacial) com um único inserto observou-se que as coberturas WC/C e diamante responderam de forma satisfatória e as coberturas CrN,  $\text{MoS}_2$ , TiN, (Ti,Al)N e metal duro sem cobertura não produziram bons resultados com grande formação de aresta postiça de corte na superfície de saída da ferramenta. A transmissão de elementos (Cr, Mo, Ti) provavelmente afetou o comportamento químico e resultou em reações de difusão com os elementos do material da peça usinada (Al, Zn, Mg, Cu). A cobertura de diamante mostrou a mais alta resistência química e térmica sob as condições de corte escolhidas (LAHRES et al., 1997a).

No fresamento do alumínio  $\text{AlSi}_{10}\text{Mg}$  (usado na indústria automotiva) as coberturas mais macias (WC/C, CrC/C) demonstraram menor formação de aresta postiça de corte durante o

corte sem fluido. A combinação de cobertura dura (ex. TiN) com uma cobertura mais macia (ex. MoS<sub>2</sub>) mostrou um melhor desempenho no fresamento sem fluido, quando comparado com uma ferramenta sem cobertura sob as condições tradicionais de uso do fluido de corte (inundação). A cobertura dura age na redução do desgaste adesivo e abrasivo, enquanto a cobertura macia substitui o fluido de corte na região de corte. Comparando os valores de desgaste da ferramenta, a cobertura multicamada produz um aumento na vida da ferramenta, para o fresamento sem fluido, em torno de 10% comparado com a mesma situação, mas usando fluido de corte. As coberturas de diamante apresentaram bons resultados, não demonstrando nenhuma tendência à formação de aresta postiça de corte devido à baixa afinidade entre o carbono e o alumínio. Esta cobertura apresentou um aumento de vida da ferramenta em torno de 30% na condição sem fluido em comparação ao uso de fluido de corte (LAHRES et al., 1997a).

LAHRES et al. (1997b) investigaram o uso de ferramentas com cobertura de diamante na usinagem sem fluido da liga de alumínio fundida hipoeutética AlSi10Mg. As ferramentas foram testadas nas operações de torneamento e fresamento ambas sem fluido. As investigações mostraram que as ferramentas recobertas com diamante possuem um grande potencial para o torneamento e fresamento sem fluido quando comparado com o PCD e o metal duro sem cobertura (classe K10).

KLOCK et al. (1998b) ressaltam que o uso de coberturas adaptadas para aplicações específicas é essencial, principalmente em operações de alto desempenho. Também se deve destacar que um desenvolvimento interativo de todo o sistema (coberturas, otimização da geometria da ferramenta, transporte de cavaco, adaptação da máquina-ferramenta etc.) é desejável para alcançar-se o sucesso do corte sem fluido (LAHRES et al., 1997a), (TEIXEIRA et al., 2000).

#### 2.10.4 - Máquina Ferramenta para o Corte Sem Fluido

A potência do eixo-árvore, dos servomotores e a tecnologia de remoção do cavaco são fatores importantes que devem ser levados em consideração.

A usinagem sem fluido requer alta velocidade de corte e elevado avanço para que o cavaco seja ejetado para fora da zona de corte antes que o calor possa propagar-se pela peça ou ferramenta (DUNLAP, 1997). O calor em excesso pode distorcer a peça, entretanto o avanço elevado ajuda a manter o calor no cavaco. A rápida remoção do calor torna a peça termicamente estável resultando em maior precisão dimensional (HYATT, 1997).

Para tanto, é requerido um eixo-árvore rígido (para trabalhar em rotações muito elevadas) e alta potência para fácil remoção de material (HYATT, 1997). A estrutura completa da máquina ferramenta tem que ser projetada para acomodar com rigidez um eixo árvore de alta velocidade, tipicamente usados no corte sem fluido de alumínio.

Ferro fundido e aço, por outro lado, podem ser fresados e furados sem fluido com as máquinas já instaladas na maioria das fábricas. Como as forças de formação do cavaco são semelhantes, tanto no corte sem fluido quanto no corte com fluido, o torque requerido e a força da ferramenta são semelhantes (DUNLAP, 1997). Embora não seja necessário aumentar os parâmetros de corte para o ferro fundido ou o aço, velocidades mais altas para o eixo-árvore e avanços elevados são usados para ejetar o cavaco para fora da região de corte

Transportadores de cavacos adequados são necessários, bem como coberturas telescópicas especiais e vedações são requeridas para proteger os fusos e as guias, as quais podem ser danificadas pelo cavaco seco (HYATT, 1997). A configuração das máquinas deve

ser capaz de coletar apropriadamente o cavaco e retirá-lo para que não acumule. O calor proveniente do cavaco acumulado no barramento da máquina pode causar deformações térmicas na máquina. Não há solução definitiva para este problema. Algumas empresas usam o processo de aspiração do cavaco como solução. Contudo, devem ser observados o consumo de energia e a emissão de ruído do equipamento de sucção. O uso do ar comprimido também apresenta os inconvenientes de espalhar o material e provocar ruído.

## **2.11 – Resumo dos Principais Tópicos Abordados na Revisão Bibliográfica**

Nos processos de usinagem existe uma intensa geração de calor durante a remoção do material indesejado. Este calor é prejudicial ao processo de usinagem como um todo, sendo este proveniente da formação do cavaco (cisalhamento e deformação plástica) e do atrito do cavaco contra a ferramenta (superfície de saída) e da ferramenta (superfície de folga) contra a peça, aumentando a temperatura na região de corte (KLOCKE et al., 1997a), (JASPERS et al., 1998), (STEPHENSON et al., 1997), (LIN et al., 1996). Deste modo, muitos problemas tecnológicos e econômicos dos processos de usinagem dos metais são causados diretamente, ou indiretamente, pela ação deste calor (TRENT, 1991).

A temperatura na superfície de saída da ferramenta é elevada, o que, certamente, diminui a vida de ferramenta. Para estudo da temperatura nesta região AY et al. (1998) apontam cinco métodos para a sua medição: termopar peça/ferramenta, termopar inserido, termovisão (infravermelho), metalografia e tintas termosensíveis. Os mais comuns são os três primeiros.

Para minimizar os efeitos indesejáveis da temperatura excessiva na ferramenta e na peça faz-se uso dos fluidos de corte. Estes ajudam a refrigerar a região de corte em altas velocidades, lubrificar a região de corte em baixas velocidades, reduzir a força de corte, melhorar a vida da ferramenta, o acabamento superficial e facilitar o transporte do cavaco (KLOCKE et al., 1997), (NARUTAKI et al., 1997), (KUSTAS et al., 1997), (TRENT, 1991), (KALPAKJIAN, 1991). Os três tipos básicos de fluido de corte são (ASM, 1984), (EL BARADIE, 1996), (BOOTHROYD et al., 1989): os óleos de corte integrais, os fluidos miscíveis em água e os gases.

A capacidade do fluido de refrigerar a região de corte está ligada ao coeficiente de transmissão de calor por convecção que é a variável mais importante durante a troca de calor entre a região de formação de cavaco e o resto do sistema. Tal coeficiente mostra-se sensível à variação da temperatura da região de corte (BAMBERGER et al., 1986) e, de acordo com o modelo proposto por LI (1995), para um pequeno aumento no valor do referido coeficiente necessita-se de um grande aumento da vazão de fluido de corte, nos sistemas convencionais de aplicação.

Além do coeficiente de transmissão de calor por convecção, existem outros fatores que influenciam a capacidade do fluido de remover calor: o gradiente de temperatura entre a superfície resfriada e o fluido, a área de contato entre o fluido e a superfície quente, a formulação química do fluido, a natureza da operação de usinagem, a estratégia de aplicação escolhida para cada operação de usinagem e as propriedades termo-físicas dos fluidos (LI, 1996a) (DANIEL et al., 1996).

Apesar de seus aspectos positivos, os fluidos de corte podem provocar problemas de saúde nos operadores de máquina e causar danos ao meio ambiente no momento de seu descarte (SAHM et al., 1996), (EL BARADIE, 1996a), (TEIXEIRA et al., 2000). Apesar de não existirem estudos definitivos sobre as doenças ocupacionais

relacionadas aos fluidos de corte é certo afirmar que existe um risco potencial à saúde, o qual pode estar associado aos microorganismos e produtos químicos presentes nos fluidos de corte (SHENG et al., 1997). Uma saída a estes inconvenientes pode ser o corte dos metais sem o uso dos fluidos de corte. Isto é possível, em certos casos, devido ao desenvolvimento de coberturas que protegem o substrato da ferramenta contra o calor excessivo (DUNLAP, 1997) (NOVASKI et al., 1999a). No entanto, em algumas situações os fluidos são necessários para atender os requisitos técnicos da peça produzida.

Quando a usinagem sem fluido não for possível, uma alternativa seria a utilização de uma mínima quantidade de lubrificante (MQL), com a função principal de refrigerar e lubrificar a região de corte recorrendo-se a um consumo muito pequeno de óleo (KLOCKE et al., 1997a), (TEIXEIRA et al., 2000). O uso da técnica MQL tem apresentado bons resultados na maioria das situações onde foi empregada

Na situação em que o fluido de corte requerido deve ser uma emulsão, existe a possibilidade do uso de óleos de base vegetal para formar a emulsão, pois são mais fáceis de tratar, após sua vida útil.

Com o surgimento de leis ambientais mais rigorosas, os custos relacionados com a reciclagem, tratamento e o descarte de resíduos tornaram-se mais elevados (MOSLEY, 1994).

### **3 – Proposta de um Método Comparativo para Avaliação de Fluidos de Corte Aplicados em Processos Convencionais de Usinagem**

A principal função do fluido é impedir que a temperatura na ferramenta seja elevada, assim como na peça, uma vez que isso pode afetar a integridade superficial, manifestada através da rugosidade superficial, variação na microdureza, mudanças na microestrutura, tensão residual, microtrincas e deformações plásticas (EL-WARDANY et al., 2000a) (MATSUMOTO et al., 1986).

De acordo com OGATA (1989), quando o desgaste de flanco aumenta acima de 0,15 mm ocorre o aparecimento, abaixo da superfície usinada, de uma camada afetada termicamente. KÖNIG et al. (1990) afirmam que existe uma mudança na microestrutura, abaixo da superfície usinada, quando o desgaste da ferramenta aumenta. Com os fluidos de corte, na maioria dos casos, aumenta-se a vida da ferramenta, contribuindo indiretamente para a manutenção da microestrutura da peça e também evita-se a variação anormal da microdureza.

EL-WARDANY et al. (2000b) afirmam que na usinagem sem fluido de corte, a tensão residual sob a superfície usinada é de tração. No torneamento sem fluido do aço AISI D2 (60 – 62 HRc) EL-WARDANY et al. (2000b) notaram que o aumento do desgaste de flanco muda a tensão residual de compressão para tensão de tração. Com relação à tensão residual, o fluido de corte pode contribuir de maneira positiva, minimizando os fatores que induzem a tensão residual de tração.



EL-WARDANY et al. (2000a) observaram, baseados na análise dos resultados das metalografias do aço AISI D2 (torneamento com dureza 60 – 62 HRC), que partículas de carbonetos na microestrutura da peça tenderam a deformar-se. Esta deformação plástica das partículas de carboneto indica que a temperatura de corte gerada foi muito elevada. Microtrincas foram formadas nos grãos de carboneto devido à sua baixa tenacidade, criando vazios e trincas abaixo da superfície produzida (EL-WARDANY et al., 2000a). Além disso, em peças que permitem o acúmulo de cavaco quente, pode ocorrer a elevação da temperatura da superfície usinada e, se o tempo for suficientemente longo, pode ocorrer a difusão dos elementos químicos presentes no material da peça (segundo KRAUSS (1980) a temperatura inicial para o tratamento térmico de revenimento é 150°C, ou seja, relativamente baixa). Neste caso, os fluidos de corte além de diminuir a temperatura na região de corte também transportam e resfriam o cavaco quente (principalmente os fluidos de corte miscíveis em água).

A precisão dimensional é influenciada pela quantidade de calor presente na região de corte. No torneamento de ultraprecisão, WECK et al. (1994) afirmam que a energia térmica é o maior dos fatores que influenciam a precisão dimensional de aço endurecido, pela expansão térmica induzida na ferramenta e na peça. Nesta mesma linha de pensamento, CHILDS et al. (1988) afirmam que, além do resfriamento da ferramenta, o resfriamento do suporte da ferramenta tem a função de permitir a manutenção da precisão dimensional do corte.

Como visto nos parágrafos anteriores as altas temperaturas têm reflexos diretos e indiretos sobre a peça. Observa-se que a função primordial do fluido de corte é retirar o calor responsável pela aceleração do desgaste da ferramenta, pela mudança na microestrutura e microdureza da peça.

No entanto, não é fácil escolher um fluido de corte que atenda às necessidades da usinagem. Para tanto é necessário encontrar uma forma de avaliar os fluidos.

Durante a usinagem uma certa quantidade de energia é requerida para a remoção do material indesejado. O uso do fluido de corte pode variar a quantidade desta energia e/ou mudar a distribuição da mesma entre ferramenta, peça e cavaco. Medir precisamente a distribuição das parcelas dessa energia de usinagem é um tanto quanto difícil. No entanto, pode-se estimar algumas dessas parcelas. Como mostrado no capítulo de revisão bibliográfica, o fluido de corte tem influência sobre a temperatura da ferramenta, peça e cavaco e sobre a força de usinagem, entre outros parâmetros. Pode-se usar alguns destes parâmetros para avaliar os fluidos de corte de forma comparativa.

Neste trabalho mediu-se a temperatura média de um corpo-de-prova e as componentes da força de usinagem, simultaneamente. Da temperatura do corpo-de-prova consegue-se estimar o fluxo de calor absorvido pelo corpo-de-prova e o coeficiente de transmissão de calor por convecção ( $h$ ), de acordo com um modelo, o qual será apresentado no item 3.1, e destes 2 parâmetros a Energia Acumulada (EA) no corpo-de-prova. Das componentes da força de usinagem pode-se calcular uma parcela da Energia de Usinagem (EU).

Além disso, como Energia Acumulada no corpo-de-prova e a Energia de Usinagem têm a mesma unidade [J], pode-se calcular o quociente entre EA e EU, obtendo-se um índice que pode ser usado para classificar os fluidos de corte. Tal índice é escrito da seguinte forma:

$$I_{Class} = \frac{EA}{EU} \quad [3.1]$$

Onde:

- $I_{Class}$  – é o índice de classificação dos fluidos de corte;
- $EA$  – é a energia acumulada no corpo-de-prova;

$EU$  – é uma parcela da energia total de usinagem.

$I_{Class}$  é um número adimensional. Quanto maior for  $I_{Class}$ , pior será a capacidade de refrigeração do fluido (ou sistema de refrigeração), pois indica que uma maior quantidade de calor foi introduzida no corpo-de-prova. Neste caso maiores serão as chances de que o corpo de prova tenha desvios dimensionais, camada termicamente afetada, tensões residuais, etc. O índice  $I_{Class}$ , refere-se especificamente à peça, uma vez que esta deve receber toda a atenção, já que ferramentas podem ter uma maior tolerância a altas temperaturas. A influência do fluido de corte sobre a energia de usinagem é relativamente pequena (ou seja, a energia de usinagem não deve se alterar muito com o uso de diferentes fluidos de corte) e grande sobre a energia acumulada no corpo-de-prova.

### **3.1 – Modelo para Estimar o Fluxo de Calor Absorvido pelo Corpo-de-prova e o Coeficiente de Transmissão de Calor por Convecção**

Na literatura técnica pode-se encontrar alguns pesquisadores que destacam a importância do coeficiente de transmissão de calor por convecção ( $h$ ) na capacidade de resfriamento do fluido de corte (CHILDS et al., 1988), LI (1995).

Assim,  $h$  seria capaz de indicar a capacidade de refrigeração do fluido, ou do sistema de aplicação. Aliado a este coeficiente a energia absorvida pelo corpo-de-prova, durante a usinagem, também pode fornecer informações importantes sobre a ação do fluido de corte.

Analisando-se os trabalhos de vários autores da literatura dedicada às teorias de transmissão de calor, observa-se que não há uma solução pronta que possa ser adequadamente aplicada ao

fenômeno térmico presente na operação de fresamento de topo de uma superfície, com a refrigeração através de um fluido de corte. Trata-se de uma situação prática onde a aplicação das teorias de transmissão de calor não foi ainda realizada. Desta forma, baseando-se na teoria de termodinâmica, através da sua primeira lei e na transmissão de calor (equação de Fourier) elaborou-se um modelo, segundo o qual, é possível estimar-se um coeficiente de transmissão de calor por convecção global médio ( $h_{global}$ ), assim como o fluxo de calor absorvido pela peça ( $q''$ ), responsável pelo aumento de temperatura da mesma.

### 3.1.1 – Hipóteses Simplificativas do Modelo Proposto

O modelo, para ser aplicado a este trabalho deve levar em consideração o processo de usinagem estudado. São destacados como elementos integrantes do modelo a ferramenta, um corpo de prova de geometria simples com as superfícies de troca de calor ou de total isolamento térmico e o fluido de corte. A fonte de calor será o processo de usinagem, que estará transmitindo energia através de uma superfície somente. A figura 3.1 mostra o arranjo a ser usado.

A superfície de usinagem será a única recebendo o fluxo de calor da fonte e as duas superfícies laterais, para onde serão direcionados os jatos de fluido de corte. A troca de calor por convecção ocorrerá nas três superfícies simultaneamente.

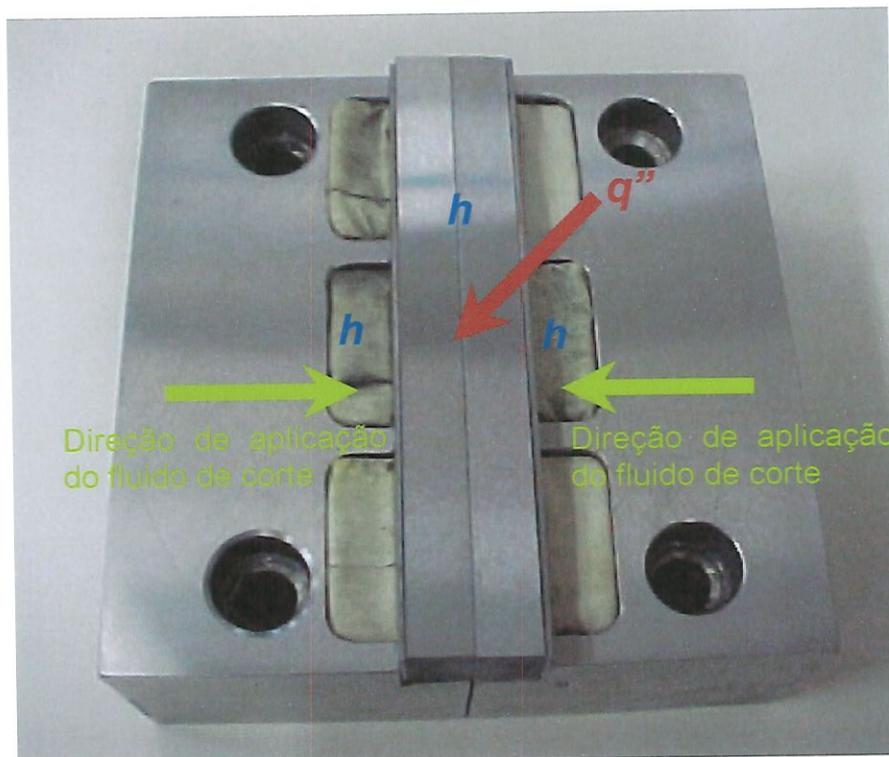


FIGURA 3.1 – Condições de contorno envolvendo  $q''$  e  $h$ .

Na elaboração do modelo foram feitas várias hipóteses simplificativas:

- ↳ Todo calor é introduzido pela superfície de usinagem de uma só vez. Haverá uma entrada na forma de degrau com a energia sendo introduzida no menor espaço de tempo possível. Isso pode ser mais preciso quanto maior a velocidade do processo. No entanto, sabe-se que a usinagem não é feita de forma instantânea.
- ↳ A troca de calor por convecção ocorrerá nas áreas laterais do corpo-de-prova, perpendicular à superfície em usinagem e na superfície em usinagem.
- ↳ Considera-se o modelo como sendo unidimensional, assim, utiliza-se as equações de condução de calor correspondentes a tal situação.

- ↪ O fluxo de calor absorvido pelo corpo-de-prova e o coeficiente de transmissão de calor por convecção são considerados constantes na faixa de temperaturas avaliada.
- ↪ A parte do corpo-de-prova envolvida pelo dispositivo de fixação é considerada termicamente isolada.
- ↪ Número de Biot  $< 0,1$ . Admite-se que a resistência térmica interna a transmissão de calor por condução do sistema é tão pequena que a temperatura dentro do sistema é praticamente uniforme em qualquer instante.

No intuito de isolar-se termicamente, o melhor possível, o corpo-de-prova do dispositivo de fixação tomou-se alguns cuidados. O dispositivo de fixação foi construído em aço inoxidável AISI 304 ( $k = 14,9 \text{ W/m K}$ ). Além disso, construiu-se três bolsões no dispositivo de fixação, os quais foram preenchidos com material termicamente isolante, figura 3.2. Isto foi feito para diminuir a área de contato entre o corpo-de-prova e o dispositivo de fixação, minimizando a troca de calor entre ambos por condução. No fundo dos bolsões foi usada uma manta a base de sílica ( $k = 0,03 \text{ W/m K}$ ) e nas laterais dos bolsões foram utilizadas pequenas placas de amianto ( $k = 0,1 \text{ W/m K}$ ) (HOLMAN, 1981). Restaram quatro pontos de apoio no dispositivo de fixação, os quais dão sustentação ao corpo-de-prova. Desta forma a área de contato diminuiu de  $4.000 \text{ mm}^2$  para  $640 \text{ mm}^2$ , o que representa uma redução de 84%.

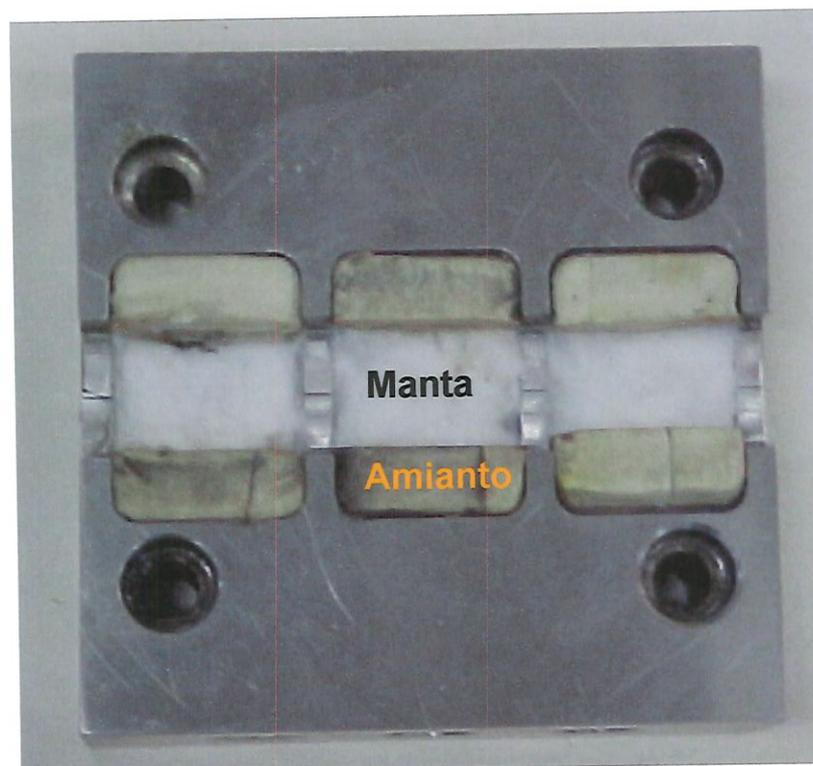


FIGURA 3.2 – Bolsões construídos no dispositivo de fixação com o material termicamente isolante.

### 3.1.2 – Modelo Simplificado (Análise Volumétrica)

A primeira lei da termodinâmica para mudança de estado de um sistema é escrita da seguinte forma:

$$\delta Q = dU + \delta W \quad [3.2]$$

Onde:

$\delta Q$  – é a iteração de calor infinitesimal recebida pelo sistema devido à transmissão de calor;

$dU$  – é a variação infinitesimal da energia interna do sistema;

$\delta W$  – é a iteração do trabalho efetuado pela fronteira pelo sistema.

Esta equação estabelece que quando um sistema passa por uma mudança de estado, a energia pode cruzar a fronteira como calor ou trabalho e cada um destas parcelas pode ser positiva ou negativa.

Considerando-se o corpo-de-prova como um sistema, não há interação de trabalho e o calor que atravessa a fronteira é proveniente da ferramenta de corte. Uma parte do calor é trocada por convecção com o fluido circundante e outra parte propaga-se para o corpo-de-prova. Assim a equação [3.2] pode ser reescrita:

$$\delta Q = dU \quad [3.3]$$

Onde a energia recebida pelo sistema devido à transmissão de calor é igual à variação da energia interna do mesmo. Essa energia se manifesta na forma única de variação de temperatura, no caso da usinagem.

Aplicando-se as hipóteses simplificativas (item 3.1.1) na equação [3.3] tem-se:

A figura 3.3 mostra o balanço de energia no corpo-de-prova que sevirá de base para o equacionamento.

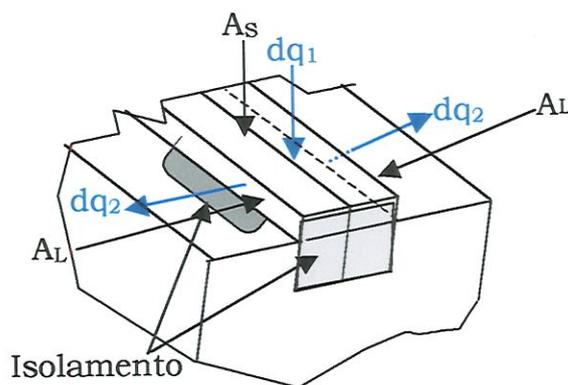


FIGURA 3.3 – Balanço de energia no corpo-de-prova.

Onde:

$dq_1$  – fluxo de calor introduzido no corpo de prova;

$dq_2$  – fluxo de calor retirado pelo fluido;

$A_s$  – Área da superfície de usinagem por onde o calor é introduzido no corpo-de-prova;

$A_L$  – Área por onde o calor é retirado por convecção em cada metade do corpo-de-prova;

$$\delta Q = dU$$

$$dq_1 - dq_2 = \frac{dU}{dt}$$

$$q'' A_s - h A_L (T_c - T_f) - h A_L (T_c - T_f) = \rho c V \frac{dT_c}{dt}$$

Como se procura um  $h$  que represente a média dos  $h$ 's que atuam durante a aplicação do fluido de corte, reúnem-se os  $h$ 's em um  $h_{global}$  e somam-se as áreas  $A_L$  obtendo uma área  $A_L$  total por onde ocorre toda troca de calor por convecção. Assim:

$$q'' A_s - (T_c - T_f)(h A_L + h A_L) = \rho c V \frac{dT_c}{dt}$$

$$q'' A_s - (T_c - T_f) 2(h_{global} A_L) = \rho c V \frac{dT_c}{dt} \quad [3.4]$$

Onde:

$T_c$  – Temperatura do corpo-de-prova;

$T_f$  – Temperatura do fluido;

$h_{global}$  – Coeficiente de transmissão de calor por convecção global;

$q''$  – Fluxo de calor por unidade de área;

$A_L$  – Área por onde o calor é retirado por convecção em cada metade do corpo-de-prova;

$A_S$  – Área da superfície do corpo-de-prova onde ocorre a usinagem e onde é introduzida a energia de usinagem;

$c$  – Calor específico do material do corpo-de-prova;

$V$  – Volume do corpo-de-prova;

$\rho$  – Densidade do material do corpo-de-prova.

A energia recebida pelo sistema devido à transmissão de calor é composta por duas parcelas: o primeiro termo do lado esquerdo da equação [3.4] representa o fluxo de calor que é introduzido no corpo-de-prova durante a usinagem e o segundo termo do lado esquerdo da equação [3.4] refere-se à perda de calor, por convecção, daquele gerado na usinagem. A variação da energia interna do sistema é representada pelo termo do lado direito da equação [3.4] o qual mostra que a temperatura no corpo-de-prova varia com o tempo.

A equação [3.4] pode ser rearranjada:

$$q'' A_S - 2h_{global} A_L \theta = \rho c V \frac{d\theta}{dt}$$

Rearranjando

$$\rho c V \frac{d\theta}{dt} + 2h_{global} A_L \theta = q'' A_S$$

Dividindo-se os dois lados da equação por  $\rho c V$  tem-se:

$$\frac{d\theta}{dt} + \frac{2h_{global} A_L}{\rho c V} \theta = \frac{q'' A_S}{\rho c V} \quad [3.5]$$

Onde:

$$\theta = T_c - T_f \quad \text{e} \quad \frac{d\theta}{dt} = \frac{dT_c}{dt}$$

$\theta$  - Variação de temperatura entre  $T_c$  e  $T_r$ ;

O primeiro termo do lado esquerdo da equação [3.5] representa a variação da temperatura do corpo-de-prova em função do tempo. O segundo termo do lado esquerdo da equação [3.5] representa a perda de calor por convecção através da área lateral e da superior do corpo-de-prova. O termo do lado direito da equação [3.5] é o fluxo de calor por área que é introduzido no corpo-de-prova através da superfície usinada.

A equação diferencial deve ser resolvida para encontrar-se a função que representa o modelo. A resolução detalhada da referida equação encontra-se no apêndice A, apresenta-se aqui a equação [3.6] que é a solução da equação [3.5].

$$\theta(t) = \frac{q'' A_s}{2h_{global} A_L} \left( 1 - e^{-\left(\frac{2h_{global} A_L}{\rho V}\right) t} \right) \quad [3.6]$$

Esta equação representa a forma como a temperatura do corpo-de-prova deve variar com o tempo segundo as hipóteses simplificadoras.

Através da equação [3.6] é possível obter uma curva da temperatura média do corpo-de-prova. O que será feito é ajustar esta curva aos dados experimentais usando o método dos mínimos quadrados (MMQ) (CUNHA, 2000) (RUGGIERO et al., 1996). As variáveis que permitem o ajuste são  $h$  e  $q''$ . Com a curva ajustada tem-se os valores médios de  $h$  e  $q''$ . Os valores de  $h$  e  $q''$  serão tanto mais corretos quanto mais próxima a curva teórica estiver dos dados experimentais.

### 3.2 – Método de Cálculo para a Energia Acumulada no Corpo-de-prova

Com o fluxo de calor e o coeficiente de transmissão de calor por convecção estimados é possível fazer um balanço de energia no corpo-de-prova. Através deste balanço pode-se estimar a energia acumulada no corpo-de-prova após a usinagem. Esta energia é o calor que entra pela fronteira do sistema (fluxo de calor introduzido durante a usinagem) menos o calor que deixa o sistema (perda de calor por convecção). A energia acumulada é calculada através da equação [3.7].

$$EA = \int_0^t q'' A_s dt - \int_0^t h_{global} A_{LT} (T_c - T_f) dt \quad [3.7]$$

Onde:

$EA$  – Energia acumulada no corpo-de-prova;

$q''$  – Fluxo de calor por unidade de área;

$A_s$  – Área onde ocorre a usinagem e através da qual a energia de usinagem é introduzida no corpo-de-prova;

$h_{global}$  – Coeficiente de transmissão de calor por convecção global;

$A_{LT}$  – Toda área do corpo-de-prova que troca calor por convecção;

$T_c$  – Temperatura do corpo-de-prova;

$T_f$  – Temperatura do fluido;

$t$  – Tempo de usinagem

Na equação [3.7], a primeira parcela do lado direito da equação representa o calor que entra e a segunda parcela o calor que sai. A

integração foi realizada numericamente utilizando-se a regra do trapézio (CUNHA, 2000) (RUGGIERO et al., 1996).

### 3.3 – Cálculo da Energia de Usinagem no eixo-árvore da máquina

Fazendo-se uso de um dinamômetro capaz de medir as componentes da força de usinagem tridimensionalmente e o momento torsor, pode-se encontrar uma parcela da energia mecânica total utilizada na remoção de cavaco. Como a ferramenta possui, num dado tempo, movimentos simultâneos de translação e rotação divide-se o cálculo em duas parcelas: energia de translação e energia de rotação.

A figura 3.4 mostra a posição de cada componente de força medida pelo dinamômetro mais o momento torsor com relação ao corpo-de-prova. As componentes são defasadas entre si de  $90^\circ$ . A força  $F_Z$  tem direção perpendicular à folha de papel e sentido positivo entrando na mesma. A força  $F_X$  tem direção vertical perpendicular à direção de avanço da ferramenta e sentido positivo para cima. A força  $F_Y$  tem a mesma direção do avanço e sentido positivo para a direita. O momento torsor é medido em torno do eixo  $Z$  do dinamômetro com sentido horário positivo.

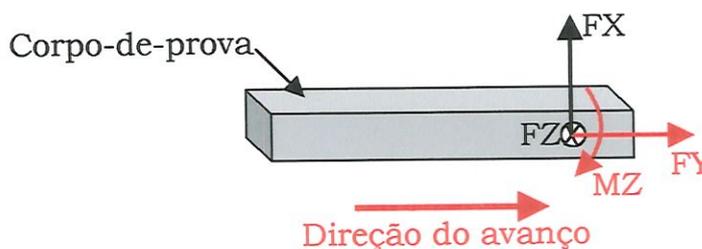


FIGURA 3.4 – Esquema do posicionamento das componentes da força de usinagem mais o momento torsor.

### 3.3.1 – Cálculo da energia de translação

Calculando-se o trabalho realizado pelas forças FX, FY e FZ obtém-se a energia de translação (o momento torsor relaciona-se ao movimento de rotação da ferramenta, este será abordado mais adiante).

O trabalho de uma força em movimento de translação é definido como:

$$dW = \vec{F} \cdot d\vec{x} \quad [3.8]$$

A equação [3.8] mostra que o trabalho (W) realizado por uma força (F) é o produto da componente da força ( $\vec{F}$ ) na direção do movimento pela distância ( $d\vec{x}$ ) percorrida.

Aplicando-se o conceito de trabalho nas componentes da força de usinagem observa-se que a única força que realiza trabalho é a força FY, pois a direção desta força é a mesma da direção do movimento de avanço e as demais forças (FX e FZ) têm direções perpendiculares à direção do movimento de avanço. Além disso, não existe deslocamento na direção das forças FX e FZ. Portanto, as forças FX e FZ não realizam trabalho.

A energia de translação fica restrita à energia da força FY, que será calculada da seguinte forma:

Integrando-se a equação [3.8] tem-se o trabalho de translação (a integração foi realizada numericamente utilizando-se a regra do trapézio):

$$W_T = \int_1^2 FYdx \quad [3.9]$$

Onde:

$W_T$  – Trabalho de translação;

$F_Y$  – Força  $F_Y$  medida pelo dinamômetro;

$dx$  – Deslocamento infinitesimal.

Portanto, tem-se, assim a energia de translação ( $E_T$ ).

### 3.3.2 – Cálculo da energia de rotação

Aqui deve-se calcular o trabalho realizado pelo momento torsor  $M_Z$ .

Pode-se reescrever a equação [3.8] para o trabalho de um momento da seguinte forma:

$$\begin{aligned}\delta W &= \vec{F} \cdot d\vec{x} \\ \delta W &= F \cos \alpha dx \\ \delta W &= (F \cos \alpha)(rd\phi) \\ \delta W &= (F \cos \alpha)r d\phi \\ \delta W &= M d\phi\end{aligned}\tag{3.10}$$

Onde:

$F \cos \alpha$  é a componente de  $\vec{F}$  na direção  $dx$ .

Durante o tempo  $dt$ , um ponto periférico da ferramenta percorre uma distância infinitesimal  $dx$  ao longo de uma trajetória circular de raio  $r$ , enquanto a ferramenta gira de um ângulo infinitesimal  $d\phi$ . Assim,  $dx = rd\phi$ .

Esta equação diferencial para o trabalho realizado na rotação é equivalente à equação [3.8] para o trabalho realizado na translação.

A energia de rotação de  $M_Z$  será calculada da seguinte forma:

Integrando-se a equação [3.10] tem-se o trabalho de rotação (a integração foi realizada numericamente utilizando-se a regra do trapézio (CUNHA, 2000) (RUGGIERO et al., 1996)) :

$$W_R = \int_{\phi_1}^{\phi_2} MZ d\phi \quad [3.11]$$

Onde:

$W_R$  – Trabalho de rotação;

$MZ$  – Momento torsor em torno do eixo Z do dinamômetro;

$d\phi$  – Deslocamento infinitesimal angular.

Assim, tem-se a energia de rotação ( $E_R$ ).

Uma vez calculadas as duas parcelas da energia, pode-se somar as mesmas encontrando-se a energia de usinagem:

$$EU = E_T + E_R \quad [3.12]$$

Onde:

$EU$  – Energia de usinagem;

$E_T$  – Energia de translação;

$E_R$  – Energia de rotação.

Obtendo-se, assim, a energia acumulada (EA) e a energia de usinagem (EU) pode-se calcular o índice  $I_{Class}$  de forma a estabelecer-se comparações entre as ações refrigerantes de diversos fluidos de corte.

## **4 – Trabalho Experimental**

Este capítulo trata da descrição dos materiais, equipamentos e procedimentos experimentais utilizados na obtenção de dados necessários para atingir os objetivos da pesquisa.

### **4.1 – Materiais, Equipamentos e Procedimentos**

#### **4.1.1 – Máquina-ferramenta**

A experimentação foi realizada em um centro de usinagem vertical HERMLE, modelo C 800 U. A referida máquina-ferramenta possui três eixos, sendo que cada eixo possui um curso máximo distinto (X 800 mm, Y 600 mm e Z 500 mm). O motor do eixo-árvore fornece 18 kW de potência, a faixa de rotação do mesmo varia de 20 rpm até 24.000 rpm. O comando CNC é Sinumerik 840D Siemens.

#### **4.1.2 - Ferramentas**

A ferramenta utilizada no ensaio foi uma fresa de topo de metal duro inteiriço com 20 mm de diâmetro com 8 arestas de corte e cobertura de TiAlN adquirida da Sandvik Coromant (código Sandvik :

R215.28-20045-EAC38H 1010). Foi escolhida uma classe adequada para o fresamento de aços endurecidos até 55 HRc.

### **4.1.3 – Equipamentos de Medição**

A medição de temperatura foi realizada através de termopares do tipo K (níquel-alumínio / níquel-cromo). Fez-se uso da técnica da solda capacitiva para promover a união entre os dois fios que compõem cada termopar. A solda produziu uma junção com forma de esfera de diâmetro variando entre 0,5 e 0,6 mm.

Um dinamômetro que mede 3 componentes de força mais momento torsor foi usado para a medição da força de usinagem. O conjunto de medição de força era composto pelo dinamômetro em si (modelo 9272) e uma unidade de controle (modelo 5019B) com amplificador de carga, ambos fabricados pela Kistler.

Tanto a aquisição dos sinais de temperatura quanto de força foi realizada simultaneamente através de uma rotina computacional em LabView (fabricado pela National Instruments). A aquisição foi realizada em uma taxa de 25 pontos por segundo. Tal rotina armazenava os dados coletados, sinais de tensão, em um arquivo txt. Posteriormente estes dados foram convertidos para temperatura e força em outra rotina computacional em Matlab.

### **4.1.4 – Corpo-de-prova**

O material escolhido foi o aço AISI H13 devido a seu amplo uso na fabricação de moldes e matrizes. Optou-se por trabalhar com este material temperado e revenido com dureza final variando entre 50 e 52 HRc pela mesma razão anterior. O uso da técnica MQL (a qual

será estuda mais a frente na usinagem deste material) pode parecer inadequado, pois fresamento de um aço endurecido normalmente é feito sem fluido de corte. No entanto, a peça em questão (molde ou matriz) é uma ferramenta muito cara, justificando todos os cuidados na sua fabricação. A técnica MQL contribui no sentido de minimizar a variação térmica da peça, levando a uma usinagem mais precisa. A ferrameta de corte (no caso uma fresa) pode vir a ser prejudicada pelo resfriamento, contudo seu custo é relativamente pequeno em relação ao preço de uma matriz ou molde.

Na figura 4.1 pode-se observar o corpo-de-prova que é composto de duas partes para facilitar o posicionamento dos termopares. Em cada metade encontram-se cinco pequenos rasgos com 0,75 mm de profundidade por 1,5 mm de largura por 12 mm de comprimento. A fabricação dos rasgos foi feita pelo processo de eletroerosão uma vez que os corpos-de-prova já haviam passado pelo tratamento térmico de têmpera e revenido.

Cada metade do corpo-de-prova tem 100 mm de comprimento, 15 mm de altura e 9 mm de largura. Quando as duas metades são unidas a largura do corpo-de-prova é de 18 mm.

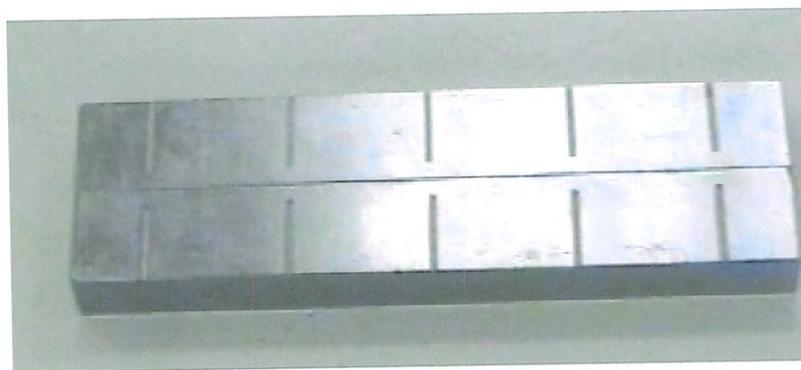


FIGURA 4.1 – Corpo-de-prova.

A figura 4.2 mostra um termopar fixado em uma metade do corpo-de-prova. A fixação é feita com cola, nos fios do termopar, cerca de 5 mm abaixo da junção quente. A cola é isolante elétrico, assim

como a cobertura dos fios do termopar, na região de colagem. Esse procedimento evita a interferência da colagem com a medição de temperatura pela junção quente.

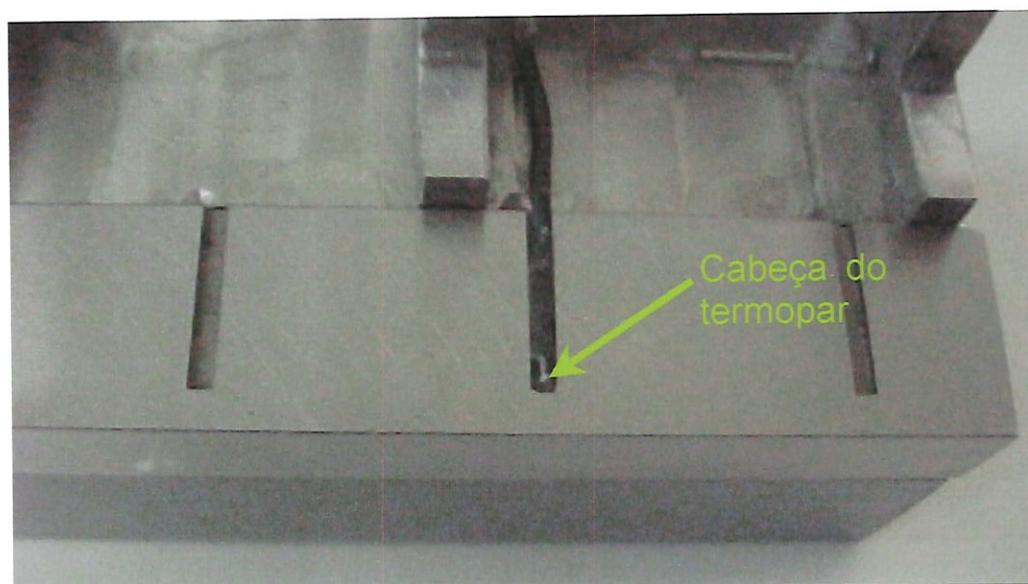


FIGURA 4.2 – Detalhe da fixação dos termopares em uma metade do corpo-de-prova.

As duas partes do corpo-de-prova depois de unidas formam cinco pequenos “furos” contendo os termopares, conforme mostra a figura 4.3. Esta superfície será apoiada e rigidamente presa pelo dispositivo de fixação. O referido dispositivo possui ainda cinco furos maiores, de diâmetro 3 mm que coincidem com os furos do corpo-de-prova depois da montagem, para passagem dos fios dos termopares.

A junção quente dos termopares fica a uma distância de 3 mm da superfície de usinagem, depois de montados no corpo-de-prova.

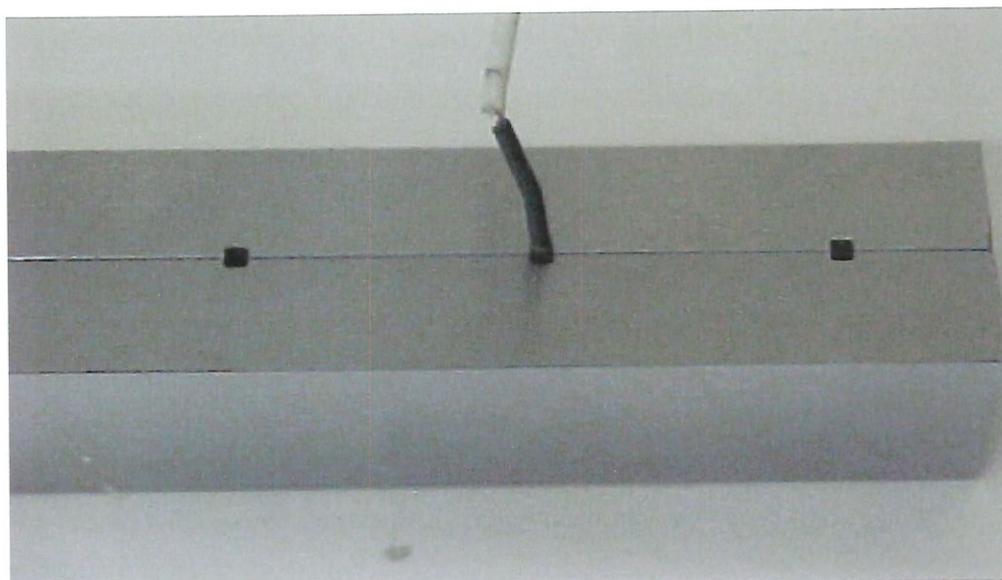


FIGURA 4.3 – Detalhes da fixação dos termopares com as duas partes do corpo-de-prova unidas.

A figura 4.4 mostra a superfície de usinagem do corpo-de-prova. Como as duas partes do corpo-de-prova foram retificadas (com exceção dos topos) a união das duas partes é boa, funcionando como um único corpo. Assim, a linha de união das duas partes não prejudica a usinagem.



FIGURA 4.4 – Superfície de usinagem do corpo-de-prova.

#### 4.1.5 – Dispositivo de Fixação do Corpo-de-prova

O dispositivo de fixação também é bipartido. Seu princípio de funcionamento é o mesmo de uma morsa de bancada. A união entre

as duas partes é feita através de três parafusos “tipo allen” M8, os quais ficam embutidos no corpo do dispositivo, (parte inferior da figura 4.5). Na parte central do dispositivo podem ser observados quatro pontos de apoio para o corpo-de-prova e três bolsões para alojamento de isolantes térmicos. Cinco “furos” dão passagem aos termopares do dispositivo, para o sistema de aquisição de dados (figura 4.6).



FIGURA 4.5 – Dispositivo de fixação do corpo-de-prova.

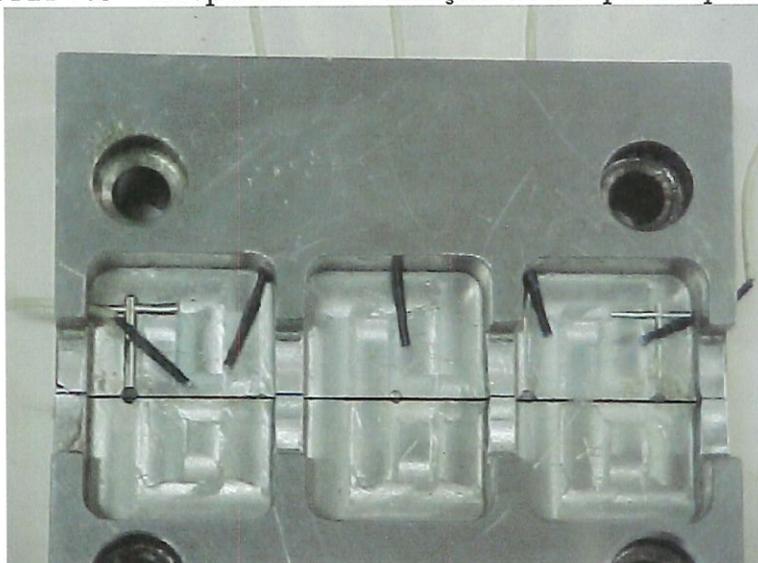


FIGURA 4.6 – Detalhe dos termopares no dispositivo de fixação.

O material escolhido para a confecção do dispositivo foi o aço inoxidável AISI 304, pois possui baixa condutividade térmica. Deste modo, o dispositivo ajuda a isolar termicamente o corpo-de-prova do resto da máquina-ferramenta.

A figura 4.7 mostra o corpo-de-prova montado no dispositivo de fixação.



FIGURA 4.7 – Corpo-de-prova montado no dispositivo de fixação.

#### 4.1.6 – Banco de Ensaio

O banco de ensaios foi projetado para obter medidas de temperatura do corpo-de-prova e de força ao mesmo tempo. Na figura 4.8 observa-se como a montagem foi realizada. Sobre a mesa da máquina-ferramenta existe uma chapa de aço a qual é isolada eletricamente da mesa da máquina por oito isoladores. Sobre a chapa de aço está o dinamômetro e sobre este o dispositivo de fixação do corpo-de-prova. Entre o dinamômetro e o dispositivo de fixação existe uma chapa de união.

Do corpo-de-prova, o sinal dos termopares passa por um circuito eletrônico e, em seguida, é levado a um bloco de conectores (detalhes no próximo item). Deste bloco o sinal analógico de tensão é levado via cabo até uma placa de aquisição A/D (modelo PCI - MIO - 16E - 4 - National Instruments). A referida placa foi instalada em um computador PC (processador AMD K6 II 350 MHz, 128 MB de memória RAM e 4.3 GB de disco rígido).

A força medida pelo dinamômetro passa por sua unidade de controle onde é amplificada. O sinal de força que sai da unidade de controle é ligado no mesmo bloco de conectores que os termopares. Portanto, a placa de aquisição e o computador são os mesmos mencionados acima.

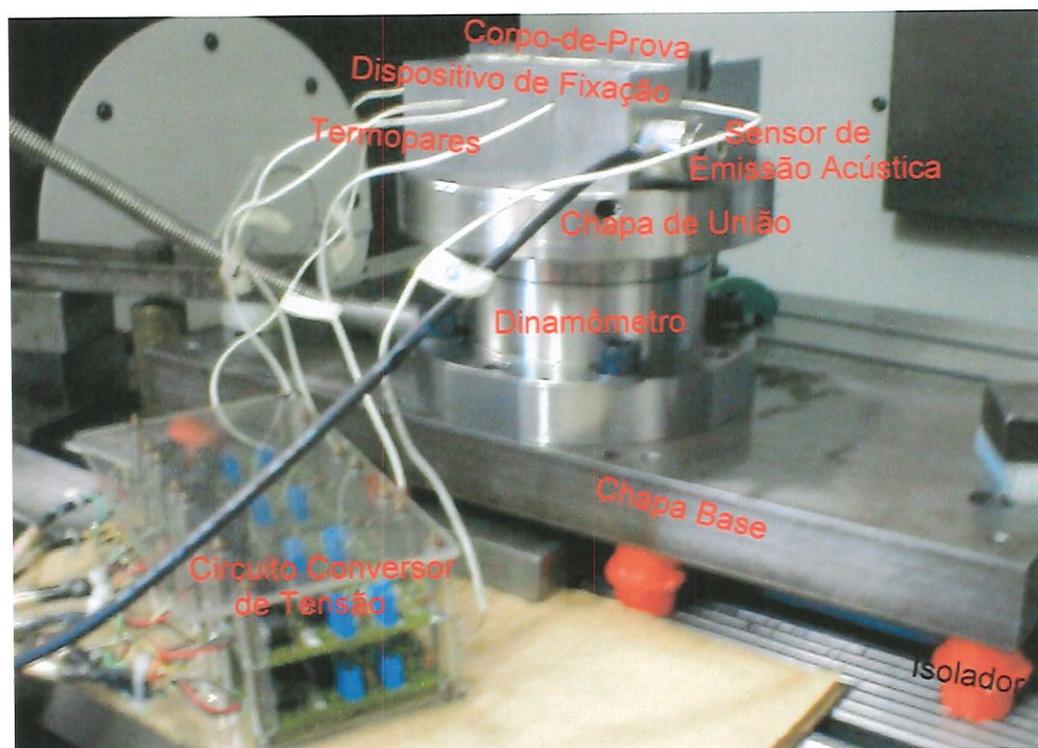


FIGURA 4.8 – Vista frontal do banco de ensaio.

A aquisição dos dados, tanto de temperatura quanto de força, é feita pelo mesmo programa em Labview. Isto foi possível, pois os sinais de temperatura e de força estão em Volts. Os dados adquiridos

são gravados em um arquivo tipo texto (txt) para posterior tratamento em uma rotina computacional desenvolvida para este fim. Na rotina os dados em Volts são convertidos para temperatura, em graus Celsius e força, em Newtons.

#### **4.1.6.1 – Detalhes da Aquisição da Temperatura**

É sabido que os termopares geram tensão da ordem de microVolts, portanto, muito sensíveis a ruídos elétricos. Termopares muito longos poderiam estar sujeitos a ruído, alterando a leitura. A solução encontrada foi o uso de termopares de aproximadamente 0,25 m de comprimento. Este termopar mais curto foi ligado a um circuito eletrônico que transforma a tensão gerada pelos termopares, que é da ordem de microVolts em uma corrente de mili-Ampère e novamente em tensão, já com valores da ordem de Volts. Daí o sinal segue para um bloco de conectores com terminais de parafuso (modelo SCB 68 – National Instruments). A tensão na ordem de grandeza em Volts é menos sensível a ruídos elétricos. Assim, o cabo blindado leva o sinal da placa de circuito eletrônico até o bloco de conectores. Este pode ter o tamanho necessário (cerca de 2,5 m) sem comprometer a qualidade do sinal.

A figura 4.9 mostra uma placa de circuito eletrônico já montada. A função da placa é receber a tensão de entrada (micro Volts) do termopar e transformá-la em uma corrente que varia de 4 a 20 mili Ampers. A leitura da tensão de saída, que pode variar entre 1 a 5 Volts, é feita no resistor que aparece para fora da placa.

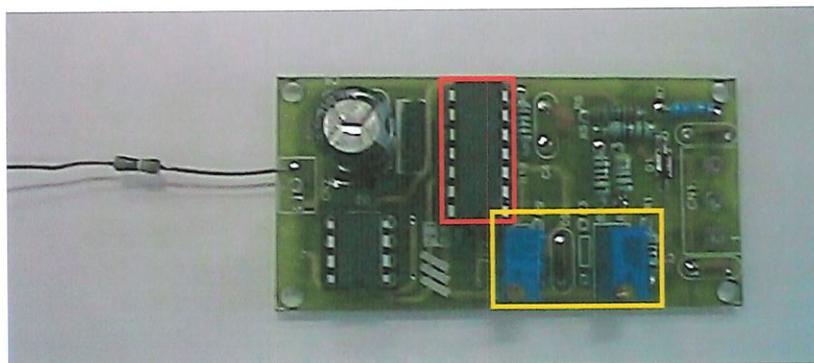


FIGURA 4.9 – Circuito eletrônico que transforma tensão (**micro Volts**) em corrente (**mili Amper**) e novamente em tensão (**Volts**).

O circuito integrado, dentro do retângulo vermelho (xtr 106), tem a função de transformar a tensão do termopar em corrente. Os outros componentes são os 2 potenciômetros, dentro do retângulo amarelo, que tem a função de ajustar a corrente mínima (4 mA) e a corrente máxima (20 mA), respectivamente.

A figura 4.10 mostra como foi montado o conjunto de placas. As placas foram divididas em duas camadas e todas estão isoladas eletricamente entre si por meio de placas de acrílico e espaçadores de plástico. Foram feitos diversos furos na caixa que contém o conjunto de placas para dar passagem aos fios que entram e saem dos diversos circuitos eletrônicos. Para vedar a tampa da caixa e estes furos foi usado silicone, evitando a entrada de fluido de corte dentro da caixa plástica.

Na figura 4.10, os termopares são os fios brancos na parte superior da figura. Do lado oposto encontra-se cabos de 4 vias blindados. Duas vias têm a função de alimentar o circuito e as outras duas de conduzir o sinal de tensão em Volts até o bloco de conectores. A alimentação do circuito é feita por uma fonte digital ajustada em uma tensão de alimentação de 12 V, figura 4.11.

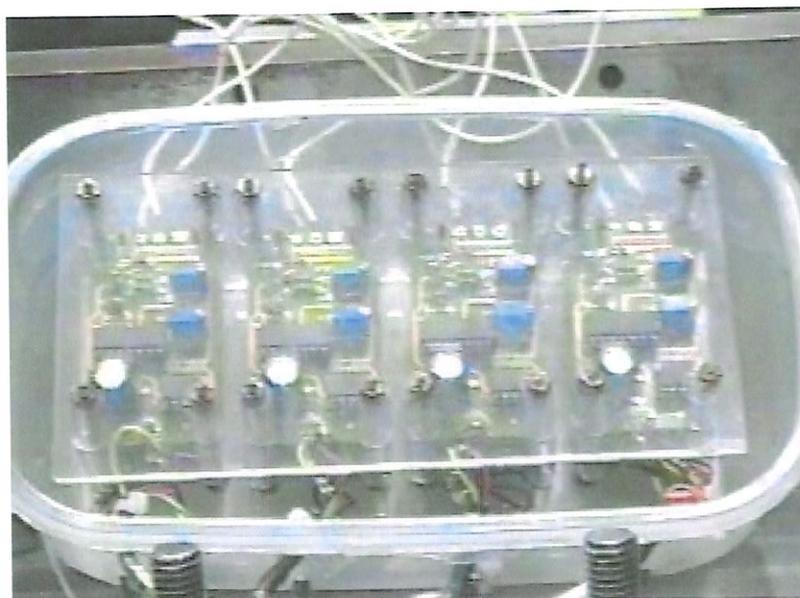


FIGURA 4.10 – Montagem do conjunto de placas.

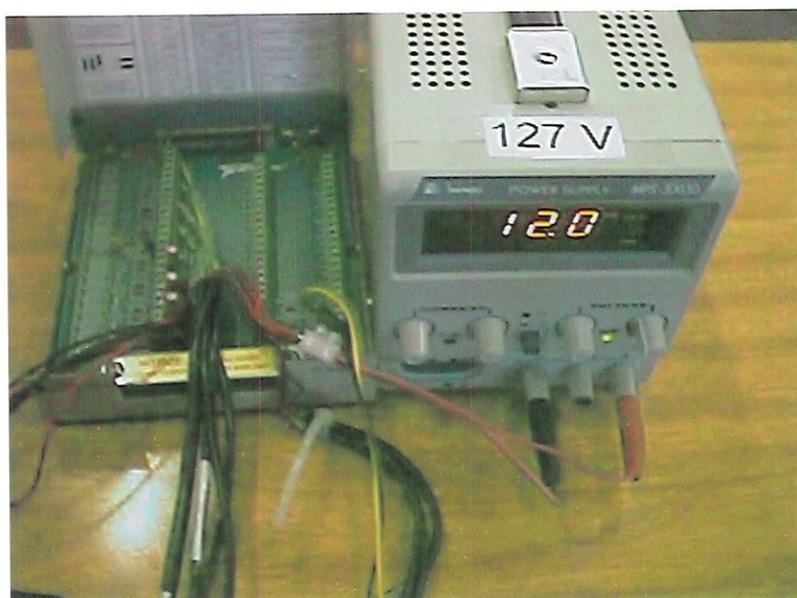


FIGURA 4.11 – Alimentação das placas de circuito eletrônico.

A calibração dos termopares foi realizada em duas etapas. Na primeira fez-se uso de um calibrador de termopares (Altek – modelo 322-1) que funciona da seguinte maneira: seleciona-se o tipo do termopar, no caso tipo K, em seguida escolhe-se uma temperatura de calibração no equipamento para ajuste da corrente mínima (4 mA), escolheu-se 0°C. O calibrador faz o papel do termopar, gerando uma tensão para a temperatura escolhida. Uma vez o calibrador de

termopar ajustado, o circuito é alimentado com 12 V e a corrente é medida com um multímetro de precisão (foi usado um multímetro Fluke modelo 89 IV). A seguir regula-se os 2 potenciômetros até conseguir-se uma corrente de 4 mA. Para ajustar a corrente máxima (20 mA) seleciona-se uma temperatura de máximo (no caso 300°C). O ajuste da corrente máxima também é feito através dos potenciômetros. Este procedimento é repetido algumas vezes para refinar os ajustes, de modo que a corrente mínima fique em torno de 4 mA e a máxima em torno de 20 mA. O refinamento é necessário, pois um potenciômetro interfere no ajuste do outro, quando se ajusta a corrente mínima existe um pequeno desajuste da corrente máxima e vice-versa.

A segunda etapa foi o levantamento de uma curva de calibração para cada termopar, levando-se em consideração todos os equipamentos do sistema de aquisição.

Foi usado um banho termostático para elevar a temperatura dos termopares. O fluido usado no banho foi água. O procedimento usado foi o seguinte: a temperatura desejada para o banho era ajustada no equipamento. Com a temperatura do banho estabilizada o valor de tensão, para cada termopar, era lido através do sistema de aquisição. Assim tinha-se um valor de tensão associado a cada temperatura desejada para cada termopar. A medição era realizada em intervalos de 10°C iniciando-se em 10°C. O valor de temperatura limite foi 97°C, pois em 98°C a água entrava em ebulição. Este procedimento foi repetido 6 vezes.

Assim construiu-se um gráfico de tensão média versus temperatura para cada termopar. Uma vez os gráficos construídos, fez-se uma regressão linear para cada curva, obtendo uma equação que descreve a curva de calibração para cada termopar. A regressão linear mostrou-se satisfatória, pois o coeficiente de correlação linear ficou em torno de 0,999 para todos os termopares. No apêndice B encontram-se os gráficos de tensão média versus temperatura para

cada termopar, além das respectivas tabelas contendo os dados para a construção dos gráficos e a incerteza absoluta e relativa das medidas de tensão.

Deste modo o programa de aquisição faz a leitura da temperatura em Volts e posteriormente em uma rotina computacional estes dados são convertidos em temperatura, através das equações das retas de calibrações.

#### **4.1.6.2 – Sincronização da Aquisição dos Dados**

Havia uma dificuldade de saber-se onde exatamente a usinagem havia começado no gráfico de temperatura, pois o sinal de temperatura demora alguns segundos para responder, ao contrário do sinal de força que responde quase instantaneamente. O conhecimento do momento exato do início da usinagem é importante para o correto tratamento dos dados.

Para resolver este problema o programa de aquisição foi feito de tal maneira que este é ligado, mas não registra dados até que um “trigger” seja disparado. O programa fica continuamente verificando uma porta digital. Quando esta muda de estado começa a aquisição propriamente dita. Esta porta só muda de estado quando a ferramenta tocar o corpo-de-prova.

Para detectar o momento do toque usou-se um sensor de emissão acústica (fabricado pela Sensis Automação) preso ao dispositivo de fixação do corpo-de-prova (figura 4.12). Assim que a ferramenta toca no corpo-de-prova o sensor de emissão acústica é sensibilizado. O sinal do sensor vai até sua unidade de tratamento de sinal, onde fecha um relê. Este por sua vez manda 5 V para uma entrada digital na placa de aquisição mudando estado da entrada de 0 para 1 disparando o “trigger” e conseqüentemente iniciando a aquisição. Entre o relê da unidade de tratamento de sinal do sensor

de emissão acústica e a placa de aquisição existe um acoplador óptico para proteção da placa de aquisição, figura 4.13.

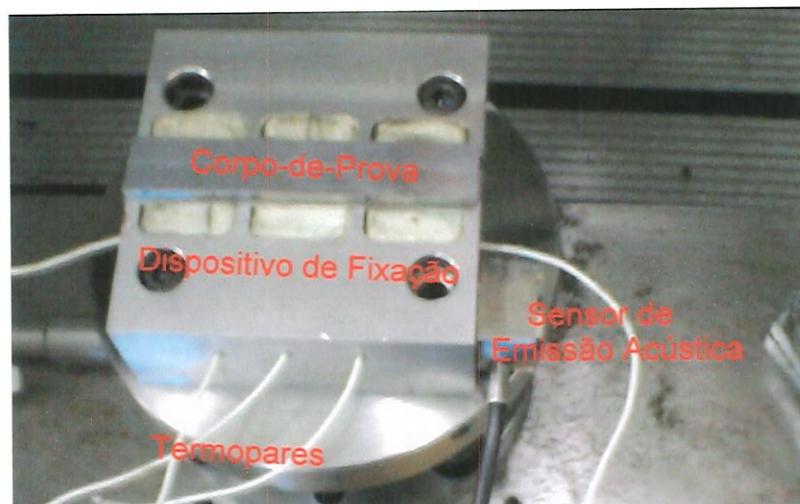


FIGURA 4.12 – Sensor de emissão acústica montado no dispositivo de fixação do corpo-de-prova.



FIGURA 4.13 – Unidade de tratamento de sinal do sensor de emissão acústica e o acoplamento óptico.

#### 4.1.6.3 – Descrição do Equipamento MQL e Montagem do Sistema de Ar Comprimido

A figura 4.14 mostra a unidade de controle, onde são feitas a dosagem do óleo e a regulagem da vazão de ar comprimido. Há 2

mangueiras distintas conduzindo o ar comprimido e o óleo. Na mesma figura a direita estão os bicos aspersores, com fixações através de imãs.



FIGURA 4.14 – Vista geral do equipamento de MQL.

A figura 4.15 mostra a unidade de controle em detalhes. Cada parte que compõe o equipamento foi numerada para facilitar a descrição e função. O equipamento de MQL chama-se Accu-Lube e foi fabricado pela ITW.

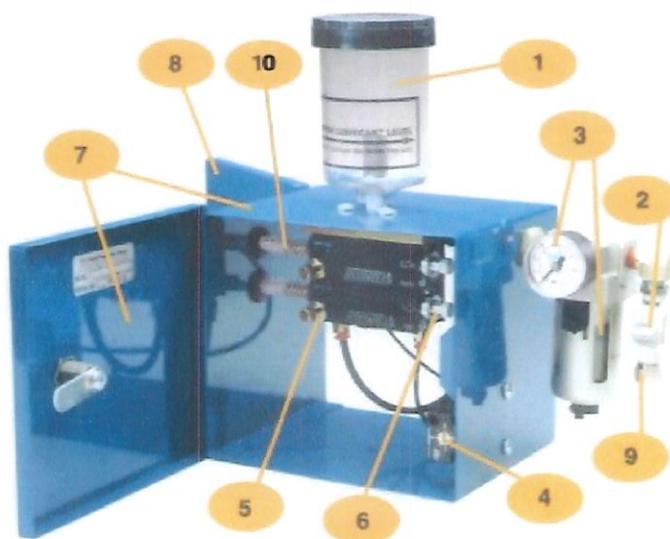


FIGURA 4.15 – Detalhe da unidade de controle MQL.

1. Reservatório de óleo com capacidade de 300 ml;
2. Registro de acionamento;
3. Manômetro e filtro de ar (a pressão de trabalho deve estar entre 5,6 e 10,5 kPa);
4. Regulador de frequência da gota de óleo;
5. Bomba pneumática, cuja função é bombear o óleo para o seu respectivo bico aspersor. Possui ajuste individual para a vazão de ar comprimido e também permite a regulagem do tamanho da gota de óleo;
6. Ajuste do tamanho da gota de óleo;
7. Caixa metálica;
8. Furos de montagem ou bases magnéticas para fixação rápida;
9. Entrada de ar;
10. Saída para o bico aspersor.

A vazão do óleo pode ser ajustada através do regulador de frequência (item 4), o qual estabelece o número de golpes da bomba pneumática por unidade de tempo, ou pelo tamanho da gota (item 6). Ainda no corpo da bomba pneumática existe um regulador para a vazão de ar comprimido.

A mangueira que sai da unidade de controle possui internamente outra mangueira de diâmetro menor, conforme mostra a figura 4.16. Assim, pode-se transportar óleo e ar comprimido separadamente até o bico aspersor, onde ocorre a mistura pelo princípio de Venturi, de forma que as quantidades de ar e óleo podem ser ajustadas independentemente.



FIGURA 4.16 – Condução do ar comprimido e do óleo em mangueiras separadas, da unidade de controle até o bico aspersor.

Os elementos que compõem o sistema de fornecimento de ar comprimido são: um compressor Schulz, modelo MSWV 80 MAX/425 com pressão máxima 12 kPa, um filtro regulador de pressão DeVilbiss, modelo HLB-550 e um rotâmetro Digiflow, modelo K-12-V com pressão de calibração 8 kPa. A inserção do rotâmetro foi necessária para medir a vazão de ar comprimido na entrada da unidade de controle MQL. Uma descrição do princípio de funcionamento do rotâmetro encontra-se no apêndice C.

Para cada rotâmetro é feita uma calibração pelo fabricante, adequada para o tipo de fluido a ser medido. Uma vez feita esta calibração o rotâmetro não poderá ser usado para medir a vazão de outro tipo de fluido. No caso do rotâmetro usado na experimentação, ele foi calibrado para ar comprimido na pressão de 8 kPa, na temperatura de 21°C. Caso alguma destas condições mude é necessário fazer uma correção na vazão lida no rotâmetro. Neste trabalho far-se-á somente correção para a pressão, por ter maior influência na leitura.

#### 4.1.6.4 – Bico Aspersor

Os bicos de aspersão que acompanham o equipamento de MQL são compostos de mangueiras articuláveis semelhantes às usadas nas máquinas-ferramenta para direcionar o fluido de corte para a região de corte. Como foi descrito no subitem anterior (4.1.6.3) o ar

comprimido e o óleo são conduzidos separadamente até o bico onde formaram uma névoa.

Para obter uma formação de névoa mais uniforme desenvolveu-se (no Laboratório de Otimização de Processos de Fabricação) um bico aspersor em que a mangueira de óleo ficasse presa e permitisse um ajuste fino da velocidade do ar para a formação de névoa com diferentes valores de vazão. A figura 4.17 mostra um corte esquemático do bico desenvolvido.

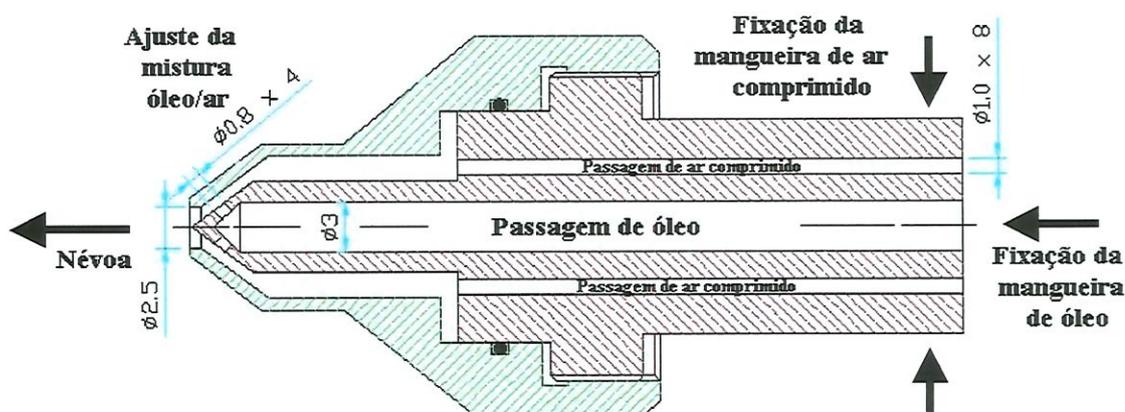


FIGURA 4.17 – Bico de aspersão desenvolvido para a experimentação.

Este modelo de bico aspersor foi testado em trabalhos anteriores, mostrando um excelente desempenho devido à extensa possibilidade de ajustes (SILVA et al., 2001) (BRAGHINI Jr et al., 2001).

## 4.2 – Planejamento Experimental

O planejamento experimental teve como propósito refletir os objetivos deste trabalho. O primeiro passo foi criar um método comparativo para a avaliação de fluidos de corte. Como visto no

capítulo 3, este método propõe um modelo físico e matemático que representa o efeito refrigerante do fluido de corte sobre o corpo-de-prova. Por sua vez, este modelo possui várias hipóteses simplificativas (item 3.1.1) para que possa ser satisfatoriamente aplicado em uma operação de usinagem.

A escolha do material do corpo-de-prova no estado temperado e revenido deveu-se à necessidade cada vez maior de usinagem de aços-ferramenta neste estado em ferramentarias em operações de acabamento.

Para satisfazer a hipótese simplificada referente à inserção instantânea e total do calor no corpo-de-prova, foi necessário que a usinagem fosse em altas velocidades. Desta forma, optou-se por usinar toda a largura do corpo-de-prova em um único passe. Desta forma, a largura de usinagem foi definida em 18 mm.

A profundidade de usinagem foi definida em 0,1 mm seguindo-se as recomendações encontradas em catálogos do fabricante da ferramenta para operação de acabamento.

Da mesma forma, o avanço por aresta de corte foi estabelecido em 0,02 mm/aresta com base em recomendações encontradas em catálogos do fabricante da ferramenta para o mesmo tipo de operação.

Quanto à velocidade de corte, foram feitos alguns testes preliminares para a sua definição. Existia a preocupação de utilizar-se a maior velocidade de corte possível para satisfazer a hipótese simplificada citada no terceiro parágrafo deste item. No entanto, foi necessário minimizar o desgaste da ferramenta para que este não influenciasse na geração de calor. Testou-se 50, 100, 150 e 300 m/min. Optou-se pela velocidade de 150 m/min por ser relativamente elevada para o material do corpo-de-prova e estar dentro das recomendações do fabricante.

Ao longo do desenvolvimento deste trabalho foi realizada uma pesquisa no mercado de fluido de corte e na bibliografia técnica sobre

os fluidos não agressivos ao meio ambiente e ao homem. Descobriu-se que a maioria dos fabricantes de fluido passou a adotar fluidos de base vegetal. Apesar de existirem fluidos de corte miscíveis em água de base vegetal, optou-se pela não utilização destes no trabalho por não serem recomendados para este tipo de operação. Escolheu-se também trabalhar com fluidos de corte que pudessem ser utilizados na técnica MQL. Esta técnica é mais recomendada para a operação em questão.

Escolheu-se três fluidos de corte disponíveis no mercado, sendo estes: um óleo de base vegetal (Oleina), um óleo integral de base mineral (Microcorte 220 / usado como comparação) e um óleo integral de base vegetal (Biog 800).

Como descrito no item 4.1.6.3, o equipamento de MQL utilizado permite regular a vazão de óleo e de ar comprimido de forma independente. Segundo pesquisa feita entre alguns autores presentes na revisão bibliográfica (DINIZ (1999), SCHROETER et al. (2000), DÖRR et al. (2000), MACHADO et al. (2000)), observou-se que a vazão de óleo varia de 5 a 50 ml/h. Procurou-se trabalhar com duas vazões de óleo dentro da faixa usada por outros pesquisadores, escolheu-se 10 e 20 ml/h. Também foram escolhidas duas vazões de ar comprimido, sendo uma a vazão máxima fornecida pela linha (22,5 m<sup>3</sup>/h) e a outra a metade desta (11,25 m<sup>3</sup>/h). A pressão do ar comprimido na entrada do equipamento de MQL foi mantida em 6 kPa conforme recomendação do fabricante.

Uma vez definidas as vazões de óleo e de ar comprimido obteve-se quatro condições de refrigeração/lubrificação. Cada condição de refrigeração/lubrificação foi composta de uma vazão de óleo e uma vazão de ar comprimido. Foi realizado um sorteio para definir a ordem em que cada condição seria ensaiada, resultando na seguinte ordem:

- ↪ Condição 1: vazão máxima de óleo e vazão máxima de ar;
- ↪ Condição 2: vazão mínima de óleo e vazão mínima de ar;
- ↪ Condição 3: vazão mínima de óleo e vazão máxima de ar;
- ↪ Condição 4: vazão máxima de óleo e vazão mínima de ar;

Além destas condições foram utilizadas as seguintes condições de refrigeração/lubrificação como comparação:

- ↪ Condição 5: vazão máxima de ar;
- ↪ Condição 6: vazão mínima de ar;
- ↪ Condição 7: sem uso de ar comprimido e sem uso de óleo;

Os termopares foram fixados a 3mm de distância da superfície de usinagem. Assim, a cada passe de usinagem esta distância diminuía de 0,1 mm. Para evitar uma possível influência desta variação da distância, o experimento para cada óleo foi realizado em corpos-de-prova distintos e a ordem das condições 1 a 4 não foi alterada. A ordem dos óleos foi definida por sorteio sendo o primeiro o óleo de base vegetal, seguido pelo óleo integral de base vegetal e por último o óleo integral de base mineral.

A influência da distância dos bicos aspersores, do equipamento de MQL, até o corpo-de-prova foi investigada. Testou-se uma distância de 60 mm e outra de 30 mm. Observou-se que na distância de 30 mm ocorreu grande instabilidade do bico aspersor devido à força de reação do jato de ar contra o corpo-de-prova, ocasionando variação da posição do bico aspersor. Este problema não ocorreu com a distância de 60 mm. Uma distância maior que 60 mm não foi testada, pois haveria grande dispersão do jato de ar com relação a seu objetivo. Assim, optou-se pela distância de 60 mm.

### 4.3 – Procedimento para Metalografia e Medição de Microdureza

Para a confecção das amostras para metalografia e microdureza escolheu-se uma das metades dos corpos-de-prova submetidos às diversas condições de usinagem. Retiraram-se dois pequenos pedaços da região central da metade escolhida do corpo-de-prova conforme mostra a figura 4.18. Os cortes foram realizados com disco de corte em equipamento específico para este fim e com refrigeração abundante, para não afetar a microestrutura da camada usinada.

Devido à necessidade de observar a microestrutura da subsuperfície usinada e de medir microdureza nesta mesma região, montaram-se os dois pedaços da amostra de tal maneira que a superfícies usinadas dos dois pedaços fossem coladas uma contra a outra. Deste modo a região de interesse ficaria na região central da amostra, diminuindo a possibilidade de “arredondamento” da borda da amostra. A figura 4.19 mostra a seqüência de montagem da amostra.

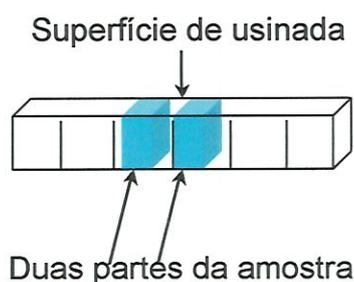


FIGURA 4.18 – Retirada das duas partes da amostra de uma metade do corpo-de-prova.

Feito o embutimento das amostras em baquelite, seguiu-se o lixamento das amostras (lixas: 80, 120, 220, 320, 400, 500, 600, 1200 e 2000) e polimento (alumina 0,3 e 0,05  $\mu\text{m}$ ). As amostras

foram atacadas com Meta Bisulfeto de Sódio ( $\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_5$ ) 10%. Este reagente tem a função de realçar a martensita presente na amostra.

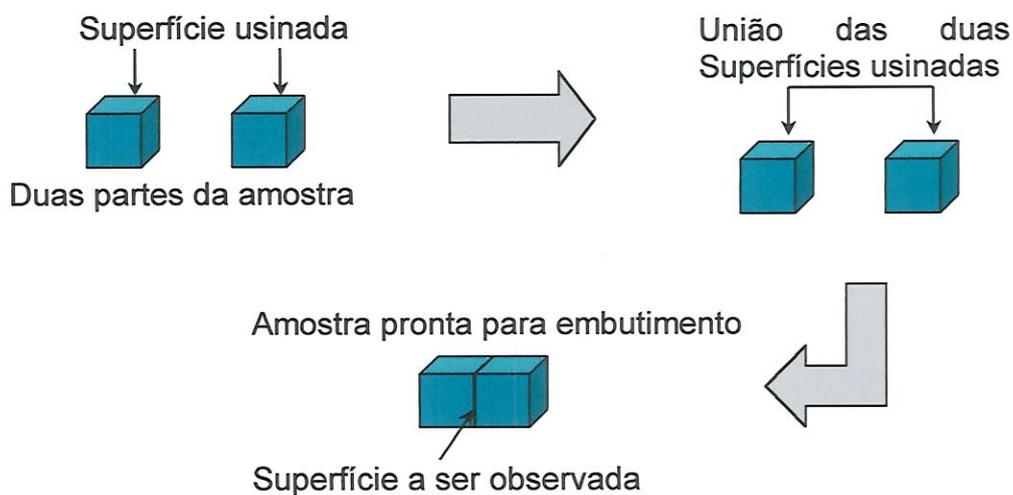


FIGURA 4.19 – Seqüência de montagem da amostra.

Para o levantamento da microdureza Vickers (Hv) foi usada uma carga pequena (25 gf) para permitir a medição o mais próximo possível da superfície usinada (microdurometro marca Buehler). Realizaram-se 3 medidas junto à superfície usinada, sendo que a distância do centro da impressão até a borda foi de aproximadamente  $8\ \mu\text{m}$ . As demais medidas, abaixo da superfície usinada foram feitas variando-se a posição da impressão longitudinalmente e transversalmente em  $27\ \mu\text{m}$ , conforme mostra a figura 4.20.

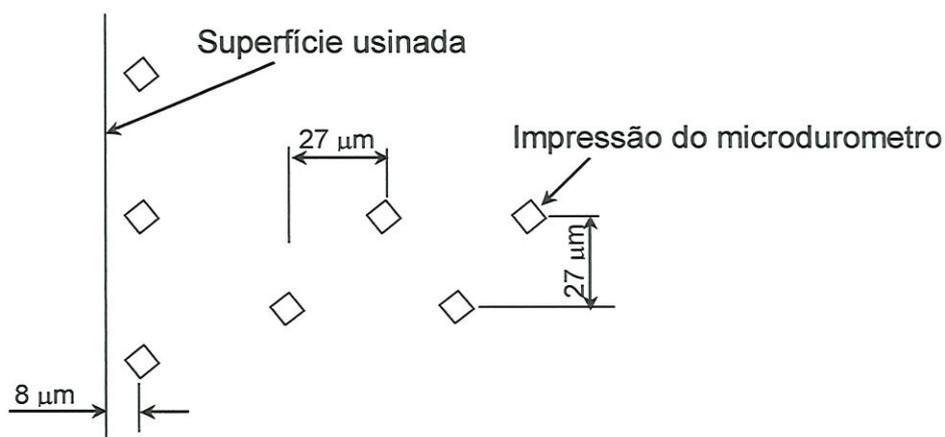


FIGURA 4.20 – Procedimento para medição de microdureza.

#### 4.4 – Metodologia para Execução de Experimentos

O procedimento de cada experimento começa com a limpeza do corpo-de-prova com benzina. Na seqüência, os termopares são fixados em uma metade do corpo-de-prova. Para prender-se, com uma certa precisão, a cabeça dos termopares à 3 mm da superfície de usinagem fez-se uso de um microscópio óptico. A mesa do microscópio possui movimento em dois eixos com uma precisão de posicionamento de 0,01 mm. Depois que os termopares foram fixados no rasgo, no espaço não preenchido pelos mesmos, foi colocada uma pasta térmica para melhorar o contato entre o corpo-de-prova e a cabeça do termopar.

Depois da fixação dos termopares, as duas metades do corpo-de-prova foram unidas e colocadas em seu dispositivo de fixação. Este por sua vez foi preso sobre o dinamômetro. Quando o banco de ensaio foi montado na mesa da máquina-ferramenta, passou-se um relógio apalpador sobre o corpo-de-prova para evitar erros de paralelismo entre o corpo-de-prova e a ferramenta ao longo do eixo longitudinal de usinagem.

Um programa CNC foi escrito para execução da usinagem com os parâmetros de usinagem definidos no item 4.2. A única alteração no programa CNC foi o incremento de 0,1 mm na profundidade de usinagem entre um passe e outro.

Antes do início da experimentação foram definidos valores de ganho para cada eixo do dinamômetro com base em ensaios preliminares.

O procedimento base para a usinagem e aquisição de dados começava com o acionamento do programa de aquisição, do amplificador do dinamômetro e liberação da máquina-ferramenta para executar a usinagem. Terminada a usinagem, o programa de aquisição era parado e o amplificador do dinamômetro colocado em

“reset”. Este procedimento foi usado para a usinagem sem fluido. Antes de um novo experimento, a temperatura da máquina-ferramenta, do corpo-de-prova e do fluido de corte deveriam estar em equilíbrio.

Os dados adquiridos durante cada experimentação foram gravados para posterior análise em uma rotina computacional, feita em Matlab, especialmente escrita para este fim. Também eram anotadas algumas variáveis relativas a cada experimento, as quais seriam úteis no tratamento dos dados.

Para o caso do uso do ar comprimido ou da técnica MQL basta incluir o acionamento do equipamento MQL antes do acionamento da máquina-ferramenta e seu desligamento logo depois do fim da aquisição.

Quando utilizando a técnica MQL, era necessário regular a vazão de óleo e de ar comprimido. Para regular a vazão de óleo partia-se de um ajuste aproximado para a vazão desejada. Com a ajuda de uma proveta media-se o volume de óleo em um intervalo de tempo determinado (30 minutos). O refinamento do ajuste era feito quantas vezes fosse necessário até conseguir-se a vazão desejada. Este procedimento era feito para um bico aspersor e repetido no outro. O ajuste para a vazão do ar comprimido consistia na abertura de duas válvulas de saída de ar (uma para cada bico aspersor) no equipamento MQL e a leitura da vazão era feita no rotâmetro. Desta maneira a regulagem do ar foi feita para os dois bicos simultaneamente.

## 5 – Resultados e Discussões

Este capítulo foi dividido em 4 partes, sendo que a primeira trata da avaliação da resposta do banco de ensaio e do modelo proposto; a segunda parte diz respeito ao segundo objetivo deste trabalho que trata da avaliação de fluidos de corte; a terceira parte envolve o estudo metalográfico dos corpos-de-prova depois da usinagem e avaliação da microdureza; a última parte faz algumas considerações sobre a usinagem HSC (High Speed Cutting) baseadas na temperatura do corpo-de-prova e na rugosidade superficial do mesmo.

Iniciar-se-á com a análise dos dados de temperatura. A figura 5.1 mostra as curvas de temperatura obtidas para cada termopar durante a usinagem do corpo-de-prova. O termopar T0 (legenda da figura 5.1) encontra-se mais próximo do início da usinagem, seguido de T1, T2, T3 e finalmente por T4 (sendo este o termopar que registra a temperatura do final da usinagem).

Nota-se que cada termopar tem um comportamento distinto. Percebe-se que os dois termopares mais próximos das pontas do corpo-de-prova apresentam temperaturas mais baixas que os três termopares centrais. Este comportamento pode ser explicado em parte pela menor geração de calor nas pontas do corpo-de-prova, pois a fresa inicia cortando progressivamente até que atinge toda a largura do corpo-de-prova. Ao longo do corpo-de-prova, além das placas de amianto foi usada uma manta isolante a base de sílica sob o corpo-de-prova. Este comportamento repete-se para todos os casos

estudados. Salienta-se que o aspecto do gráfico repete-se em todos os experimentos. No entanto, os valores de temperatura de cada termopar dependem das condições de refrigeração/lubrificação e dos parâmetros de usinagem.

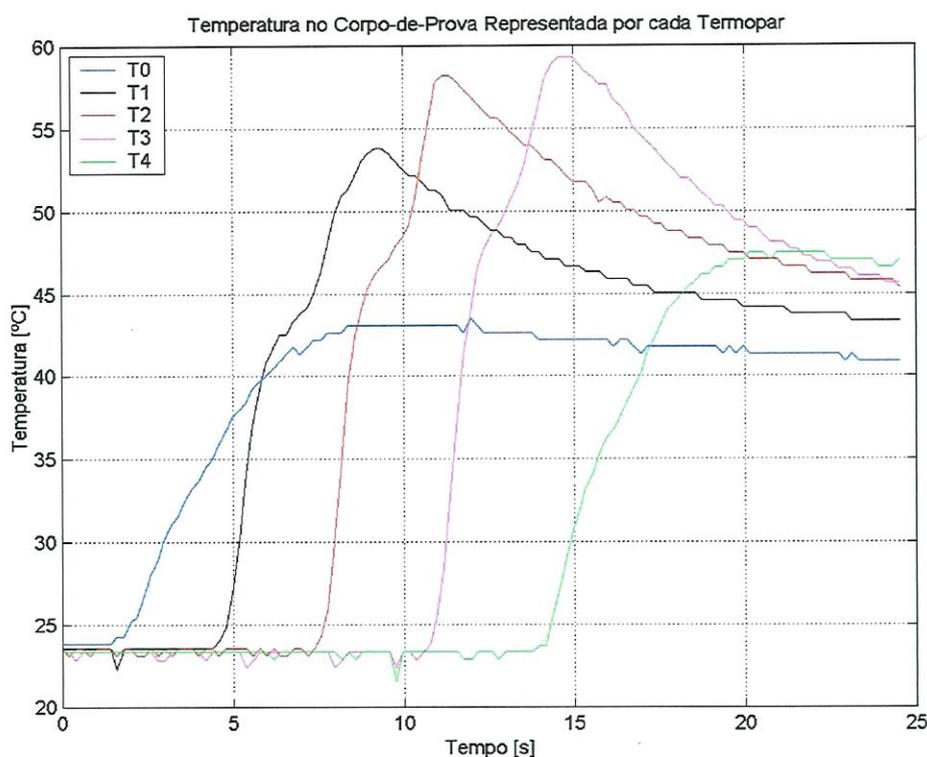


FIGURA 5.1 – Temperatura do corpo-de-prova representada por 5 termopares.

A temperatura que alimenta o modelo proposto é temperatura média do corpo-de-prova. Assim, construiu-se um gráfico com a temperatura média dos 5 termopares, figura 5.2. O uso de 5 termopares para encontrar uma temperatura média do corpo-de-prova mostrou-se adequada, pois propicia um histórico detalhado da temperatura do corpo-de-prova ao longo da usinagem. Na realidade um número maior de termopares traria um histórico ainda melhor, no entanto, como o modelo proposto é unidimensional este número de termopares foi considerado suficiente.

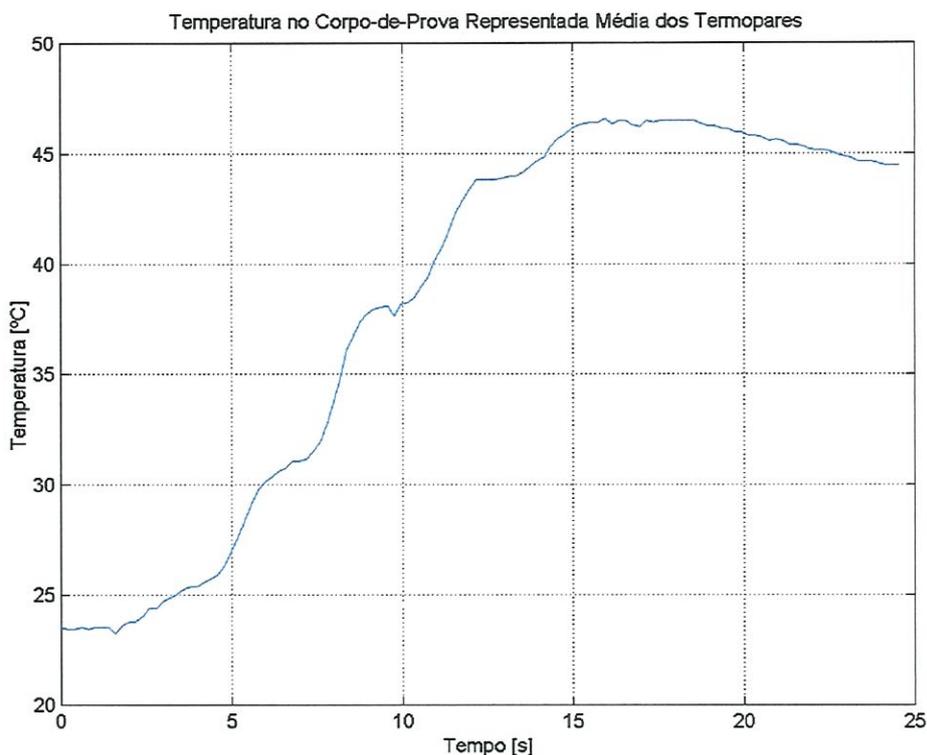


FIGURA 5.2 – Temperatura média do corpo-de-prova

O modelo proposto prevê a resposta imediata da temperatura assim que o fluxo de calor é introduzido no corpo-de-prova (modelo degrau). Além disso, com a retirada do fluxo de calor a temperatura média começa a diminuir, devido à perda por convecção com o ar circundante e, neste caso, o modelo perde sua aplicação. Deste modo, o gráfico de temperatura média, como o da figura 5.2 deve ser adequado ao modelo. Desta forma, foi necessário escolher intervalo adequado ao modelo proposto. A figura 5.3 mostra o intervalo de interesse extraído da curva da figura 5.2. Os dados da figura 5.3 foram utilizados para o ajuste do modelo.

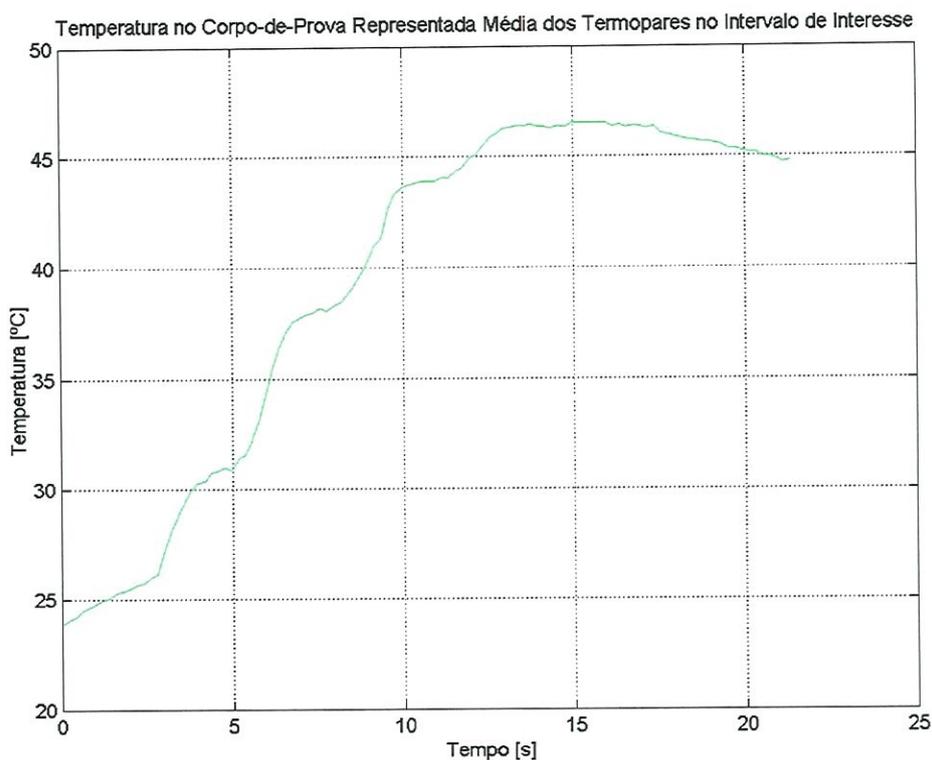


FIGURA 5.3 – Temperatura média no intervalo de interesse.

Com o fluxo de calor ( $q''$ ) e o coeficiente de transmissão de calor ( $h$ ) estimados, através de uma rotina computacional, torna-se possível ajustar uma curva de temperatura média do corpo-de-prova utilizando a equação do modelo (equação 3.6) e compará-la aos dados experimentais, figura 5.4. Para verificar quão distante a curva calculada está da curva experimental utilizou-se o  $R^2$  que é chamado de coeficiente de determinação do modelo (NETO et al., 2001). O valor de  $R^2$  igual a 1 significa que a curva calculada ajusta-se perfeitamente na curva experimental. Quanto menor o valor de  $R^2$  pior o ajuste entre as curvas. No caso deste exemplo  $R^2$  foi igual a 0,7846.

Com os valores de  $q''$  e  $h$  conhecidos, pode-se calcular a Energia Acumulada (EA) no corpo-de-prova (equação 3.7), conforme foi descrito no capítulo 3. Ao longo deste capítulo serão omitidos os gráficos de temperatura e serão apresentados os dados referentes a EA, pois esta contém a combinação de  $q''$  e  $h$ . No apêndice D foram

incluídos todos os gráficos que mostram a curva de temperatura média experimental e a curva de temperatura média calculada, juntamente com o respectivo  $R^2$ .

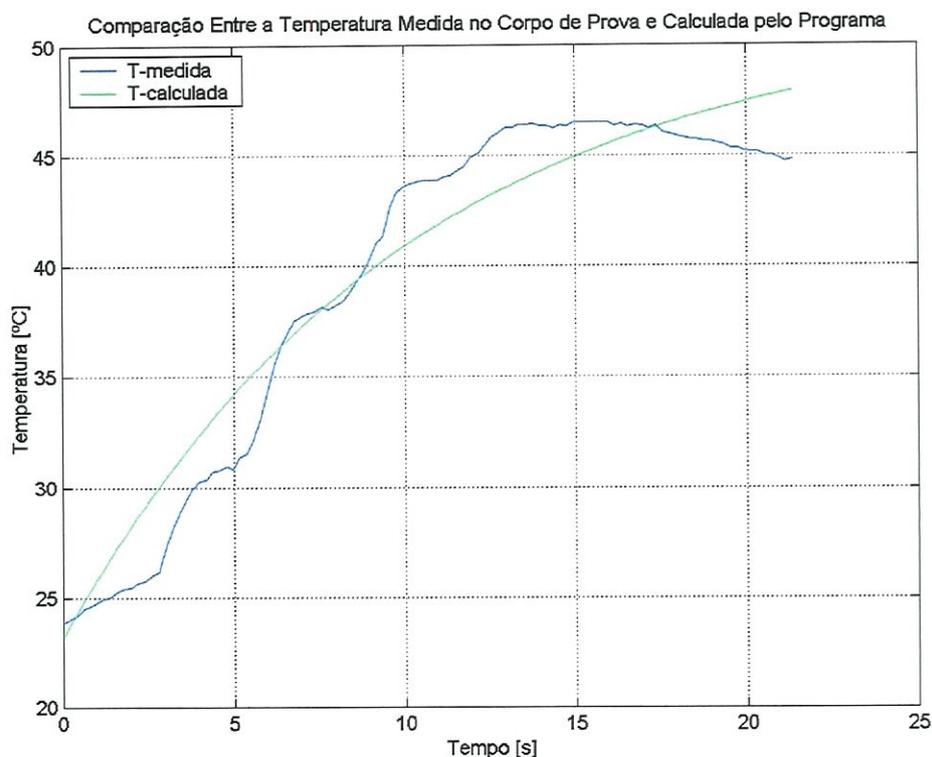


FIGURA 5.4 – Comparação entre a temperatura média experimental e a temperatura média calculada.

Como apresentado no capítulo 3, das componentes de força medidas pelo dinamômetro, tem-se interesse apenas na força da direção Y (FY). A figura 5.5 mostra o comportamento de FY durante a usinagem. Observa-se que a força aumenta a medida em que a área de corte entre a fresa e o corpo-de-prova aumenta. Ao longo da usinagem a força oscila em torno de um valor médio (esta oscilação deve-se ao corte intermitente característico do processo de fresamento). No fim da usinagem nota-se que a força se reduz à medida que a fresa diminui sua área de corte. Na parte final do gráfico, onde a força oscila ligeiramente próximo de 0, a fresa não está cortando material, apenas atritando sua parte posterior.

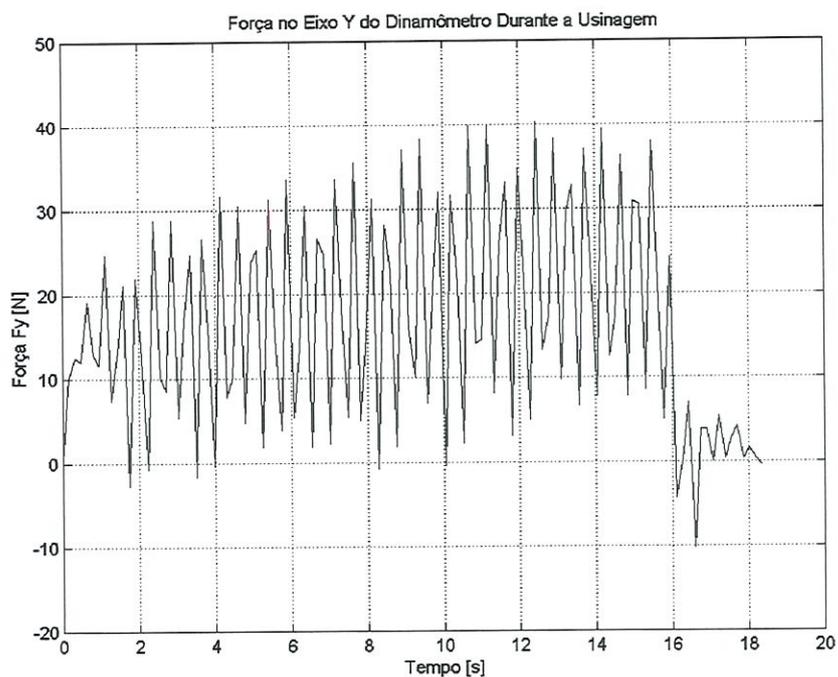


FIGURA 5.5 – Comportamento da força FY durante a usinagem.

A figura 5.6 apresenta o comportamento do momento torsor durante a usinagem.



FIGURA 5.6 – Comportamento do momento torsor durante a usinagem

Com FY e MZ pode-se calcular a Energia de Usinagem (EU) para cada experimento (equação 3.12), conforme foi mostrado no capítulo 3. Ao longo deste capítulo serão omitidos os gráficos de FY e do momento tursor e serão apresentados aos dados referentes à Energia de Usinagem.

Com EA e EU determinados pode-se encontrar o Índice de Classificação dos fluidos ( $I_{Class}$ ), através da equação 3.1. O apêndice E contém todos os valores de EU, EA e  $I_{Class}$  apresentados neste trabalho.

## **5.1 – Avaliação do Banco de Ensaio e do Modelo Proposto sob Variáveis Envolvidas na Experimentação**

Antes da realização dos experimentos com os fluidos de corte, foram realizados alguns experimentos com o intuito de verificar a sensibilidade do banco de ensaios com relação às variáveis ligadas à medição de temperatura, aos parâmetros de usinagem e à posição dos bicos aspersores.

### **5.1.1 – Avaliação da Medição de Temperatura**

Procurou-se verificar se o sinal dos termopares seria influenciado por ruídos elétricos provenientes da máquina-ferramenta. Um corpo-de-prova foi montado em seu dispositivo de fixação com os 5 termopares em uma bancada e como fonte de calor foi usado um resistor com potência nominal de 5W. O resistor foi fixado sobre a superfície de usinagem e posicionado sobre o terceiro termopar. A mesma manta a base de sílica usada para isolar o corpo-de-prova do dispositivo de fixação foi utilizada para isolar o resistor e

a parte do corpo-de-prova fora do dispositivo de fixação do meio externo.

A figura 5.7 mostra o comportamento da temperatura ao longo do tempo.

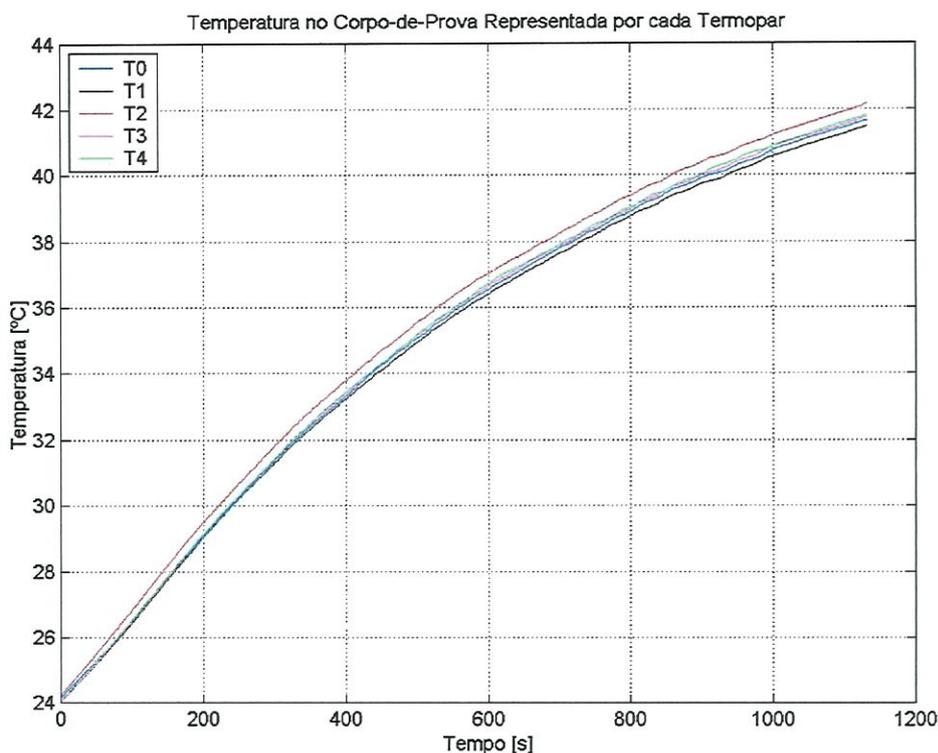


FIGURA 5.7 – Comportamento da temperatura usando um resistor como fonte de calor.

Observa-se na figura 5.7 que o termopar T2 registra uma temperatura ligeiramente acima dos demais, isto já era esperado, pois o resistor foi posicionado sobre o mesmo. Para o cálculo da potência do resistor foram medidas a tensão (22,1 V) e a corrente elétrica (0,21867 A) o que resulta em uma potência efetiva de 4,83 W. A figura 5.8 mostra a curva da temperatura média experimental e a curva da temperatura média calculada.

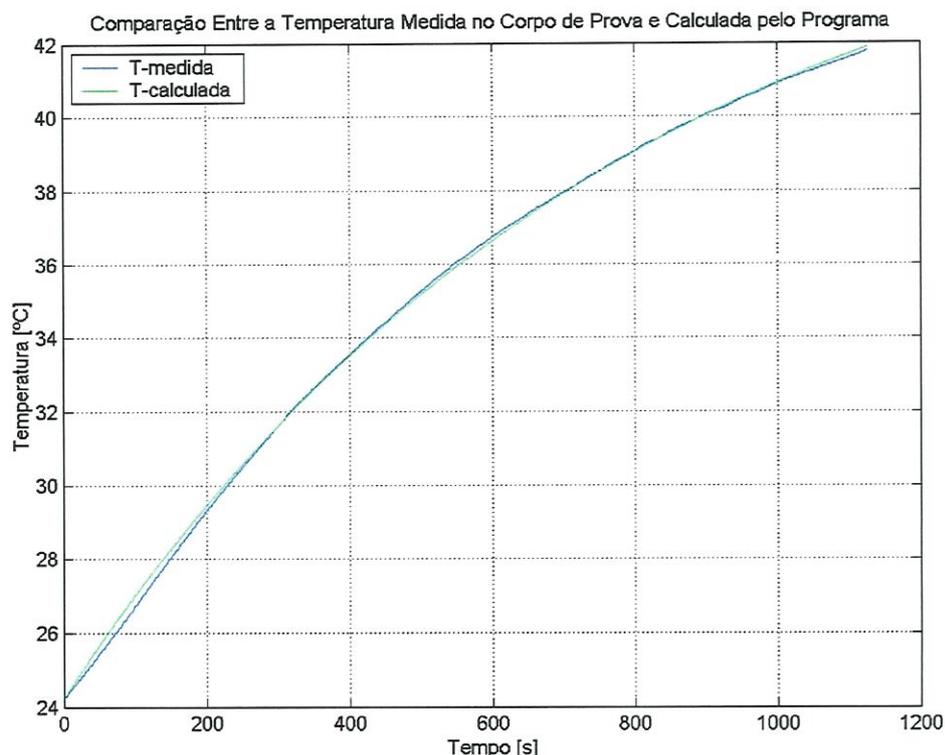


FIGURA 5.8 – Comparação entre a temperatura média experimental e temperatura média calculada para um resistor como fonte de calor.

Visualmente percebe-se que o ajuste entre as duas curvas foi bom, o que foi confirmado por um  $R^2$  igual a 0,9760. A energia liberada pelo resistor foi de 5.433,75 J e a energia acumulada no corpo-de-prova foi de 2.392,84 J.

### 5.1.2 – Variação da Profundidade de Usinagem

Procurou-se verificar qual o possível efeito da temperatura sobre a superfície recém usinada, quanto a erros de forma, mais especificamente de paralelismo. Para tanto, usinou-se o corpo-de-prova com velocidade de corte 150 m/min, avanço por aresta 0,02 mm e profundidade de usinagem 0,1 mm. Averiguou-se o paralelismo através da passagem de um relógio comparador (milesimal)

longitudinalmente sobre a superfície usinada. A figura 5.9 mostra o perfil obtido.

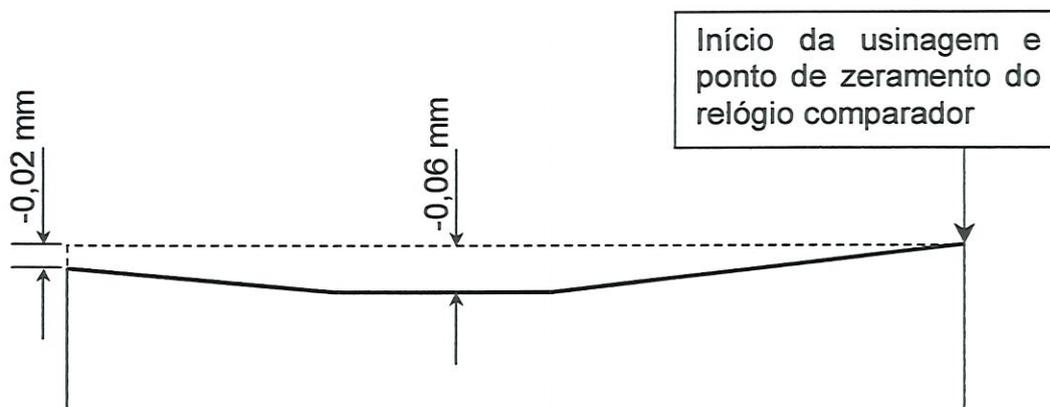
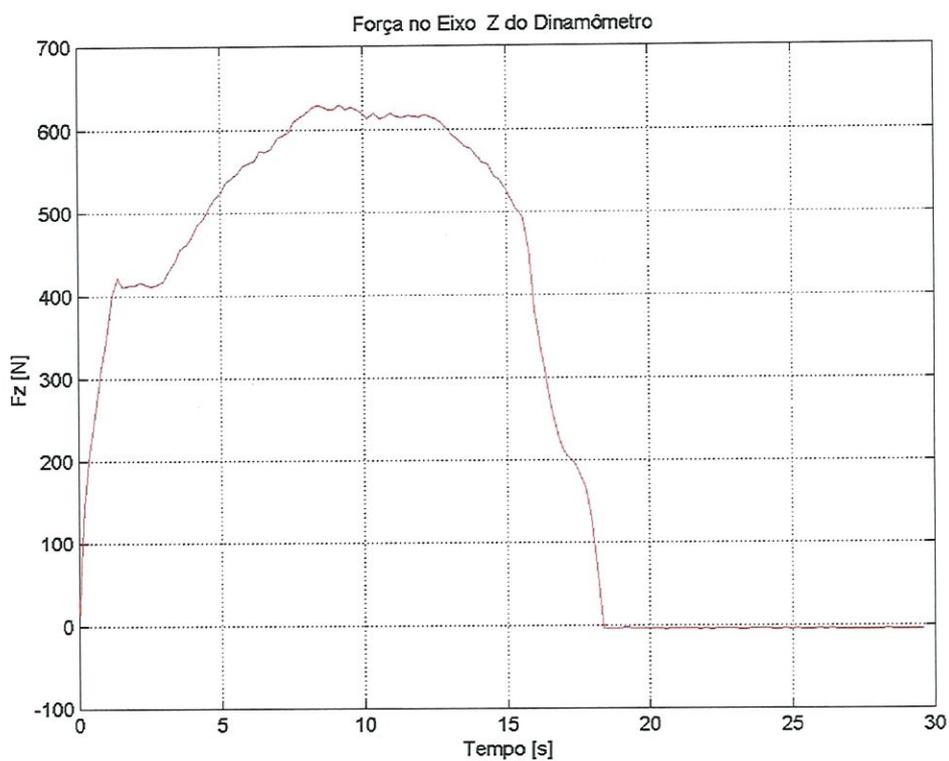
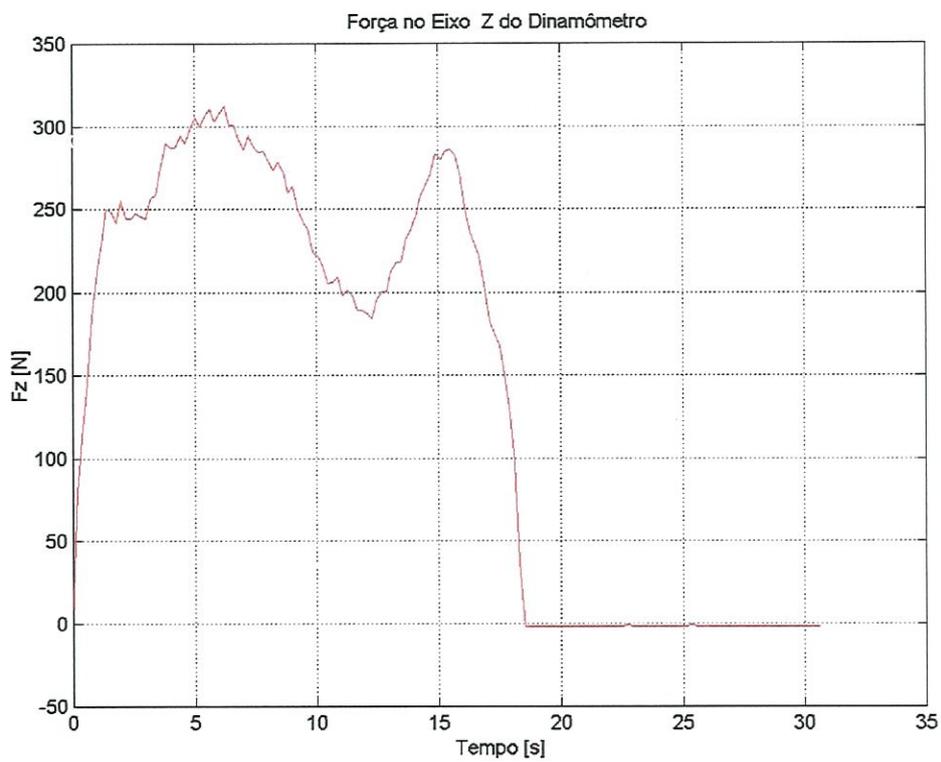


FIGURA 5.9 - Erro de paralelismo no corpo-de-prova encontrado após um experimento.

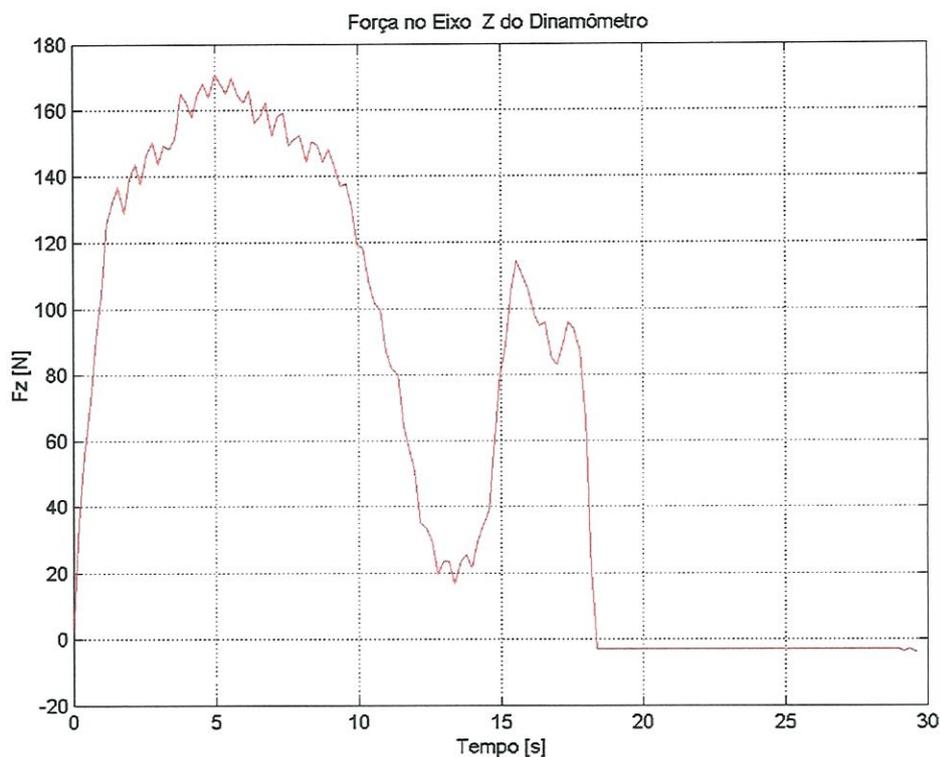
Na figura 5.9 a linha tracejada representa o perfil esperado e a linha em negrito o perfil encontrado. Isto ocorreu, em consequência da variação da profundidade de usinagem durante o corte. Esta variação ocorreu devido à dilatação do corpo-de-prova com o aumento da temperatura. Confirma-se esse efeito observando-se que o valor da força FZ aumenta à medida que a fresa caminha, devido ao aumento da profundidade de usinagem. Foi realizada uma série de experimentos em que variou-se a profundidade de usinagem (0,100; 0,050; 0,025; 0,012; 0,006 e 0,002 mm) para descobrir quais os reflexos em FZ. A velocidade de corte foi de 150 m/min e o avanço de 0,02 mm/aresta. O resultados mostrados na figura 5.10 foram para as profundidades de usinagem de 0,100; 0,025 e 0,006 mm, pois apresentam as alterações em FZ.



(a)



(b)



(c)

FIGURA 5.10 – Efeito da diminuição da profundidade de usinagem na força FZ. (a)  $a_p = 0,1$  mm; (b)  $a_p = 0,025$  mm; (c)  $a_p = 0,006$  mm.

A figura 5.10a mostra o gráfico de FZ ao longo da usinagem. Longo no início do gráfico a força aumenta rapidamente. Este trecho corresponde ao período em que a fresa toca o corpo-de-prova até alcançar a largura de usinagem total (largura do corpo-de-prova). Neste período a força cresce porque aumenta a área de contato entre o topo da fresa e o corpo-de-prova. Na seqüência observa-se uma pequena estabilização da força, estabilização esta que deveria permanecer até o início da saída da fresa (quando a área de contato entre a fresa e o corpo-de-prova começaria a diminuir). Na realidade o que aconteceu foi um novo crescimento da força, isto significa que a profundidade de usinagem aumentou. Quando a força chegou em seu valor máximo ocorreu uma nova estabilização, neste ponto provavelmente o corpo-de-prova parou de dilatar. Na seqüência a força começou a diminuir passando por uma pequena oscilação e

finalmente retornando a zero no fim da usinagem. A força diminuiu provavelmente devido a maior perda de calor do corpo-de-prova próximo ao fim do mesmo, diminuindo a dilatação (nos dois extremos do corpo-de-prova existem as áreas do topo que estavam isoladas com placas de amianto. No entanto, o isolamento parece não ser satisfatório nessas regiões).

Ainda nesta mesma condição de usinagem pode-se fazer uma análise do gráfico de temperatura da figura 5.1 onde se nota que o primeiro termopar registra a temperatura mais baixa, os 3 termopares seguintes registram temperaturas maiores e crescentes e o último registra uma temperatura menor que os 3 anteriores e maior que o primeiro. Isto corrobora, a possibilidade de que o corpo-de-prova tenha dilatado continuamente até um patamar (região onde os termopares registram as temperaturas máximas) e depois a dilatação regrediu até o fim da usinagem (o último termopar mostra que a temperatura era menor no final do corpo-de-prova em relação à parte central deste e que ainda sim era maior que no início do mesmo).

Para o experimento onde a profundidade de usinagem foi de 0,050 mm o gráfico de FZ foi muito semelhante ao gráfico da figura 5.10a. A diferença foi o valor máximo da força que ficou pouco abaixo de 500 N.

Para a profundidade de usinagem de 0,025 mm, figura 5.10b, observa-se que existe uma queda na força no mesmo trecho em que a força era máxima na figura 5.10a. Isto significa que a profundidade de usinagem não aumentou tanto como nos experimentos anteriores. Observa-se também que o valor máximo da força diminuiu.

Com 0,012 mm de profundidade de usinagem o valor máximo da força ficou ligeiramente acima em relação à profundidade de usinagem anterior. A diferença para figura 5.10b foi a queda da força logo no início da usinagem, a força no centro do corpo-de-prova permaneceu baixa em relação a força no final da usinagem.

A figura 5.10c mostra o gráfico da força para a profundidade de 0,006 mm. Nota-se que a variação na espessura do material a ser removido persiste. O gráfico da força indica que existia maior quantidade de material no início da usinagem, menor na região central do corpo-de-prova e uma quantidade intermediária no fim da usinagem.

Para a profundidade de 0,002 mm o gráfico da figura 5.10c repete-se com um valor máximo de força de 100 N e a região onde havia menor quantidade de material simplesmente não ocorreu registro de força.

Baseando-se nos experimentos com a profundidade de usinagem decrescente pôde-se confirmar que depois da usinagem do corpo-de-prova com velocidade de corte de 150 m/min, avanço de 0,02 mm/aresta e profundidade de usinagem de 0,1 mm ocorreu o erro de paralelismo da figura 5.9. Desta forma, fica claro que a profundidade de usinagem varia ao longo do fresamento, devido à dilatação do corpo de provas. Somado a este fator existe ainda a possibilidade de flexão do corpo-de-prova, formando uma “barriga” na parte central do mesmo, devido a diferença de temperatura entre a superfície usinada e a superfície oposta a esta. Esta flexão pode contribuir para a falta de paralelismo e conseqüente variação na profundidade de usinagem. Esses fatores devem ser levados em conta durante a análise dos resultados encontrados à frente.

### **5.1.3 – Velocidade de corte**

Foram realizados alguns experimentos variando-se a velocidade de corte, sem fluido de corte para verificar a resposta do banco de ensaio e do modelo proposto. Os parâmetros de comparação foram a Energia de Usinagem (EU), a Energia Acumulada no corpo-de-prova

(EA) e o Índice de Classificação dos fluidos de corte ( $I_{Class}$ ). Este índice foi utilizado nesta condição de lubrificação/refrigeração para levantar seu valor em casos de convecção natural.

As velocidades de corte ( $v_c$ ) usadas foram 50, 100, 150 e 300 m/min, com avanço por aresta ( $f_z$ ) de 0,02 mm e profundidade de usinagem ( $a_p$ ) de 0,1 mm. A figura 5.11 apresenta os resultados destes experimentos.

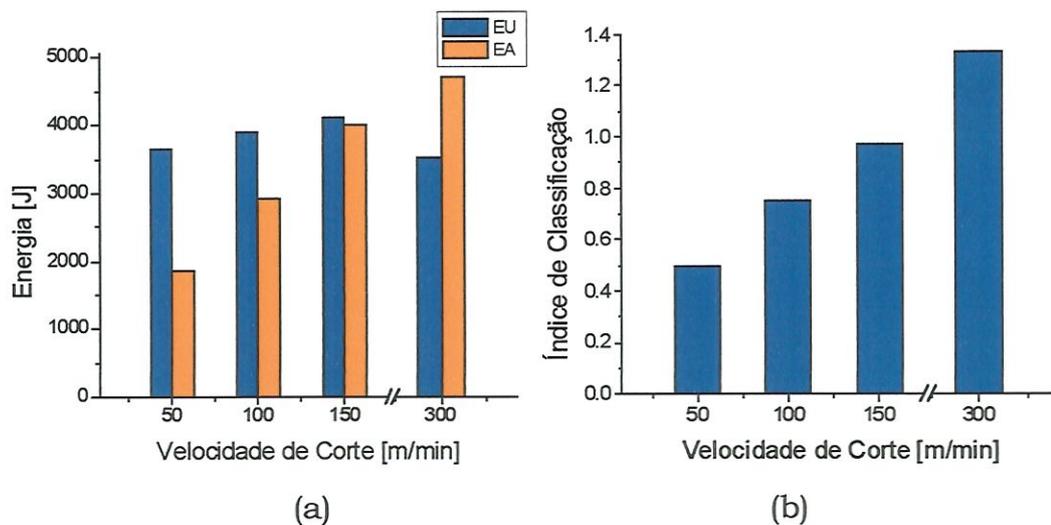


FIGURA 5.11 – (a) Comparação entre EU e EA com a variação da velocidade de corte; (b) Influência da velocidade de corte no  $I_{Class}$ .

Na figura 5.11a observa-se que EU tem uma tendência de crescimento para as 3 primeiras velocidades. Estes resultados demonstram que existe uma pequena influência da velocidade de corte no aumento das forças de usinagem para aços-ferramenta endurecidos. Segundo a literatura, deveria ocorrer o contrário, isto é, com o aumento da velocidade de corte, as forças deveriam ter uma ligeira redução (DINIZ et al., 1999a) (MACHADO et al., 1999). A explicação para o aumento da força pode estar relacionado ao item anterior (5.1.2) onde foi verificada a variação da profundidade de usinagem durante o corte. Isto significa que a profundidade de usinagem aumentou com o crescimento da velocidade de corte,

aumentando a área de material a ser removida e conseqüentemente as forças de usinagem.

Para a velocidade de 300 m/min a EU diminuiu, isto se deve provavelmente, à redução na tensão de cisalhamento do material do corpo-de-prova em decorrência do aumento da temperatura na região de formação de cavacos. Isso foi detectado pelo contínuo aumento da temperatura média do corpo-de-prova e da EA, nessa condição.

A EA manteve a tendência de crescimento com o aumento da velocidade de corte, pois a velocidade de corte tem forte influência sobre a geração de calor.

Na figura 5.11 b observa-se que  $I_{Class}$  cresce com o aumento da velocidade. Isto significa que, com o aumento da velocidade, maior foi a parcela da EU que ficou armazenada no corpo-de-prova. Para a velocidade de 150 m/min uma boa parcela da EU foi medida na forma de EA no corpo-de-prova, ou seja,  $I_{Class}$  próximo de 1. Para o caso da velocidade de corte de 300 m/min, observa-se que EU interrompeu a tendência de crescimento e diminuiu (devido à redução na tensão de cisalhamento). No entanto, EA continuou a tendência de crescimento, uma vez que EA tem ligação direta com o aumento da temperatura no corpo-de-prova e esta é dependente da velocidade de corte.

Outro aspecto a ser considerado na variação de EA é velocidade em que o calor é introduzido no corpo-de-prova. Com o aumento da velocidade de corte o calor também é colocado mais rapidamente no corpo-de prova. Como a troca de calor com o meio é feita através da convecção natural para todas as velocidades, pode-se considerar semelhante para as mesmas. Assim, com o aumento da velocidade de corte ocorrerá um maior acúmulo de energia no corpo-de-prova, pois a troca de calor por convecção natural não cresce proporcionalmente. Este acúmulo de energia é observado através do aumento da temperatura do corpo-de-prova, que por sua vez, reflete-se em EA.

### 5.1.4 – Profundidade de Usinagem

Procurou-se averiguar a resposta do banco de ensaio e do modelo proposto com a variação da profundidade de usinagem. Os parâmetros de comparação novamente foram a Energia de Usinagem (EU), a Energia Acumulada no corpo-de-prova (EA) e o Índice de Classificação dos fluidos de corte ( $I_{Class}$ ). Neste caso, utilizou-se ar comprimido sem óleo como condição de lubrificação/refrigeração, no intuito de conhecer o valor do índice para a convecção forçada sem o uso de óleo. As vazões de ar comprimido utilizadas foram  $11,25 \text{ m}^3/\text{h}$  e  $22,5 \text{ m}^3/\text{h}$ . A condição de convecção natural foi usada para comparação (sem ar comprimido).

As profundidades de usinagem ( $a_p$ ) estudadas foram 0,1 e 0,25 mm, com avanço por aresta ( $f_z$ ) de 0,02 mm e velocidade de corte ( $v_c$ ) de 150 m/min.

A figura 5.12 apresenta os resultados para a condição de convecção natural.

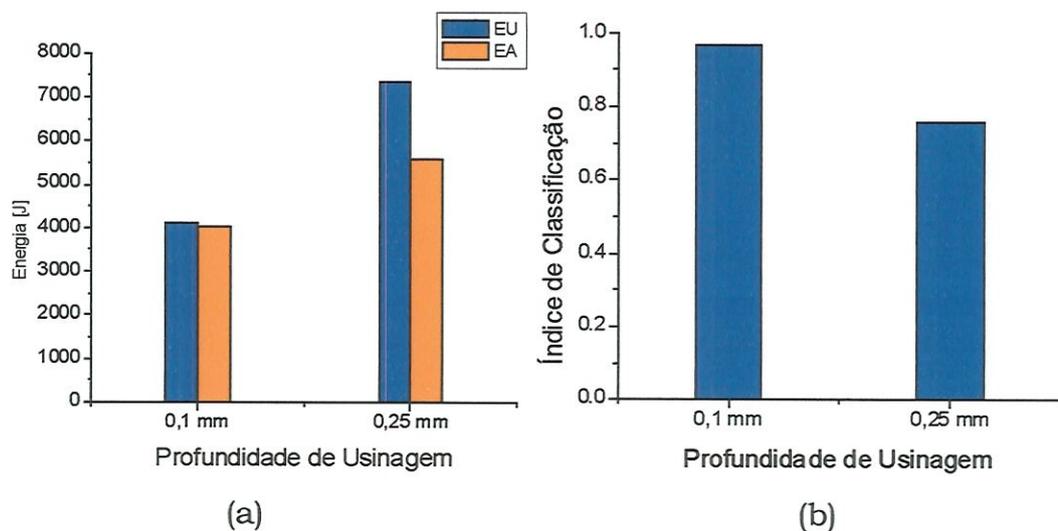


FIGURA 5.12 – Convecção natural (a) Comparação entre EU e EA com a variação da profundidade de usinagem; (b) Influência da profundidade de usinagem no  $I_{Class}$ .

Da figura 5.12a observa-se que tanto EU com EA cresceram com o aumento da profundidade de usinagem. Entretanto EU apresentou maior sensibilidade ao aumento da profundidade de usinagem do que EA. Isto refletiu no  $I_{class}$ , figura 5.12b, levando a um valor menor do índice para a profundidade de 0,25 quando comparado com  $a_p$  de 0,1.

Para a vazão de ar comprimido de  $11,25 \text{ m}^3/\text{h}$  os resultados são apresentados na figura 5.13.

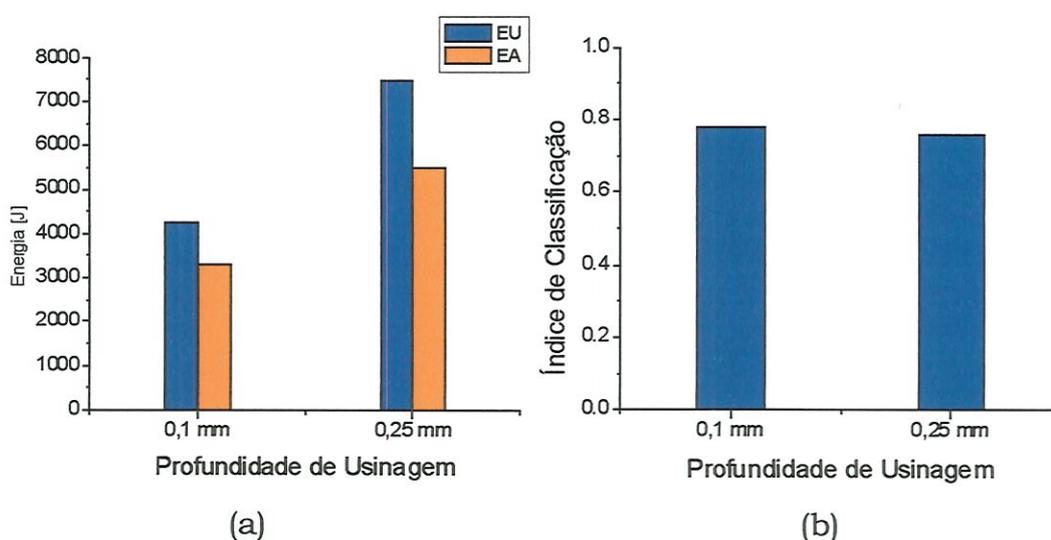


FIGURA 5.13 – Ar comprimido  $11,25 \text{ m}^3/\text{h}$  (a) Comparação entre EU e EA com a variação da profundidade de usinagem; (b) Influência da profundidade de usinagem no  $I_{class}$ .

Como no caso da convecção natural, o crescimento na profundidade de usinagem aumentou EU e EA, figura 5.13a. Entretanto, este aumento foi proporcional, ou seja, EU e EA aumentaram praticamente na mesma proporção, pois  $I_{class}$  para  $a_p$  de 0,1 e 0,25 mm são praticamente iguais. Isso mostra indícios de que esta condição de refrigeração/lubrificação (convecção forçada) tem influência sobre EA. Comparando-se as figuras 5.12a e 5.13a para  $a_p$  igual a 0,1 mm, nota-se que EA diminuiu na figura 5.13a e EU permaneceu praticamente inalterado. Fazendo a mesma comparação para  $a_p$  igual a 0,25 mm não se notou mudanças significativas.

Os resultados para a condição de refrigeração/lubrificação de ar comprimido com vazão de  $22,5 \text{ m}^3/\text{h}$  estão na figura 5.14.

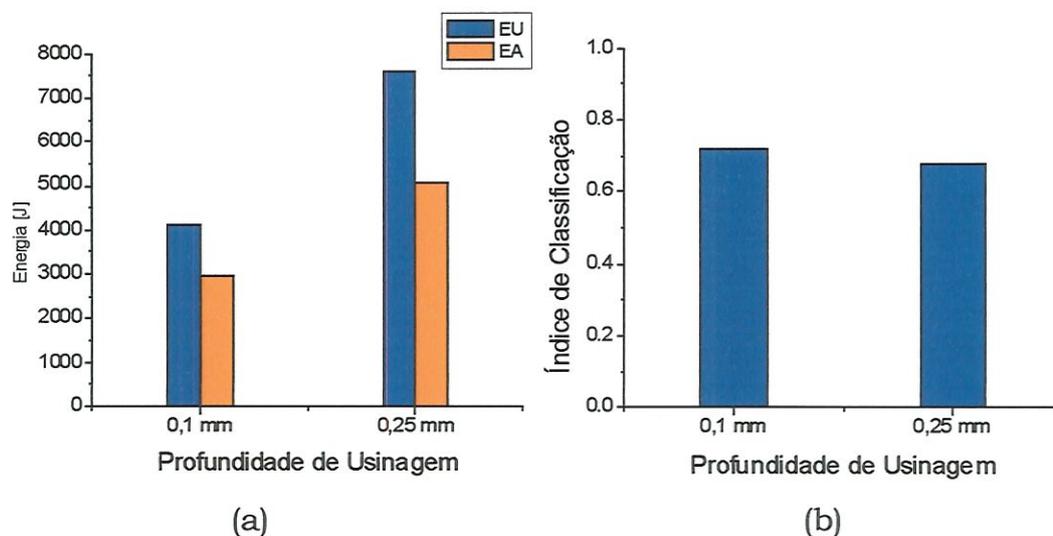


FIGURA 5.14 – Ar comprimido  $22,5 \text{ m}^3/\text{h}$  (a) Comparação entre EU e EA com a variação da profundidade de usinagem; (b) Influência da profundidade de usinagem no  $I_{\text{Class}}$ .

Para esta condição de convecção forçada ( $22,5 \text{ m}^3/\text{h}$ ), EU e EA também cresceram quando  $a_p$  aumentou de 0,1 para 0,25 mm, figura 5.14a. EA cresceu com uma intensidade ligeiramente menor que EU, como reflexo tem-se um  $I_{\text{Class}}$  ligeiramente menor para a profundidade de usinagem de 0,25 mm.

Para estabelecer-se valores numéricos para a comparação entre as diversas condições de refrigeração testadas, faz-se uma análise de variância para verificar a influência da profundidade de usinagem sobre EU e EA. Encontrou-se que, estatisticamente, a profundidade de usinagem influencia a EU e a EA dentro das condições de refrigeração testadas, com confiabilidade de 95%. As Tabelas F.1 e F.2 (apêndice F) contém os quadros da ANOVA com os dados da análise de variância. Os quadros da ANOVA foram construídos segundo a referência CARPINETTI (2000).

### 5.1.5 – Posição dos Bicos de Aspersão

Procurou-se verificar se existia influência da posição dos bicos aspersores em relação ao corpo-de-prova nos parâmetros de avaliação dos fluidos (Energia de Usinagem (EU), Energia Acumulada no corpo-de-prova (EA) e o Índice de Classificação dos fluidos de corte ( $I_{Class}$ )). A condição de refrigeração/lubrificação testada foi a máxima vazão de ar comprimido ( $22,5 \text{ m}^3/\text{h}$ ) e a máxima vazão de óleo ( $20\text{ml}/\text{h}$ ). Os resultados encontrados estão na figura 5.15.

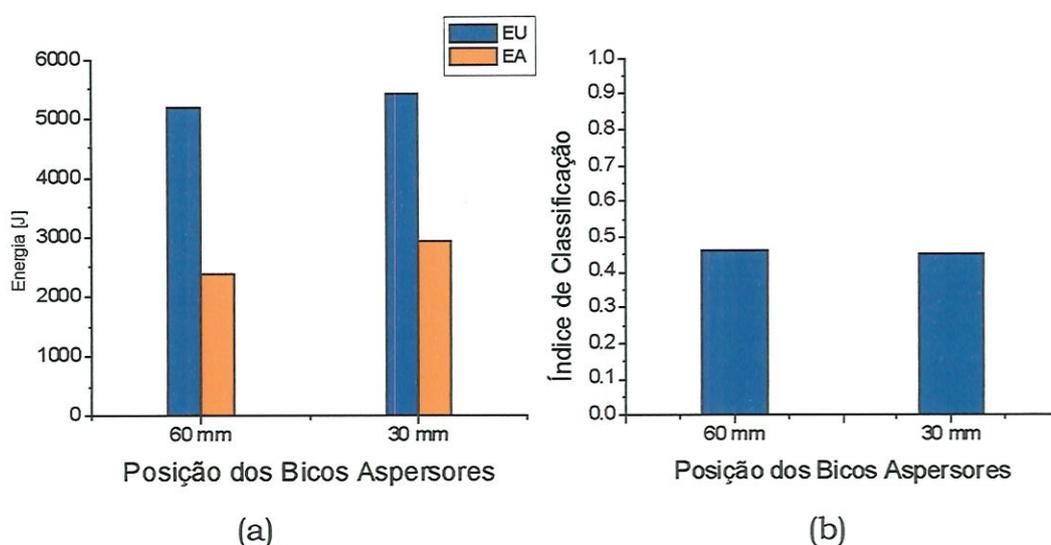


FIGURA 5.15 – (a) Comparação entre EU e EA com a variação da posição dos bicos aspersores; (b) Influência da posição dos bicos aspersores no  $I_{Class}$ .

A figura 5.15a mostra que ocorreu um ligeiro crescimento proporcional de EU e EA quando a posição dos bicos aspersores foi reduzida de 60 para 30 mm em relação ao corpo-de-prova. Esperava-se uma redução de EA com a aproximação dos bicos aspersores, no entanto, com a aproximação o jato de névoa sua área de atuação sobre o corpo-de-prova reduziu-se. Desta forma, a capacidade da névoa de remover calor diminuiu. No entanto, a figura 5.15b mostra que o impacto desta variação sobre  $I_{Class}$  foi insignificante.

## 5.2 – Ensaios com Lubrificação/Refrigeração

Neste item procura-se verificar a influência das várias condições de refrigeração/lubrificação (com e sem óleo) na Energia de Usinagem (EU), na Energia Acumulada no corpo-de-prova (EA) e no Índice de Classificação dos fluidos de corte ( $I_{Class}$ ).

### 5.2.1 – Resultados com Ar Comprimido e sem Fluido de Corte

O intuito deste item foi estudar como se comportariam os parâmetros de comparação em situações de convecção natural e forçada sem óleo (ar comprimido 11,25 e 22,5 m<sup>3</sup>/h) para uma mesma condição de usinagem.

A primeira condição de usinagem estudada foi  $v_c = 150\text{m/min}$ ,  $f_z = 0,02\text{ mm}$  e  $a_p = 0,1\text{ mm}$ . A figura 5.16 contém os resultados para esta condição.

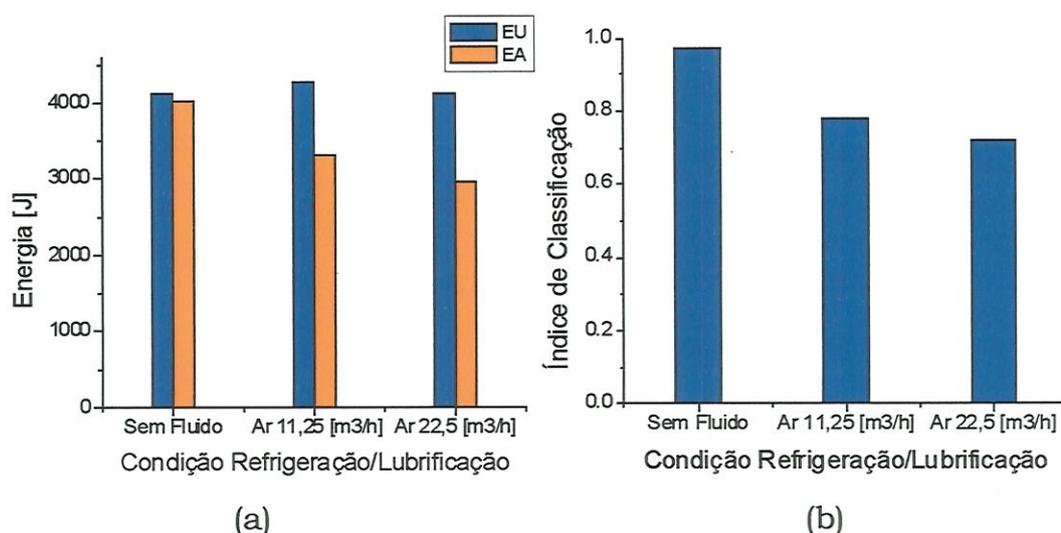


FIGURA 5.16 – (a) Comparação entre EU e EA com convecção natural e forçada; (b) Influência da convecção natural e forçada no  $I_{Class}$ .

Da figura 5.16a nota-se que EU praticamente não variou e que EA decresceu com o uso de convecção forçada, sendo seu menor

valor para a vazão de ar de  $22,5 \text{ m}^3/\text{h}$ . A diminuição de EA deveu-se à maior capacidade de refrigeração do corpo-de-prova na condição de convecção forçada. O  $I_{\text{Class}}$  também respondeu ao aumento da refrigeração, diminuindo seu valor a medida que a convecção passava de natural para forçada, figura 5.16b.

Na segunda condição de usinagem testada variou-se apenas a profundidade de usinagem para  $0,25 \text{ mm}$ . Os resultados estão na figura 5.17.

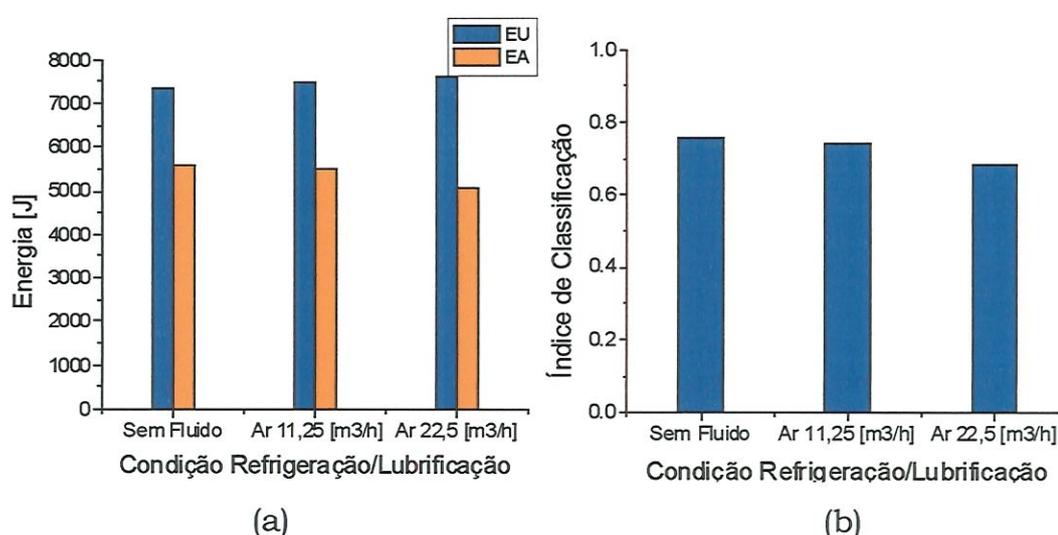


FIGURA 5.17 – (a) Comparação entre EU e EA com convecção natural e forçada; (b) Influência da convecção natural e forçada no  $I_{\text{Class}}$ .

Para esta condição de usinagem, os resultados foram semelhantes à condição anterior, EU manteve-se praticamente estável (em um patamar maior) e EA decresceu de forma mais moderada que na condição anterior (com valores maiores), figura 5.17a. Deste modo, a convecção forçada teve menor influência sobre EA. No entanto, o comportamento do gráfico foi o mesmo.  $I_{\text{Class}}$  manteve uma ligeira tendência de queda, figura 5.17b.

Pôde-se observar que para um  $a_p = 0,25 \text{ mm}$ , a influência das condições de refrigeração/lubrificação estudadas foram menores que para um  $a_p = 0,1 \text{ mm}$ . Na realidade, uma análise de variância

demonstrou que estatisticamente não existe influência das condições de refrigeração/lubrificação sobre EU e EA para as profundidades de usinagem testadas (confiabilidade de 95%). Os quadros da ANOVA com os dados da análise de variância para EU e EA encontra-se nas tabela F.1 e F.2 no apêndice F.

## 5.2.2 – Resultados com Mínima Quantidade de Lubrificante

Neste item serão apresentados os resultados dos óleos descritos no capítulo 4 (Oleina, Biog 800 e Microcorte 220) utilizando-se a técnica MQL, com vazões de óleo de 20 ml/h (máxima) e 10 ml/h (mínima) e vazões de ar comprimido de 22,5 m<sup>3</sup>/h (máxima) e 11,25 m<sup>3</sup>/h (mínima). Os parâmetros de usinagem para todos os experimentos foram:  $v_c = 150$  m/min,  $f_z = 0,02$  mm/aresta e  $a_p = 0,1$  mm.

Os resultados para a vazão máxima de óleo e ar estão na figura 5.18.

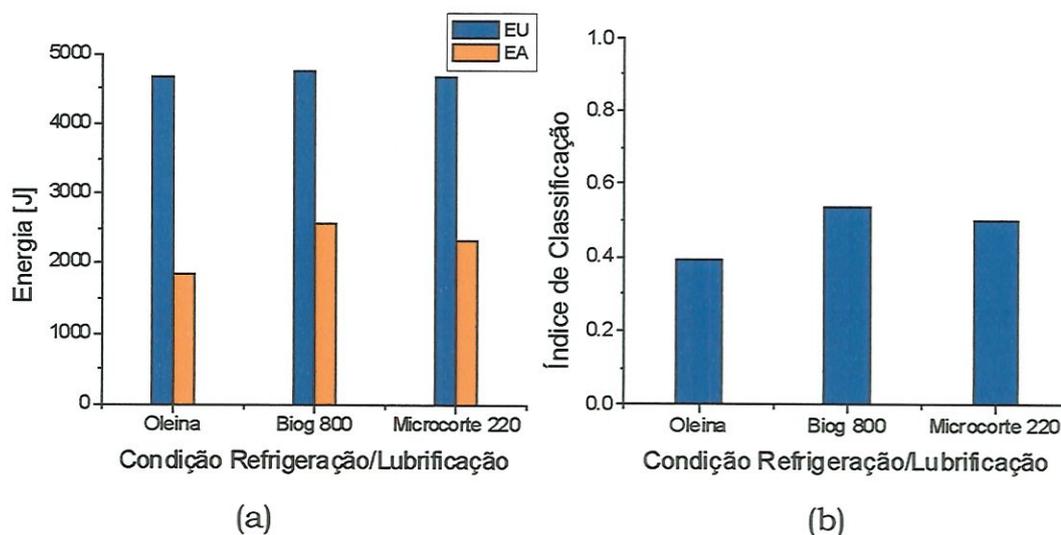


FIGURA 5.18 – (a) Variação da EU e da EA em relação a condição de MQL ( $O_{máx}$  x  $A_{máx}$ ); (b) Influência da mesma condição de MQL no  $I_{Class}$ .

A variação em EU foi insignificante para os 3 óleos utilizados, ou seja, na condição de MQL testada, estes óleos praticamente não influenciam EU, figura 5.18a. No entanto, EA mostrou-se sensível aos óleos, sendo que EA cresceu na seguinte ordem: Oleina, Microcorte 220 e BioG 800. Como EU praticamente não variou,  $I_{Class}$  reproduziu o comportamento de EA, figura 5.18b.

Para a vazão mínima de óleo e ar os resultados estão na figura 5.19.

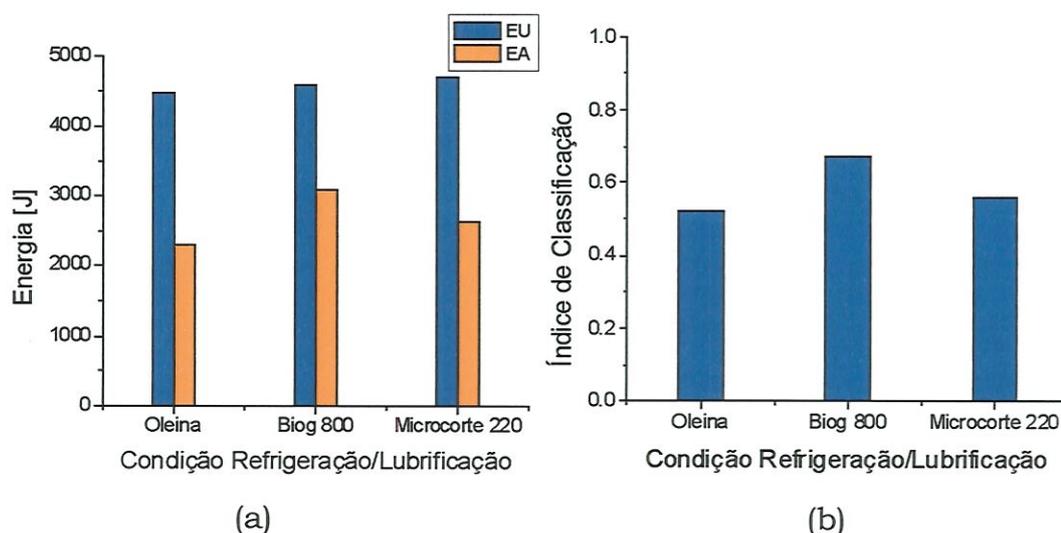


FIGURA 5.19 – (a) Variação da EU e da EA em relação a condição de MQL ( $O_{min}$  x  $A_{min}$ ); (b) Influência da mesma condição de MQL no  $I_{Class}$ .

Para esta condição EU apresentou uma ligeira tendência de crescimento com a seguinte ordem dos óleos: Oleina, Biog 800 e Microcorte 220. No entanto, este crescimento é inexpressivo. Em EA os óleos apresentaram diferenças mais significativas sendo a ordem de crescimento a mesma da condição anterior: Oleina, Microcorte 220 e Biog 800. Novamente  $I_{Class}$  refletiu EA, tendo a mesma ordem de crescimento.

A figura 5.20 mostra os resultados da condição de vazão mínima de óleo e máxima de ar.

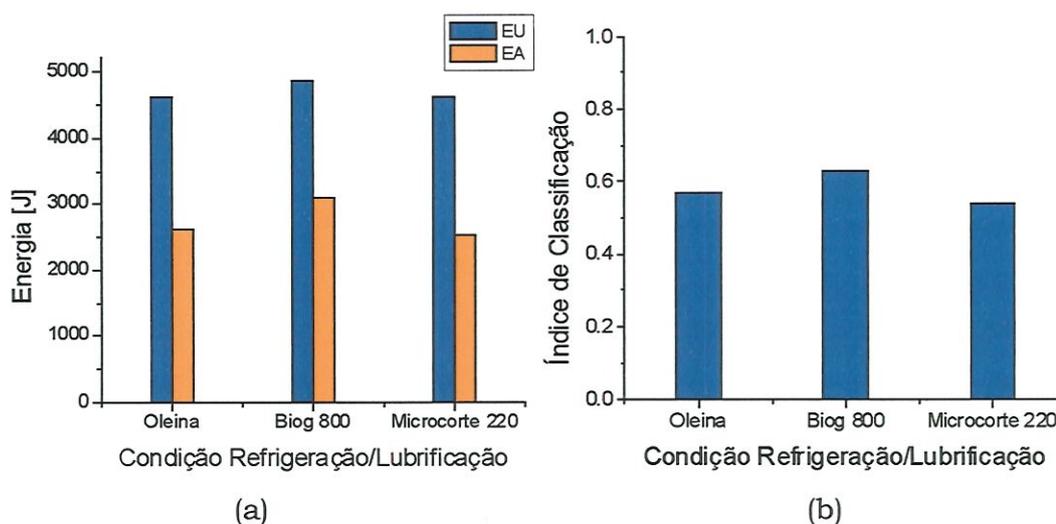


FIGURA 5.20 – (a) Variação da EU e da EA em relação a condição de MQL ( $O_{\min} \times Ar_{\max}$ ); (b) Influência da mesma condição de MQL no  $I_{\text{Class}}$ .

As variáveis de análise EU e EA apresentaram praticamente os mesmos valores quando comparando a Oleina com o Microcorte 220. O Biog 800 apresentou EU ligeiramente maior quando comparada com os outros óleos e EA significativamente mais alta quando comparada com os demais óleos. Nesta condição o Microcorte 220 apresentou o menor  $I_{\text{Class}}$  seguido da Oleina e do Biog 800.

A última condição com vazão de óleo máxima e ar mínima tem seus resultados na figura 5.21.

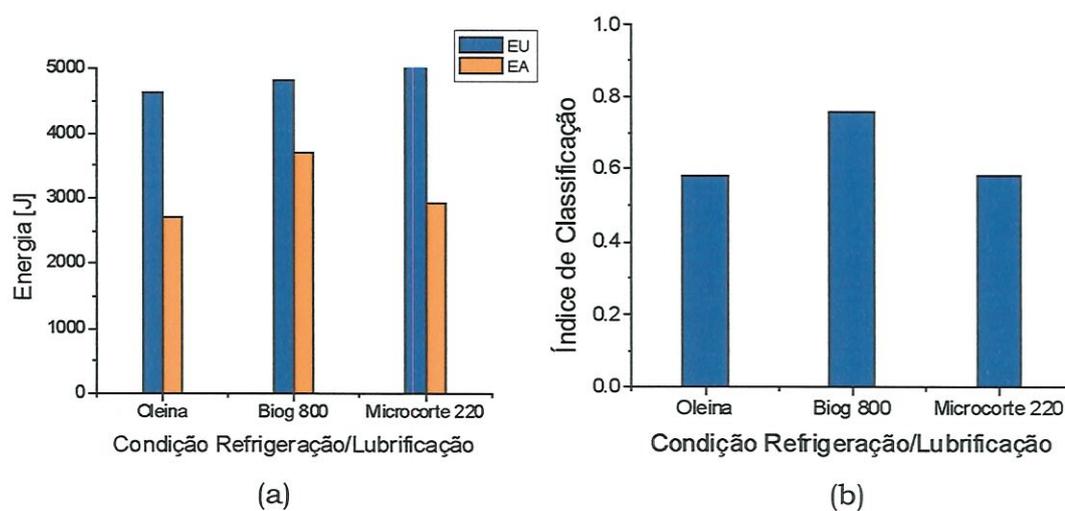


FIGURA 5.21 – (a) Variação da EU e da EA em relação a condição de MQL ( $O_{\max} \times Ar_{\min}$ ); (b) Influência da mesma condição de MQL no  $I_{\text{Class}}$ .

Nesta última situação EU apresentou uma ligeira tendência de crescimento com a seguinte ordem: Oleina, Biog 800 e Microcorte 220. EA também apresentou tendência de crescimento, porém com outra ordem: Oleina, Microcorte 220 e Biog 800. Quanto ao  $I_{Class}$ , a Oleina e o Microcorte 220 apresentaram valores iguais e o Biog 800 um valor maior

Deste conjunto de dados pôde-se observar que o óleo Biog 800 sempre apresentou os maiores valores de  $I_{Class}$ . Para os outros dois óleos não é possível verificar alguma tendência, pois para as duas primeiras condições de MQL ( $O_{máx} \times Ar_{máx}$ ) e ( $O_{mín} \times Ar_{mín}$ ) a Oleina apresentou menores valores de  $I_{Class}$ , já para a terceira condição ( $O_{mín} \times Ar_{máx}$ ) o valor de  $I_{Class}$  foi ligeiramente menor para o Microcorte 220 e para a última condição ( $O_{máx} \times Ar_{mín}$ ) os valores de  $I_{Class}$  foram iguais.

Em todas as situações testadas EU foi praticamente indiferente às condições de MQL e EA apresentou sensibilidade em todos os casos. Desta forma, EA foi responsável pela maior parte da variação de  $I_{Class}$ .

Os resultados de análise de variância comprovam que estatisticamente tanto os óleos quanto as condições de MQL não têm influência sobre EU. Por outro lado, tanto os óleos quanto as condições de MQL têm influência sobre EA, dentro das condições testadas com uma confiabilidade de 95%. Os dados da análise de variância estão nos quadros ANOVA das tabelas F.3 e F.4 do apêndice F.

Estas diferenças entre os óleos provavelmente devem-se às composições químicas distintas, as quais tiveram consequência nas respectivas capacidades de refrigeração/lubrificação.

Quando comparando o maior valor de EU do item anterior ( $4.257 \text{ J} / a_p = 0,1 \text{ mm} / ar 11,25 \text{ m}^3/\text{h}$ ) com o menor valor de EU deste item ( $4.481 \text{ J} / O_{mín} \times Ar_{mín}$ ) percebeu-se o uso dos óleos aumentou EU. No entanto, quando uma comparação semelhante foi feita com EA, o menor valor de EA para o item anterior ( $2.972 \text{ J} / a_p$

= 0,1 mm / ar 22, 5 m<sup>3</sup>/h) era menor que apenas 3 valores (de um total de 12) de EA obtidos neste item. Em outras palavras, os óleos não contribuíram na lubrificação da região de usinagem e na maioria das situações contribuíram para resfriar o corpo-de-prova. Isto pode ter ocorrido pela capacidade de refrigeração dos óleos ter sobreposto a capacidade de lubrificação.

### 5.3 – Metalografia e Microdureza do Corpo-de-prova

Uma comparação entre a microestrutura antes da usinagem (figura 5.22) e depois da usinagem com as condições de refrigeração/lubrificação testadas neste trabalho (usando a técnica MQL com meio de refrigeração/lubrificação), figura 5.23, não demonstrou nenhuma modificação da microestrutura.

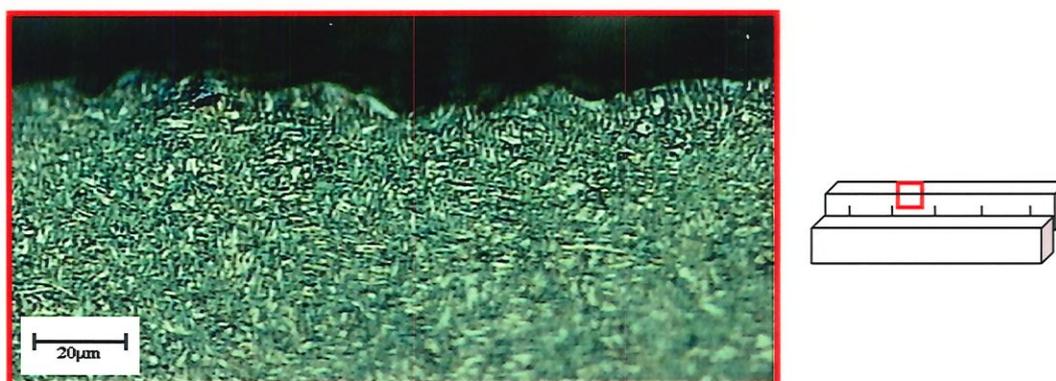
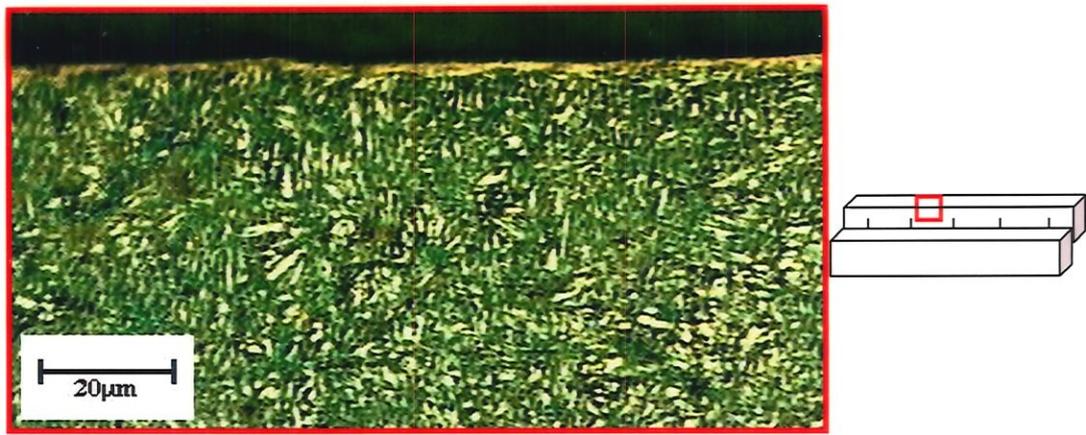


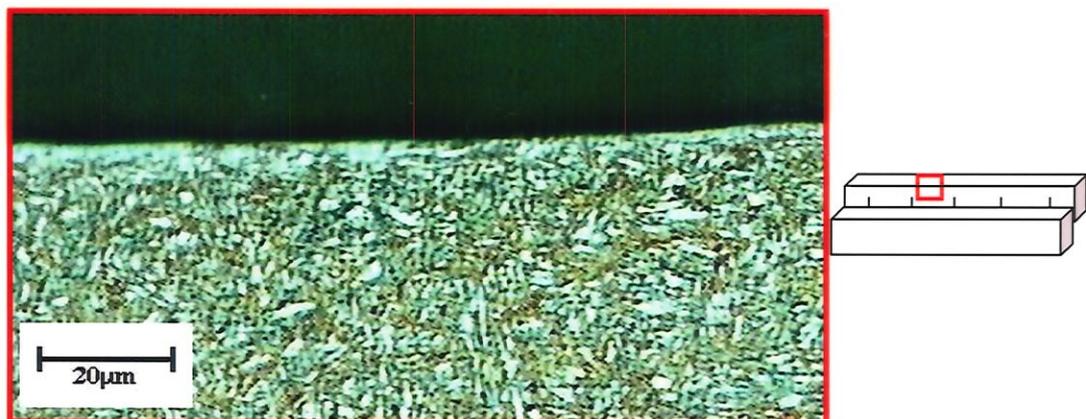
FIGURA 5.22 – Microestrutura do corpo-de-prova antes da usinagem.



(a)



(b)

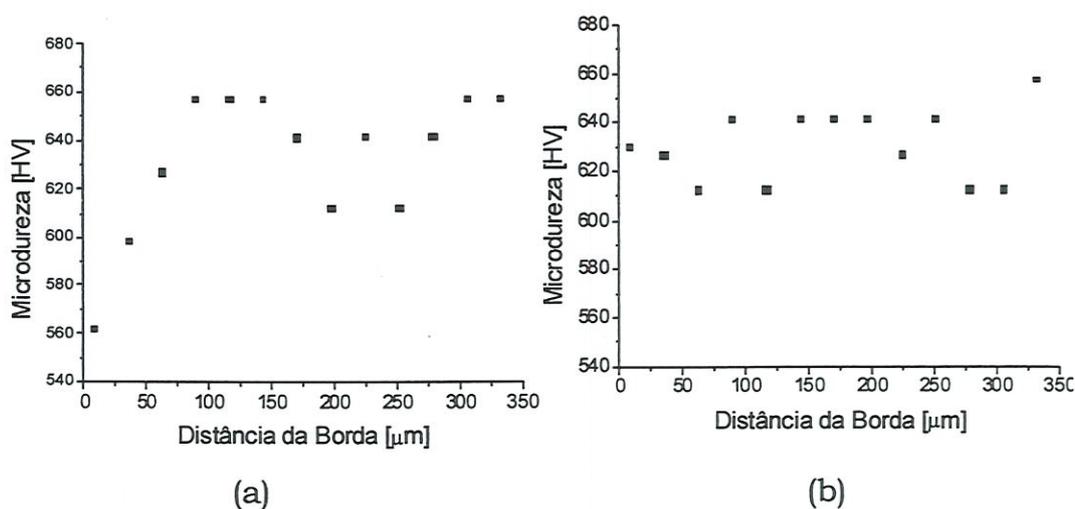


(c)

FIGURA 5.23 – Microestrutura do corpo-de-prova depois da usinagem com diversos óleos (a) Oleina / MQL ( $O_{m\acute{a}x}$  x  $A_{r\acute{m}i}n$ ); (b) Biog 800 / MQL ( $O_{m\acute{a}x}$  x  $A_{r\acute{m}i}n$ ); (c) Microcorte 220 / MQL ( $O_{m\acute{a}x}$  x  $A_{r\acute{m}i}n$ ).

Deste modo pode-se acreditar que a temperatura na superfície de usinagem não foi alta o suficiente para promover transformações de fase ou o tempo para a elevação da temperatura não foi longo o suficiente.

As medições não revelaram mudanças significativas na microdureza do corpo-de-prova depois da usinagem. A microdureza antes da usinagem, figura 5.24a, mostra que os valores foram ligeiramente menores próximo à superfície preparada para a usinagem. Provavelmente isto ocorreu durante a preparação do corpo-de-prova, no processo de retificação onde a geração de calor é mais intensa. Observa-se, nesta mesma figura, que a microdureza a partir de 0,1 mm está no mesmo patamar que a microdureza dos corpos-de-prova depois da usinagem com qualquer tipo de óleo, figuras 5.24b, 5.24c e 5.24d. As oscilações da microdureza presentes nos gráficos não são significativas, pois não apresentaram uma tendência definida.



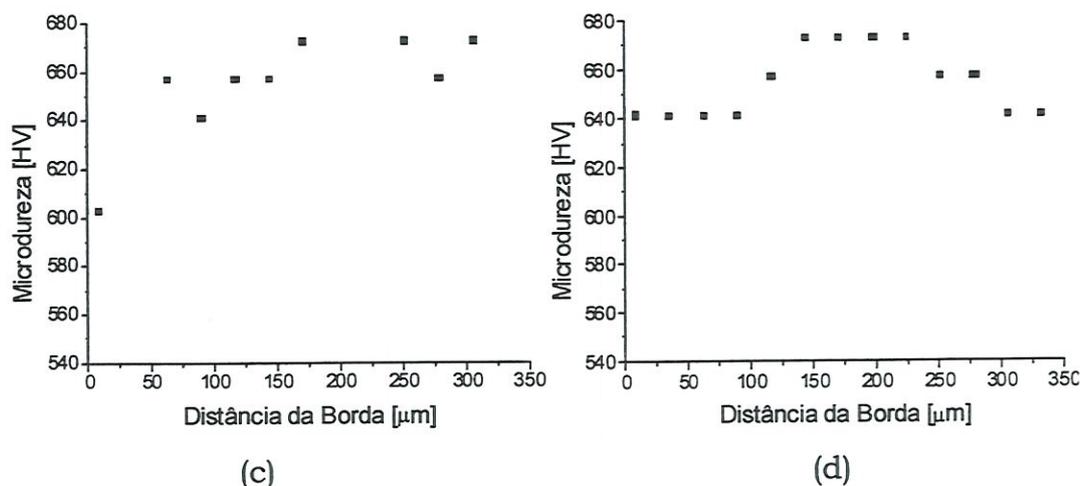


FIGURA 5.24 – Microdureza nos corpos-de-prova (carga 25 gf) (a) Antes da usinagem; (b) Usinagem com Oleina / MQL ( $O_{\text{máx}} \times A_{\text{rmin}}$ ); (c) Usinagem com Biog 800 / MQL ( $O_{\text{máx}} \times A_{\text{rmin}}$ ); (d) Usinagem com Microcorte 220 / MQL ( $O_{\text{máx}} \times A_{\text{rmin}}$ ).

## 5.4 – Experimentos na condição HSC

A condição de usinagem HSC (High Speed Cutting) é bem conhecida por possibilitar o uso de altas velocidades de avanço e de (embora os valores de avanço por dente sejam baixos) altas rotações, pequena profundidade e largura de usinagem. Em consequência destes parâmetros as forças de usinagem são pequenas e as temperaturas na peça e ferramenta resultam baixas. Como última aplicação do método proposto, investigou-se o comportamento da temperatura no corpo-de-prova usando-se esta técnica de usinagem.

Foram estudadas duas condições com largura de usinagem ( $a_e$ ) de 0,5 e 0,1 mm, sendo fixados o avanço da ferramenta (1910 mm/min – correspondente a 0,1 mm/dente), velocidade de corte (150 m/min) e a profundidade de usinagem (0,1 mm). Foi adotada a estratégia de usinagem de contorno de fora para dentro do corpo-de-prova, mantendo-se o corte sempre concordante. Nenhum fluido de corte foi usado.

A figura 5.25 mostra o gráfico de temperatura média para  $a_e = 0,5$  mm, onde pode-se observar que a temperatura cresce continuamente durante toda a usinagem chegando aos  $43^\circ\text{C}$ . Comportamento semelhante foi encontrado para usinagem com  $a_e$  de  $0,1$  mm, cortando-se toda a largura do corpo-de-prova de uma única vez, onde a temperatura do corpo-de-prova chegou ao mesmo valor, figura 5.26 . Quando se comparam as figuras 5.25 e 5.26 com a figura 5.3 (onde a largura de usinagem foi a largura do corpo-de-prova) nota-se que a variação de temperatura no corpo-de-prova foi praticamente a mesma. De acordo com os dados, a condição HSC de usinagem não contribui para a redução da temperatura do corpo-de-prova com os parâmetros de usinagem utilizados e com a ferramenta usada. A diferença entre as curvas de temperatura obtidas está no tempo necessário para usinar e, portanto, para atingir-se a temperatura final. Devido ao eficiente isolamento do corpo-de-prova no experimento realizado, a temperatura subiu continuamente na usinagem em HSC, embora por um tempo cerca de 6 vezes maior.

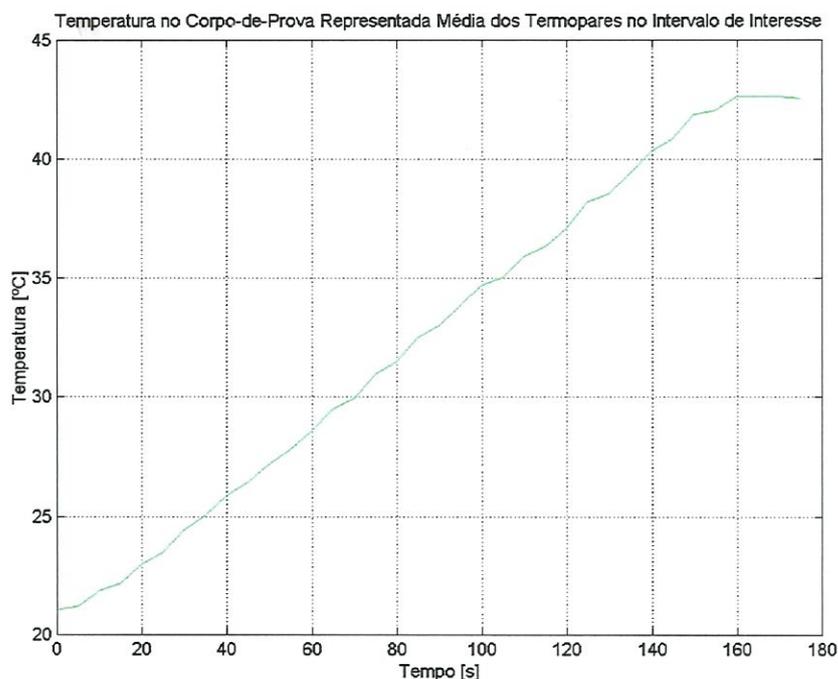


FIGURA 5.25 – Comportamento da temperatura do corpo-de-prova em uma condição de HSC com  $a_e$  de  $0,5$  mm.

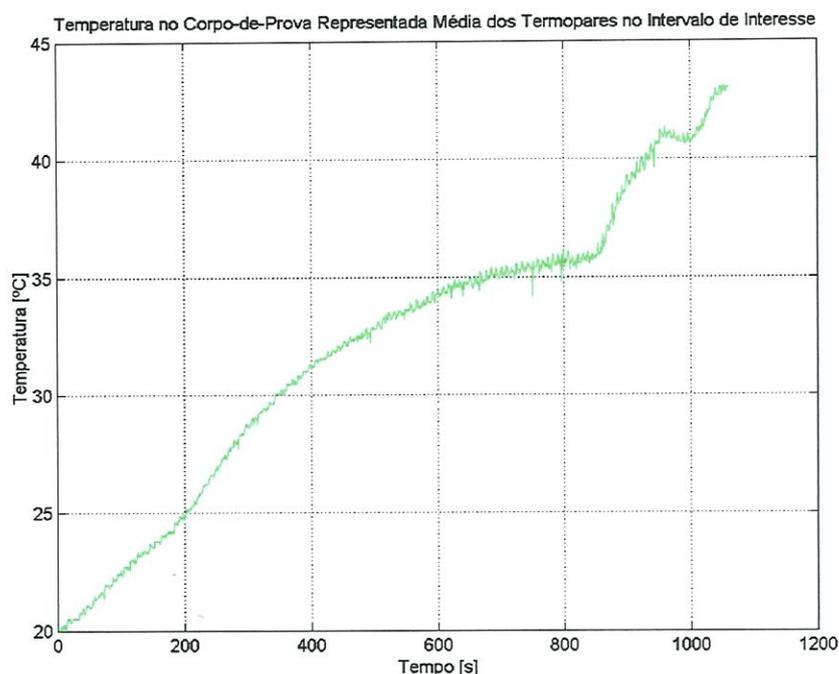


FIGURA 5.26 – Comportamento da temperatura do corpo-de-prova em uma condição de HSC com  $a_e$  de 0,1 mm.

A tabela 5.1 mostra a rugosidade média ( $R_a$  / cutof de 0,8 mm) para a largura de usinagem máxima (18 mm), 0,5 e 0,1 mm.

TABELA 5.1 – Rugosidade média para diferentes larguras de usinagem.

	Largura de Usinagem (mm)		
	18,0	0,5	0,1
<b>Rugosidade Média (<math>\mu\text{m}</math>)</b>	0,351	0,333	0,309
<b>Dispersão t-student (<math>\mu\text{m}</math>)</b>	$\pm 0,043$	$\pm 0,021$	$\pm 0,032$

Nota-se que a rugosidade média diminui com a redução da largura de corte. No entanto, as rugosidades médias foram próximas e considerando-se as dispersões de cada média pode-se dizer que existe uma boa possibilidade de as diferenças entre as médias não serem significativas. Para o cálculo da dispersão t-student foi usado 95% de confiabilidade.

## 5.5 – Resultados de $h_{global}$

Os valores de  $h_{global}$  obtidos através do modelo proposto mostraram-se dependentes da temperatura dos corpos-de-provas e das condições de refrigeração/lubrificação adotadas. Com o aumento da velocidade de corte (que tem influência direta na temperatura no corpo-de-prova)  $h_{global}$  também aumenta (tabela G.1 do apêndice G).

Para a variação da profundidade de usinagem, o  $h_{global}$  foi ligeiramente maior para a profundidade 0,25 mm nas condições de convecção forçada (ar 11,25 m<sup>3</sup>/h e ar 22,5 m<sup>3</sup>/h). No entanto, para a profundidade de 0,1 mm o  $h_{global}$  foi levemente maior para convecção natural (tabela G.2).

Quando utilizando a técnica MQL pode-se observar (em todas as condições de vazão de ar e de óleo) que o óleo Biog 800 apresentou os maiores valores de  $h_{global}$ , seguido pela Oleina com valores ligeiramente menores (ambos os óleos são de base vegetal) e por último o Microcorte 220 com valores bem menores (óleo de base mineral) (tabela G.3).

A posição dos bicos aspersores de 30 mm, em relação ao corpo-de-prova, apresentou um  $h_{global}$  maior quando comparado à posição de 60 mm, tabela G.4 .

## 6 – Conclusões

Com base na análise dos resultados deste trabalho pode-se concluir que:

- ↳ O Índice de Classificação dos fluidos de corte mostrou-se sensível aos vários tipos de óleos usados na experimentação e às várias condições de refrigeração/lubrificação empregadas durante a utilização da técnica MQL. Cuidado, no entanto, deve-se ter quando da sua análise numérica, uma vez que é a razão entre dois valores de energia.
- ↳ A Energia de Usinagem (EU) apresentou pequenas variações sob as diversas condições de refrigeração/lubrificação empregadas neste trabalho. Entretanto, a Energia Acumulada (EA) no corpo-de-prova mostrou variações significativas sob as diversas condições de refrigeração/lubrificação.
- ↳ O fluido de corte Biog 800 apresentou o maior  $I_{Class}$  em todas as condições de refrigeração/lubrificação na técnica MQL. A Oleina e o Microcorte 220 não apresentaram tendências definidas. Sob o ponto de vista da peça o melhor óleo é o que refrigerar mais, ou seja menor  $I_{Class}$ , pois proporciona maior estabilidade térmica a mesma.
- ↳ Todos os óleos ajudaram a diminuir a Energia Acumulada (EA) no corpo-de-prova, comparando-se com a ausência de fluidos e o uso de ar comprimido somente.

- ↪ O modelo proposto para estimar do fluxo de calor que entra no corpo-de-prova durante a usinagem e o coeficiente de transmissão de calor por convecção global consegue descrever os dados experimentais, com alguma limitação.
- ↪ O coeficiente de transmissão de calor por convecção global obtido através do modelo proposto mostrou-se dependente da temperatura dos corpos-de-provas e das condições de refrigeração/lubrificação testadas.
- ↪ As metalografias não revelaram mudanças na microestrutura do corpo-de-prova depois da usinagem com a técnica MQL.
- ↪ A medição de microdureza não revelou variações significativas na microdureza depois da usinagem com a técnica MQL.

## 7 – Sugestões para Trabalhos Futuros

Com base nos resultados obtidos, pode-se fazer algumas sugestões para trabalhos futuros, sobre alguns aspectos que podem ser melhor estudados.

- ↳ Refinar o modelo proposto para estimar do fluxo de calor que entra no corpo-de-prova durante a usinagem e o coeficiente de transmissão de calor por convecção ( $h_{global}$ ) mudando a abordagem unidimensional para bi- ou tridimensional.
- ↳ Utilização de ar comprimido resfriado na técnica MQL, para favorecer a troca de calor por convecção.

## 8 – Referências Bibliográficas

### 8.1 – Bibliografia Citada

A micropulverização posta à prova. (1999). **Máquinas e Metais**, n. 405, p. 64 – 69, out.

ABRÃO, A. M.; ASPINWALL, D. K.; NG, E-G. (1996). Temperature evaluation when machining hardened hot work die steel using PCBN tooling. **Industrial Diamond Review**, v. 56, n. 2, p. 40 –44.

ALMOND, E. A. (1981). Towards improved tests based on fundamental properties, Proceedings of the International Conference on Towards Improved Performance of Tool Materials, The National Physical Laboratory and The Metals Society, Teddington, Middlesex, April 28-29, pp. 161 - 169. Apud: SREEJITH, P. S.; NGOI, B. K. A. (2000). p.288.

ARMAREGO, E. J. A.; BROWN, R. H.: The Machining of Metals, Prentice – Hall Inc, 1969. Apud SEAH, K. H. W.; LI, X. (1997). p. 199.

AMERICAN SOCIETY FOR METALS (1984). **Metals Handbook**. Desk ed. Metals Park, Ohio. p. 27.14 - 27.20.

- ARONSON, R. B. (1995). Why dry machining? **Manufacturing Engineering**, v. 114, n. 1, p. 33 – 36, Jan.
- ÁVILA, R. F.; ABRÃO, A. M. (1999). O efeito do uso de fluidos de corte na vida de ferramentas cerâmicas. . In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA, 15., Água de Lindóia, 1999. **Anais**. Águas de Lindóia, CD, código
- AY, H.; YANG, W. (1998). Heat transfer and life of metal cutting tools in turning. **International Journal of Heat Mass Transfer**, v. 41, n. 3, p. 613 – 623.
- BAMBERGER, M.; PRINZ, B. (1986). Mater. Sci. Technol., 2, (4), 410-415. Apoud . CHILDS, T. H. C.; MAEKAWA, K.; MAULIK, P. (1988). p. 1007.
- BARDIN, J. A.; EISEN, E. A.; TOLBERT, P. E.; HALLOCK, M. F.; HAMMOND, S. K.; WOSKIE, S. R.; SMITH, T. J.; MONSON, R. R. (1997). Mortality studies of machining fluid exposure in the automobile industry V: a case-control study of pancreatic cancer. **American Journal of Industrial Medicine**, v. 32, n. 3, p. 240 – 247, Sep.
- BARROW, G. (1973). A review of experimental and theoretical techniques for assessing cutting temperature. **Annals of the CIRP**, 22 (2), pp 203 – 211. Apoud ABRÃO, A. M.; ASPINWALL, D. K.; NG, E-G. p. 41.
- BAUER, D. J. (1999). **Green design and manufacturing decisions: a case study in ground surfaces**. Berkeley. 162p. Dissertation – Mechanical Engineering, University of California.

- BERSENKOWITSCH, H. (2000). Medidas de segurança no manuseio de agentes refrigerantes. **Máquinas e Metais**, n. 409, p. 24 – 33, fev.
- BILLATOS, S. B.; AYAD, A. S. (1994). An innovative approach to environmentally safe machining. **Concurrent Product Design ASME - Design Engineering Division - Proceedings of the 1994 International Mechanical Engineering Congress and Exposition**, v. 74, p. 1 – 8.
- BOOTHROYD, G.; KNIGHT, W. A. (1989). **Fundamentals machining and machine tools**. 2. ed. New York, Marcel Dekker.
- BRAGHINI Jr, A.; SILVA, L. R.; BEZERRA, A. A.; COELHO, R. T. (2001). Desgaste de ferramentas de torneamento usando HSC e MQL. **Máquinas e Metais**, n. 423, p. 284 – 295, abr.
- BRINKSMEIER, E.; ECHEBRECHT, J.; BUHR, H. (1994). Improving ecological aspects of the grinding process by effective waste management. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 44, n. 3 – 4, p. 171 – 178, Aug.
- BUCHHOLZ, R. A. (1998). **Principles of environmental management**. 2. ed. New Jersey, Prentice Hall
- CALVERT, G. M.; WARD, E.; SCHNORR, T. M.; FINE, L. J. (1998). Cancer risks among workers exposed to metalworking fluids: a systematic review. **American Journal of Industrial Medicine**, v. 33, n. 3, p. 282 – 292, Mar.
- CARPINETTI, L. C. R. (2000). **Planejamento e análise de experimentos**. São Carlos, EESC.

- CHILDS, T. H. C.; MAEKAWA, K.; MAULIK, P. (1988). Effects of coolant on temperature distribution in metal machining. **Materials Science and Technology**. v. 4, n. 11, p. 1006 – 1019, Nov.
- CIAMBRONE, D. F. (1997). **Environmental life cycle analysis**. New York, Lewis Publishers.
- CSELLE, T.; BARIMANI, A. (1995). Today's applications and future developments of coatings for drills and rotating cutting tools. **Surface & Coatings Technology**, v. 77, n. 1-3, p. 712 – 718, Dec.
- CUNHA, M. C. C. (2000). **Métodos numéricos**. Campinas, Unicamp.
- DANIEL, C. M.; RAO, K. V. C.; OLSON, W. W.; SUTHERLAND, J. W. (1996). Effect of cutting fluid properties and application variables on heat transfer in turning and boring operations. **Proceedings of the Japan/USA Symposium on Flexible Automation**, v. 2, p. 1119 – 1126.
- DEGARMO, E. P.; BLACK, J. T.; KOHSER, R. A. (1997). **Materials and processes in manufacturing**. 8. ed. Upper Saddle River, NJ, Prentice Hall.
- DICK, R. M.; FOLTZ, G. J. (1997). Os fluidos usados na transformação de metais têm de ser bem gerenciados. **Máquinas e Metais**, n. 380, p. 34 - 50, set.
- DING, Y.; HONG, S. Y. (1995). A study of the cutting temperatures in machining processes cooled by liquid nitrogen. **Proceedings of the NAMRC XXIII Conference – Society of Manufacturing Engineers – Technical Paper**, p. 115 – 119.

- DINIZ, A. E. (1999). Minimal lubrication in the drilling process of aluminum silicon alloy. In: 3<sup>rd</sup> INTERNATIONAL MACHINING & GRINDING CONFERENCE, 3., Cincinnati, 1999. **Proceedings**. Cincinnati, SME. v. 1, p. 683 – 697.
- DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. (1999a). **Tecnologia da usinagem dos materiais**. São Paulo, MM.
- DÖRR, J. (1999). New perspectives in dry machining. In: 4<sup>o</sup> SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA, 4., Santa Bárbara D'Oeste, Brasil, 1999. **Anais**. Santa Bárbara D'Oeste, Universidade Metodista de Piracicaba, p. 29 – 39.
- DÖRR, J.; SAHM A. (2000). A mínima quantidade de lubrificante avaliada pelos usuários. **Máquinas e Metais**, n. 418, p. 20 – 39, nov.
- DUDLY, G. M. (1976). Machine tool having internally routed cryogenic fluid for cooling interface between cutting tool and workpiece, US Patent # 3,971,114, 1976. Apud KLOCKE, F.; EISENBLÄTTER, G. p.521.
- DUNLAP, C. (1997). Should you try dry? **Cutting Tool Engineering**, v. 49, n.1, p. 22 – 33, Feb.
- EL BARADIE, M. A. (1996). Cutting fluids: part I - characterisation. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 56, n. 1-4, p. 786 – 797, Jan.
- EL BARADIE, M. A. (1996a). Cutting fluids: part II - recycling and clean machining. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 56, n. 1-4, p. 798 – 806, Jan.

- EL WARDANY, T. I.; KISHAWY, H. A.; ELBESTAWI, M. A. (2000a). Surface integrity of die material in high speed hard machining, part 1: micrographical analysis. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 122, n. 4, p. 620 – 631, Nov.
- EL WARDANY, T. I.; KISHAWY, H. A.; ELBESTAWI, M. A. (2000b). Surface integrity of die material in high speed hard machining, part 2: microhardness variations and residual stresses. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 122, n. 4, p. 632 – 641, Nov.
- ERDEL, B. P. (1999). Environmental issues in machining. In: *Machining Tecnology*, v.10, n. 4, p. 1- 6.
- EZUGWU, E. O.; MACHADO, A. R.; PASHBY, I. R.; WALLBANK, J. (1991). The effect of high-pressure coolant supply when machining a heat-resistant nickel-based superalloy. **Lubrication Engineering**, v. 47, n. 9, p. 751 – 757, Sep.
- FERREIRA, J. R.; SANTOS, J. N.; FILHO, F. T.; DINIZ, A. E.; BRAGA, D. U. (2000). Usinagem de aços endurecidos com mínima lubrificação. In: CONGRESSO NACIONAL DE ENGENHARIA MECÂNICA (CONEM 2000), ., Natal, 2000. **Anais**. Natal, CD, código HC 8770.
- FIESP; CIESP. (2001). **Micro e pequenas empresas no estado de São Paulo e a legislação ambiental**. Jun.
- GRABNER, T. A. (1996). Machine coolant recycling system. **Proceedings of the International Topical Meeting on Nuclear and Hazardous Waste Management – Spectrum 96**, v. 3, p. 1873 – 1877.

GRASSON, T. J. (1997). Cloudy forecast for dry machining – Opinions differ about the future of fluidless cutting. <http://www.penton.com/am/library/features/mar97/cloudy397.html>. (22/06/98).

GRASSON, T. (1998). Mist standard still up in the air, but not for long. <http://www.penton.com/am/library/features/apr98/editorial498.html>. (02/07/98).

HAAN, D. M.; BATZER, S. A.; OLSON, W. W.; SUTHERLAND, J. W. (1997). An experimental study of cutting fluid effects in drilling. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 71, n. 2, p. 305 – 313, Nov.

HEISEL, U.; LUTZ, M.; SPATH, D.; WASSMER, R.; WALTER, U. (1998). A técnica da quantidade mínima de fluidos e sua aplicação nos processos de corte. **Máquinas e Metais**, n. 385, p. 22 – 38, fev.

HEISEL, U.; LUTZ, M. (1998a). Pesquisa de fluidos de refrigeração e de lubrificação. **Máquinas e Metais**, n. 388, p. 40 – 49, maio.

HOGARTH, S. (1999). On the horizon: ISO 14000. **Manufacturing Engineering**, v. 122, n. 3, p. 118 – 128, Mar.

HOLMAN, J. P. (1981). **Heat transfer**. 5. ed. New York, McGraw Hill.

HUNG, N. P.; YEO, S. H.; OON, B. E. (1997). Effect of cutting fluid on the machinability of metal matrix composites. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 67, n. 1-3, p. 157 – 161, May.

- HYATT, G. (1997). High & dry – high-speed, dry machining can cut cycle times and cost. **Manufacturing Engineering**, v. 119, n. 3, p. 82 – 87, Sep.
- JASPERS, S. P. F. C.; DAUTZENBERG, J. H.; TAMINIAU, D. A. (1998). Temperature measurement in orthogonal metal cutting. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 14, n. 1, p. 7 – 12, July – Sep.
- KALPAKJIAN, S. (1991). **Manufacturing processes for engineering materials**. 2. ed. New York, Addison-Wesley.
- KATO, T.; FUJII, H. (1996). PVD film method for measuring the temperature distribution in cutting tools. **Journal of Engineering for Industry**, v. 118, n. 1, p. 117 – 122, Feb.
- KATO, T.; FUJII, H. (1997). Temperature measurement of workpiece in surface grinding by PVD film method. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 119, n. 4(b), p. 689 – 694, Nov.
- KITAGAWA, T.; KUBO, A.; MAEKAWA, K. (1997). Temperature and wear of cutting tools in high-speed machining of Inconel 718 and Ti-6Al-6V-2Sn. **Wear**, v. 202, n. 2, p. 142 – 148, Jan.
- KLOCKE, F.; EISENBLÄTTER, G. (1997). Dry Cutting. **CIRP Annals**, v. 46, n. 2, p. 519 – 526.
- KLOCKE, F.; EISENBLÄTTER, G. (1997a). Machinability investigation of the drilling process using minimal cooling lubrication techniques. **Production Engineering**, v. 4, n.1, p. 19 - 24.

- KLOCKE, F.; LUNG, D.; SCHULZ, A.; GERSCHWILER, K. (1996). Clean manufacturing technologies - an important aspect of competition for tomorrow. In: INTERNATIONAL MANUFACTURING ENGINEERING CONFERENCE, Storrs, 1996. **Proceeding**. Storrs, University of Connecticut. p. 129 - 131.
- KLOCKE, F.; SCHULZ, A.; GERSCHWILER, K.; REHSE, M. (1998). Clean manufacturing technologies - the competitive edge of tomorrow? **The International Journal for Manufacturing Science & Production**, v. 1, n. 2, p. 77 - 86.
- KLOCKE, F.; KRIEG, T.; GERSCHWILER, K.; FRITSCH, R.; ZINKANN, V.; PÖHLS, M.; EISENBLÄTTER, G. (1998b). Improved cutting processes with adapted coating systems. **CIRP Annals**, v. 47, n. 1, p. 65 - 68.
- KOELSCH, J. R. (1997). Lubricity vs. the environment - Cascades of cleanliness. **Manufacturing Engineering**, v. 118, n. 5, p. 50 - 58, May.
- KÖNIG, W., KOMANDURI, R., TONSHOFF, H. K., ACKERSHOTT, G. (1990). Machining of Hard Materials, Ann. CIRP, 39/1, pp. 417 - 427. Apud: EL WARDANY, T. I.; KISHAWY, H. A.; ELBESTAWI, M. A. (2000a). p.620.
- KÖNIG, W.; RUMMENHÖLLER, S. (1998). As indústrias estão tendo que orientar ecologicamente seus processos produtivos. **Máquinas e Metais**, n. 387, p. 22 - 29, abr.
- KOVACEVIC, R.; CHERUKUTHOTA, C.; MAZURKIEWICZ, M. (1995). High pressure waterjet cooling/lubrication to improve machining

efficiency in milling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 35, n. 10, p. 1459 – 1473, Oct.

KRAUSS, G. (1980). **Principles of heat treatment of steel**. Metals Park, Ohio, American Society for Metals.

KUSTAS, F. M.; FEHREHNBACHER, L. L.; KOMANDURI, R. (1997). Nanocoatings on cutting tools for dry machining. **CIRP Annals**, v. 46, n. 1, p. 39 – 42.

LAHRES M.; JÖRGENSEN, G. (1997b). Properties and dry cutting performance of diamond-coated tools. **Surface and Coatings Technology**, v. 96, n. 2 – 3, p. 198 – 204, Nov.

LAHRES, M.; MÜLLER-HUMMEL, P.; DOERFEL, O. (1997a). Applicability of different hard coatings in dry milling aluminium alloys. **Surface and Coatings Technology**, v. 91, n. 1 – 2, p. 116 – 121, May.

LAUTERBACH, W. E. (1952). Lubrication engineering, vol. 8, pp. 135. Apoud: SEAH, K. H. W.; LI, X.; LEE, K. S. (1995). p.496.

LEEP, H. R.; KELLEHER, S. J. (1990). Effects of cutting conditions on performance of a synthetic cutting fluid. **Lubrication Engineering**, v. 46, n. 2, p. 111 – 115, Feb.

LESHOCK, C. E.; SHIN, Y. C. (1997). Investigation on cutting temperature in turning by a tool – work thermocouple technique. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 119, n. 4(a), p. 502 – 508, Nov.

- LI, X. (1996a). Study of the jet-flow rate of cooling in machining – part 1 theoretical analysis. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 62, n. 1-3, p. 149 – 156, Nov.
- LI, X. (1996b). Study of the jet-flow rate of cooling in machining – part 2 simulation study. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 62, n. 1-3, p. 157 – 165, Nov.
- LI, X. (1995). The effect of coolant flow rate on cooling in machining. **Proceedings of the NAMRC XXIII Conference – Society of Manufacturing Engineers – Technical Paper**, p. 109 – 114.
- LIN, Z. C.; LIU, C. C. (1996). Analysis of orthogonal finish machining using tungsten carbide and diamond tools of different heat transfer coefficients. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 36, n.1, p. 73 – 88, Jan.
- LO CASTO, S.; LO VALVO, E.; PIACENTINI, M.; RUISI, V. F.; LUCCHINI, E.; MASCHIO, S.; LONARDO, P. (1994). Cutting temperatures evaluation in ceramic tools: experimental tests, numerical analysis and SEM observations. **CIRP Annals**, v. 43, n. 1, p. 73 – 76.
- MACHADO, A. R.; MOTTA, M. F.; DA SILVA, M. B. (1997). Performance of synthetic and mineral soluble oil when turning AISI 8640 steel. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 119, n. 4(a), p. 580 – 586, Nov.
- MACHADO, A. R.; WALLBANK, J. (1994). The effects of a high-pressure coolant jet on machining. **Proceeding of Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, v. 208, part B1, p. 29 – 38.

- MACHADO, A. R.; SILVA, M. B. (1999). **Usinagem dos metais**. 4.ed. Uberlândia, UFU. (Apostila).
- MACHADO, A. R.; DINIZ, A. E. (2000). Vantagens e desvantagens do uso (ou não) de fluidos de corte. **Máquinas e Metais**, n. 419, p. 134 – 150, dez.
- MAEKAWA, K.; NAKANO, Y.; KITAGAWA, T. (1996a). Finite element analysis of thermal behaviour in metal machining ( 2<sup>nd</sup> report, determination of energy balance and its application to three-dimensional analysis). **JSME International Journal – series C – Dynamics, Control Robotics, Desing and Manufacturing**, v. 39, n. 4, p. 864 – 870, Dec.
- MAEKAWA, K.; NAKANO, Y.; KITAGAWA, T. (1996). Finite element analysis of thermal behaviour in metal machining (1<sup>st</sup> report, influence of thermophysical properties on cutting temperature). **JSME International Journal – series C – Dynamics, Control Robotics, Desing and Manufacturing**, v. 39, n. 4, p. 857 – 863, Dec.
- MATSUMOTO, Y.; BARASH, M. M.; LIU, C. R. (1986). Effect of hardness on the surface integrity of AISI 4340 Steel. **Journal of Engineering for Industry**, v. 108, Aug.
- McCABE, M. (1999). New hard/lubricant PVD coating opens exciting machining possibilities. In: 3<sup>rd</sup> INTERNATIONAL MACHINING & GRINDING CONFERENCE, 3., Cincinnati, 1999. **Proceedings**. Cincinnati, SME. v. 1, p. 711 – 724.
- MEDASKA, M. K.; NWAG, L.; LIANG, S. Y. (1999). Simultaneous measurement of the thermal and tribological effects of cutting

- fluid. **Machining Science and Technology**, v. 3, n. 2, p. 221 – 237.
- MELO, A. C. A.; CORDEIRO, E. A.; MACHADO, Á. R.; GUIMARÃES G. (1999). Potência consumida e geração de calor no processo de torneamento. In: 6º COLÓQUIO DE USINAGEM, 6., Uberlândia, 1999. **Anais**. Uberlândia, Universidade Federal de Uberlândia – Laboratório de Ensino e Pesquisa – Laboratório de Usinagem Não-Traducional, p. 79 – 87.
- MOMPER, F. J. (2000). Usinagem a seco e de materiais endurecidos. **Máquinas e Metais**, n. 410, p. 30 – 37, mar.
- MOSLEY, S. (1994). Cutting costs. **Engineering**, v. 235, n. 5, p. 25 – 28, July/Aug.
- MÜLLER-HUMMEL; P.; LAHRES, M.; MEHLHOSE, J.; LANG, G. (1997). Measurement of temperature on diamond-coated tools during machining processes. **Diamond Films and Technology**, v. 7, n. 4, p. 219 – 232, Jan-Feb.
- NACHTMAN, E. S. (1989). Metal cutting and grinding fluids. In: AMERICAN SOCIETY FOR METALS. **Metals Handbook**. 9. ed. Metals Park, Ohio. v. 16, p. 121 - 132.
- NARUTAKI, N.; YAMANE, Y.; TASHIMA, S.; KUROKI, H. (1997). A new advanced ceramic for dry machining. **CIRP Annals**, v. 46, n. 1, p. 43 – 48.
- NETO, B. B.; SCARMINIO, I. S.; BRUNS, R. E. (2001). **Como fazer experimentos**: pesquisa e desenvolvimento na ciência e na indústria. Campinas, Unicamp.

- NOVASKI, O.; DÖRR, J. (1999b). Usinagem quase a seco. **Máquinas e Metais**, n. 406, p. 34 – 41, nov.
- NOVASKI, O.; DÖRR, J. (1999a). Usinagem sem refrigeração. **Máquinas e Metais**, n. 398, p. 18 – 27, mar.
- OGATA, M. (1989). Einsatz von PCBN-Werkzeugen in der Produktion, VDI Berichte, No. 762, pp. 271 – 279. Apoud: EL WARDANY, T. I.; KISHAWY, H. A.; ELBESTAWI, M. A. (2000a). p.620.
- OKABAYASHI, K. A. D.; SCHAPER. (1996). Respiratory effects of a synthetic metalworking fluid and its components. **Archives of Toxicology**, v. 70, n. 3-4, p. 195 – 201, Jan.
- OWEN, J. V. (1998). Picking a coolant. **Manufacturing Engineering**, v. 120, n. 5, p. 92 – 100, May.
- RODRIGUES DE PAULA, M. A.; ABRÃO, A. M. (1999). Derivados do óleo de mamona como fluidos de corte. **Máquinas e Metais**, n. 400, p. 104 – 112, maio.
- RUFFINO, R. T. (1977). Fluidos de corte. In: FERRARESI, D. **Fundamentos da usinagem dos metais**. São Paulo, Edgard Blücher, Cap. 11, p. 512 – 565.
- RUGGIERO, M. A. G.; LOPES, V. L. R. (1996). **Cálculo numérico – aspectos teóricos e computacionais**. São Paulo, Makron Books.
- SAHM, D.; SCHNEIDER, T. (1996). A produção sem refrigerante é interessante e deve ser mais conhecida. **Máquinas e Metais**, n. 367, p. 38 - 55, ago.

SALES, W. F.; GUIMARÃES, G.; MACHADO, Á. R.; SCHÜTZER, K.; SOUZA, A. F. (1999). Nem sempre o fluido com maior poder refrigerante garante temperaturas de corte mais baixas. **Máquinas e Metais**, n. 407, p. 46 – 61, dez.

SALES, W. F.; FERNANDES, J. S. P.; GONÇALVES, R. A.; MACHADO, Á. R. (1999a). Influência dos fluidos de corte na vida da ferramenta e na integridade na superfície usinada na furação. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA, 15., Água de Lindóia, 1999. **Anais**. Águas de Lindóia, CD, código

SCHNEIDER, J. (1999). Ceramics and CBN. **Manufacturing Engineering**, v. 122, n. 1, p. 66 – 73, Jan.

SCHROEDER, J. C.; TOLBERT, P. E.; EISEN, E. A. ; MONSON, R. R.; HALLOCK, M. F. ; SMITH, T. J. ; WOSKIE, S. R.; HAMMOND, S. K.; MILTON, D. K. (1997). Mortality studies of machining fluid exposure in the automobile industry IV: a case-control study of lung cancer. **American Journal of Industrial Medicine**, v. 31, n. 5, p. 525 – 533, May.

SCHROETER, R. B.; TEIXEIRA, C. R.;VALLE, P. D. (2000a). Aspectos tecnológicos do processo de fresamento de topo com utilização de mínima quantidade de fluido de corte. In: CONGRESSO NACIONAL DE ENGENHARIA MECÂNICA (CONEM 2000), ., Natal, 2000. **Anais**. Natal, CD, código HC 9224.

SCHROETER, R. B.; TEIXEIRA, C. R.;MARKUS, W. (2000b). Estudo comparativo com diferentes fluidos de corte no torneamento com metal duro revestido com TIN. In: CONGRESSO NACIONAL DE ENGENHARIA MECÂNICA (CONEM 2000), ., Natal, 2000. **Anais**. Natal, CD, código HC 9230.

SCHROETER, R. B.; TEIXEIRA, C. R.; CASTRO, P. R. A. (2000c). Influência da minimização do fluido de corte na furação com broca helicoidal de metal-duro. In: CONGRESSO NACIONAL DE ENGENHARIA MECÂNICA (CONEM 2000), ., Natal, 2000. **Anais**. Natal, CD, código HC 9226.

SCHULZ, H.; EMRICH, A. K.; FINZER, T.; DÖRR, J. (2000). Quais são e para que servem os revestimentos. **Máquinas e Metais**, n. 416, p. 38 – 45, set.

SEAH, K. H. W.; LI, X. (1997). Influence of coolant on cutting tool performance. **Journal of Materials Science and Technology**, v. 13, n. 3, p. 199 – 205, May.

SEAH, K. H. W.; LI, X.; LEE, K. S. (1995). The effect of applying coolant on tool wear in metal machining. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 48, n. 1-4, p. 495 – 501, Jan.

SHAW, M. C. (1988). Temperatures in cutting. **Proceedings of the Thermal Aspects in Manufacturing Winter Annual Meeting of the American Society of Mechanical Engineers - Production Engineering Division**, v. 30, p. 133 – 143.

SHENG, P. S.; OBERWALLENEY, S. (1997). Life – cycle planning of cutting fluids – a review. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 119, n. 4(b), p. 791 – 800, Nov.

SILVA, L. R.; COELHO, R. T., BRAGHINI Jr, A.; BEZERRA, A. A.; MENDONÇA, W. G. (2001). Estudo da geometria de corte para torneamento de Inconel. **Máquinas e Metais**, n. 427, p. 32 – 55, ago.

SILVA, E. J.; BIANCHI, E. C.; OLIVEIRA, J. F. G. (1999). Estudo para a determinação de procedimentos padrão para seleção, aplicação, manutenção e descarte de diferentes tipos de fluidos de corte utilizado em retificação. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA, 15., Água de Lindóia, 1999. **Anais**. Águas de Lindóia, CD, código

SLUHAN, C. A. (1994). Selecting the right cutting and grinding fluids. **Tooling & Production**, v. 60, n. 2, p. 40 – 50, May.

SMITH, T.; NAERHEIM, Y.; LAN, M.S. (1988). Theoretical analysis of cutting fluid interaction in machining. **Tribology International**, v. 21, n. 5, p. 239 – 247, Oct.

SREEJITH, P. S.; NGOI, B. K. A. (2000). Dry machining: machining of the future. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 101, p. 287 – 291.

STEPHENSON, D. A.; JEN, T. C.; LAVINE, A. S. (1997). Cutting tool temperatures in contour turning: transient analysis and experimental verification. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 119, n. 4(a), p. 494 – 501, Nov.

SULIMAN, S. M. A.; ABUBAKR, M. I.; MIRGHANI, E. F. (1997). Microbial contamination of cutting fluids and associated hazards. **Tribology International**, v. 30, n. 10, p. 753 – 757, Oct.

SULLIVAN, P. A.; EISEN, E. A.; WOSKIE, S. R.; KRIEBEL, D.; WEGMAN, D. H.; HALLOCK, M. F.; HAMMOND, S. K.; TOLBERT, P. E.; SMITH, T. J.; MONSON, R. R. (1998). Mortality studies of metalworking fluid exposure in the automobile industry: VI. a

- case-control study of esophageal cancer. **American Journal of Industrial Medicine**, v. 34, n. 1, p. 36 – 48, July.
- SULZER, G. (1997). High-speed dry hobbing. **Manufacturing Engineering**, v. 119, n. 5, p. 46 – 52, Nov.
- TEETER, F. J. (1999). Coating takes place of coolant. **American Machinist**, June.  
[http://www.americanmachinist.com/1...y/features/june99/coatings\\_99.html](http://www.americanmachinist.com/1...y/features/june99/coatings_99.html).
- TEIXEIRA, C. R., SCHROETER, R. B., WEINGAERTNER, W. L. (2000). Aspectos ecológicos nos processos de usinagem. <http://cimm.uol.com.br/curiosidades/cur10.htm>. (11/03/2000).
- TOLBERT, P. E.; EISEN, E. A.; POTHIER, L. J.; MONSON, R. R.; HALLOCK, M. F.; SMITH, T. J. (1992). Mortality studies of machining–fluid exposure in the automobile industry.- II risks associated with specific fluid types. **Scandinavian Journal Work Environment Health**, v. 18, p. 351 – 360.
- TÖNSHOFF, H. K.; MOHLFELD, A. (1997). PVD-Coatings for wear protection in dry cutting operations. **Surface and Coatings Technology**, v. 93, n. 1, p. 88 – 92, Aug.
- TRENT, E. M. (1991). **Metal cutting**. 3. ed. Oxford, Butterworth-Heinemann.
- VIEIRA, J. M. (1997). **Influência de fluidos de corte no fresamento ao aço NB 8640**. Uberlândia. 123 p. Dissertação (Mestrado) – Centro de Ciências Exatas e Tecnologia, Universidade Federal de Uberlândia.

- WAKABAYASHI, T.; SATO, H.; INASAH, I. (1998). Turning using extremely small amounts of cutting fluids. **JSME International Journal Series C - Mechanical systems machine elements and manufacturing**, v. 41, n. 1, p. 143 - 148, Mar.
- WECK, M.; SCHOEDER, H. B. (1994). Influences of thermal expansion of tool and workpiece on form accuracy in high-precision-turning. IN: 3<sup>rd</sup> INTERNATIONAL CONFERENCE ON ULTRAPRECISION IN MANUFACTURING ENGINEERING, Aachen, 1994. **Proceedings**. p. 265 - 269.
- WEINERT, K.; THAMKE, D. (1996). Kühlschmierstoffkonzepte für die bohrungsbearbeitung, report at VDI-conference "Auf dem Weg zur Trockenbearbeitung", Düsseldorf, 13<sup>th</sup> February 1996, VDI-Bericht 1240, VDI-Verlag Düsseldorf, 1996, p. 111 - 124. Apoud KLOCKE, F.; EISENBLÄTTER, G. p.520.
- WEINGAERTNER, W.; SCHROETER, R.; TEIXEIRA, C. R. (2000). A influência da minimização do fluido de corte. **Máquinas e Metais**, n. 408, p. 52 - 59, jan.
- WERTHEIM, R.; ROTBERG, J.; BER, A. (1992). Influence of high-pressure flushing through the rake face of the cutting tool. **CIRP Annals**, v. 41, n.1, p. 101 - 106.
- YOKOGAWA, M.; YOKOGAWA, K. (1998). Study on cooling air grinding technology without using grinding fluid as an anti-pollution measure. **The International Journal for Manufacturing Science & Production**, v. 1, n. 3, p. 169 - 177.

YOUNG, P.; BYRNE, G.; COTTERELL, M. (1997). Manufacturing and the environment. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 13, n. 7, p. 488 – 493.

ZURECKI, Z. (1999). Accelerated dry machining of metals using liquid nitrogen jet cooling. In: 3<sup>rd</sup> INTERNATIONAL MACHINING & GRINDING CONFERENCE, 3., Cincinnati, 1999. **Proceedings**. Cincinnati, SME. v. 1, p. 725 – 738.

## 8.2 – Bibliografia Consultada

AKAGAWA, A. (1997). Development of cutting fluids which are environment – and human-friendly. **International Journal of the Japan Society for Precision Engineering**, v. 31, n. 4, p. 253 – 256, Dec.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (1971). **NBR 6175 – Processos Mecânicos de Usinagem**. Rio de Janeiro.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (1989). **NBR 6162 – Movimentos e Relações Geométricas na Usinagem dos Metais**. Rio de Janeiro.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (1990). **NBR 6163 – Geometria da Cunha de Corte**. Rio de Janeiro.

ARNOLD, D. B.; MOMPER, F. J. (1997). Machining challenges – difficult-to-machine materials are the key to progress. **Manufacturing Engineering**, v. 119, n. 5, p. 62 – 68, Nov.

- ÁVILA, R. F.; ABRÃO, A. M. (2000). O efeito do uso de fluidos de corte na vida de ferramentas cerâmicas. **Máquinas e Metais**, n. 411, p. 82 – 92, abr.
- Biodegradable cutting fluid. (1997). **Powder Metallurgy**, v. 40, n. 2, p. 94 – 94.
- BRINKSMEIER, E.; MINKE, E. (1993). High-performance surface grinding – the influence of coolant on the abrasive process. **CIRP Annals**, v. 42, n. 1, p. 367 – 370.
- BUTLER, A. C.; FORTUNE, M.; BAILEY, T.; EL-GIZAWY, A.S.; LAZARUS, L. J. (1994). A strategy for machining fluid waste minimization for environmentally conscious manufacturing. **Concurrent Product Design American Society of Mechanical Engineers Design Engineering Division**, v. 74, p. 9 – 17.
- CAMPBELL, J. D. (1995). Optimized coolant application. In: 1<sup>st</sup> INTERNATIONAL MACHINING AND GRINDING CONFERENCE, 1., Dearborn, USA, 1995. **Proceeding**. Dearborn, Society Manufacturing Engineers, p. 893 – 904.
- CHEN, Z.; ATMADI, A.; STEPHENSON, D. A.; LIANG, S. Y. (2000). Analysis of cutting fluid aerosol generation for environmentally responsible machining. **CIRP Annals**, v. 49, n. 1, p. 53 – 56.
- DE CHIFFRE, L.; BELLUCO, W. (2000). Comparison of methods for cutting fluid performance testing. **CIRP Annals**, v. 49, n. 1, p. 57 – 60.
- INCROPERA, F. P.; WITT, D. P. (1990). **Fundamentals of heat and mass transfer**. 3. ed. New York, John Wiley & Sons de Singapura.

- GUO, C.; MALKIN, S. (1996). Inverse heat transfer analysis of grinding – part 1: methods. **Journal of Engineering for Industry**, v. 118, n. 1, p. 137 – 142, Feb.
- GUO, C.; MALKIN, S. (1996). Inverse heat transfer analysis of grinding – part 2: applications. **Journal of Engineering for Industry**, v. 118, n. 1, p. 143 – 149, Feb.
- JAIN, V. K.; SHUKLA, D. S. (1997). The role of fatty materials and water soluble inorganic solids in synthetic metal working fluid. **Wear**, v. 208, n. 1-2, p. 11 – 16, July.
- KANERVA, L.; ESTLANDER, T. (1995). Occupational allergic contact dermatitis associated with curious pubic nickel dermatitis from minimal exposure. **Contact Dermatitis**, v. 32, n. 5, p. 309 – 310, May.
- KOVACEVIC, R.; CHERUKUTHOTA, C.; MOHAN, R. (1995). Improving milling performance with high pressure waterjet assisted cooling / lubrication. **Journal of Engineering for Industry**, v. 117, n. 3, p. 331 – 339, Aug.
- KRAY, L. R.; KANE, P. T. (1998). Studies on coolant degradation and development of a laboratory test method for predicting soluble oil emulsion oxidation stability. **Lubrication Engineering**, v. 54, n. 1, p. 15 – 25, Jan.
- KREITH, F. (1977). **Princípios da transmissão de calor**. 3. ed. São Paulo, Edgard Blücher.
- LI, X.; KOPALINSKY, E. M.; OXLEY, P. L. B. (1995). A numerical method for determining temperature distributions in machining

with coolant part 2: calculation method and results. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B – Journal of Engineering Manufacture**, v. 209, n. 1, p. 45 – 52.

LI, X.; KOPALINSKY, E. M.; OXLEY, P. L. B. (1995). A numerical method for determining temperature distributions in machining with coolant part 1: modelling the process. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B – Journal of Engineering Manufacture**, v. 209, n. 1, p. 33 – 43.

LIEW, W. Y. H.; HUTCHINGS, I. M.; WILLIAMS, J. A. (1999). The interaction between tool material, environment, and process conditions in the machining of aluminium alloys. **Machining Science and Technology**, v. 3, n. 2, p. 273 – 286.

LIMA, F. R. S.; MACHADO, Á. R.; GUIMARÃES, G.; GUTTS, S. (1999). Obtenção da temperatura de corte usando técnica de problema inverso de condução de calor tridimensional. In: 6º COLÓQUIO DE USINAGEM, 6., Uberlândia, 1999. **Anais**. Uberlândia, Universidade Federal de Uberlândia – Laboratório de Ensino e Pesquisa – Laboratório de Usinagem Não-Tradicional, p. 39 – 50.

LEWIS, M. (1998). Five best bets. **American Machinist**, v. 142, n. 3, p. 74 – 80, Mar.

LUGSCHEIDER, E.; GEILER, H. D.; LAKE, M.; ZIMMERMANN, H. (1996). Investigation of thermophysical properties of AIP coated cutting tools for dry machining. **Surface and Coatings Technology**, v. 86 - 87, n. 1 – 3, part 2, p. 803 – 808, Dec.



MACHADO, A. R.; WALLBANK, J. (1997). The effect of extremely low lubricant volumes in machining. **Wear**, v. 210, n. 1-2, p. 76 – 82, Sept.

MASON, F. (2001). Usinando a seco ... ou quase a seco. **Máquinas e Metais** n. 424, p. 160 – 173, maio.

NAKAGAWA, H. (2000). Mínima quantidade de lubrificação não agride o meio ambiente. **Máquinas e Metais**, n. 415, p. 40 – 49, ago.

New cutting fluid stops mist problems (1997). **Manufacturing Engineering**. <http://www.sme.org/cgi-bin/get-mag.pl?GM...3&97fess03&000007&97fess03ARTME&SME134&> (09 Abr.)

OWEN, J. V. (1999). Kepp it clean. **Manufacturing Engineering**, v. 122, n. 5, p. 56 – 63, May.

QUEIROZ, J. L. L., BOEHS, L., SANT'ANNA, F. (1999). Proposta para aprimorar o manejo dos fluidos de corte. **Máquinas e Metais**, n. 399, n. 250 – 255, jan.

RAHMAN, M.; KUMAR, A. S.; CHOUDHURY, M. R. (2000). Identification of effective zones for high pressure coolant in milling. **CIRP Annals**, v. 49, n. 1, p. 47 – 52.

Reconditioning solves coolant problems (1998). **Manufacturing Engineering**. <http://www.sme.org/cgi-bin/get-mag.pl?GM...443&98fess12&000007&98fess12&ARTME&SME6&> (13 Abr.)

- SALES, W. F.; FERNANDES, J. S. P.; MACHADO, Á. R.; MELLO, J. D. B. (1999). Utilização da esclerometria pendular no estudo da performance de fluidos de corte. In: 6° COLÓQUIO DE USINAGEM, 6., Uberlândia, 1999. **Anais**. Uberlândia, Universidade Federal de Uberlândia – Laboratório de Ensino e Pesquisa – Laboratório de Usinagem Não-Traducional, p. 139 – 148.
- SILVA, E. J.; BIANCHI, E. C. (2000). Procedimentos-padrão para uso correto de fluidos de corte. **Máquinas e Metais**, n. 410, p. 88 – 103, mar.
- SMITH, I. J.; GILLIBRAND, D.; BROOKS, J. S.; MÜNZ, W. -D.; HARVEY, S.; GOODWIN, R. (1997). Dry cutting performance of HSS twist drills coated with improved TiAlN. **Surface and Coatings Technology**, v. 90, n. 1 – 2, p. 164 – 171, Mar.
- SUTHERLAND, J. W.; KULUR, V. N.; KING, N. C. (2000). An experimental investigation of air quality in wet and dry turning. **CIRP Annals**, v. 49, n. 1, p. 61 – 64.
- WANG, S. B.; KOU, H. S. (1997). Cooling effectiveness of cutting fluid in creep feed grinding. **International Communications in Heat and Mass Transfer**, v. 24, n. 6, p. 771 – 783, Oct.
- WATANABE, S.; FUJITA, T.; SAKAMOTO, M.; NAKAGAWA, H.; OHMORI, Y. (1996). Characteristic properties of cutting fluid additives derived from the products of boric acid and various aminoalcohols. **Journal of Materials Science Letters**, v. 15, n. 13, p. 1111 – 1114, July.

WAURZYNIAK, P. (1999). Recycle your coolant, chips. **Manufacturing Engineering**, v. 122, n. 3, p. 110 - 116, Mar.

WEBSTER, J. A.; CUI, C.; MINDEK Jr., R. B. (1995). Grinding fluid application system design. **CIRP Annals**, v. 44, n. 1, p. 333 - 338.

WERTHEIM, R.; ROTBERG, J.; BER, A. (1997). Efeitos do fluido a alta pressão através da superfície de saída da ferramenta. **Máquinas e Metais**, n. 383, p. 58 - 79, dez.

YOKOGAWA, M.; YOKOGAWA, K. (1996). Study on air jet cooling grinding technology without using grinding fluid for anti-pollution measure. In: INTERNATIONAL MANUFACTURING ENGINEERING CONFERENCE, Storrs, 1996. **Proceeding**. Storrs, University of Connecticut. p. 132 - 134.

## Apêndice A

Este apêndice mostra a resolução detalhada da equação diferencial [3.5] do item 3.1.2. Neste apêndice a equação [3.5] será renomeada como equação [A.1].

A equação [A.1] é uma equação diferencial ordinária linear de primeira ordem não homogênea com coeficientes constantes.

$$\frac{d\theta}{dt} + \frac{2h_{global}A_L}{\rho cV}\theta = \frac{q''A_s}{\rho cV} \quad [A.1]$$

Como adotado nas condições de contorno (item 3.1.1)  $h_{global}$  e  $q''$  são constantes. Então pode-se dizer que:

$$\frac{2h_{global}A_L}{\rho cV} = k_1 \quad \text{e} \quad \frac{q''A_s}{\rho cV} = k_2$$

onde  $k_1$  e  $k_2$  são constantes. Assim a equação [A.1] pode ser reescrita da seguinte forma:

$$\frac{d\theta}{dt} + k_1\theta = k_2 \quad [A.2]$$

Será usado o método da variação das constantes para a resolução da equação [A.2].

Assumindo:  $\theta = u \cdot v$  [A.3]

Tem-se: 
$$\frac{d\theta}{dt} = u \frac{dv}{dt} + v \frac{du}{dt}$$

Substituindo em [A.2]

$$u \frac{dv}{dt} + v \frac{du}{dt} + u \cdot v \cdot k_1 = k_2$$

Colocando-se  $u$  em evidência tem-se:

$$u \left( \frac{dv}{dt} + v \cdot k_1 \right) + v \frac{du}{dt} = k_2$$

Rearranjando

$$u \left( \frac{dv}{dt} + v \cdot k_1 \right) + \left( v \frac{du}{dt} - k_2 \right) = 0 \quad [A.4]$$

Se cada termo for nulo, então a equação [A.4] será satisfeita embora possam existir outras possibilidades. Optou-se por esta por ser a mais simples e rápida, conduzindo a uma solução.

$$\left( \frac{dv}{dt} + v \cdot k_1 \right) = 0 \quad \text{e} \quad \left( v \frac{du}{dt} - k_2 \right) = 0$$

Assim:

$$\frac{dv}{dt} + v \cdot k_1 = 0 \quad [A.5]$$

$$v \frac{dv}{dt} = k_2 \quad [\text{A.6}]$$

de [A.5] tem-se:

$$\frac{dv}{dt} = -v \cdot k_1$$

$$\frac{dv}{v} = -k_1 dt$$

$$\int \frac{dv}{v} = -k_1 \int dt$$

$$\ln v + c_1 = -k_1 t + c_2$$

$$\ln v = -k_1 t + (c_2 - c_1)$$

$$\ln v = -k_1 t + c_3$$

$$v = e^{-k_1 t} + e^{c_3}$$

$$v = e^{-k_1 t} + c_4$$

Não se acrescenta constante de integração porque deseja-se apenas uma solução para  $v$  das infinitas possíveis. Assim:

$$v = e^{-k_1 t} \quad [\text{A.7}]$$

Substituindo [A.7] em [A.6] e desenvolvendo-se:

$$v \frac{du}{dt} = k_2$$

$$e^{-k_1 t} \frac{du}{dt} = k_2$$

$$\frac{du}{dt} = \frac{k_2}{e^{-k_1 t}}$$

$$du = \frac{k_2}{e^{-k_1 t}} dt$$

$$\int du = k_2 \int \frac{dt}{e^{-k_1 t}}$$

$$\int du = k_2 \int e^{k_1 t} dt$$

$$u + c_5 = k_2 \frac{e^{k_1 t}}{k_1} + c_6$$

$$u = \frac{k_2}{k_1} e^{k_1 t} + c_6 - c_5$$

$$u = \frac{k_2}{k_1} e^{k_1 t} + c_7 \quad [\text{A.8}]$$

Substituindo [A.7] e [A.8] na equação [A.3].

$$\theta = u \cdot v \quad [\text{A.3}]$$

$$\theta = e^{-k_1 t} \cdot \left( \frac{k_2}{k_1} e^{k_1 t} + c_7 \right)$$

$$\theta = e^{-k_1 t} \cdot \frac{k_2}{k_1} e^{k_1 t} + c_7 \cdot e^{-k_1 t}$$

$$\theta = c_7 e^{-k_1 t} + \frac{k_2}{k_1} \quad [\text{A.9}]$$

A equação [A.9] é a solução geral para a equação [A.2].

Para encontrar-se a constante  $c_7$ , ou seja uma solução particular, precisa-se de uma condição inicial. Considerando-se que antes de cada experimento a máquina-ferramenta, o corpo-de-prova e o fluido de corte estão em equilíbrio térmico pode-se dizer que:

$$\text{Para } t = 0 \Rightarrow \theta = 0.$$

Substituindo a condição de contorno na equação [A.9]. Tem-se:

$$0 = c_7 e^{-k_1 0} + \frac{k_2}{k_1}$$

$$c_7 = -\frac{k_2}{k_1}$$

Substituindo  $c_7$  na equação [A.9] obtém-se a solução particular procurada.

$$\theta = -\frac{k_2}{k_1} e^{-k_1 t} + \frac{k_2}{k_1}$$

$$\theta = \frac{k_2}{k_1} (1 - e^{-k_1 t}) \quad \text{[A.10]}$$

A equação [A.10] é a solução particular da equação [A.2].

Substituindo as constante  $k_1$  e  $k_2$ , a equação [A.10] assume a seguinte forma:

$$\theta(t) = \frac{\frac{q'' A_s}{\rho c V}}{\frac{2h_{global} A_L}{\rho c V}} \left( 1 - e^{-\left(\frac{2h_{global} A_L}{\rho c V}\right)t} \right)$$

$$\theta(t) = \frac{q'' A_s}{2h_{global} A_L} \left( 1 - e^{-\left(\frac{2h_{global} A_L}{\rho c V}\right)t} \right) \quad [A.11]$$

A equação [A.11] é, portanto, a resolução da equação [A.1] na sua forma final. Esta equação representa a forma como a temperatura do corpo-de-prova deve variar com o tempo segundo as hipóteses simplificadoras.

A equação [A.11] deste apêndice é renomeada como equação [3.6] no texto principal (item 3.1.2).

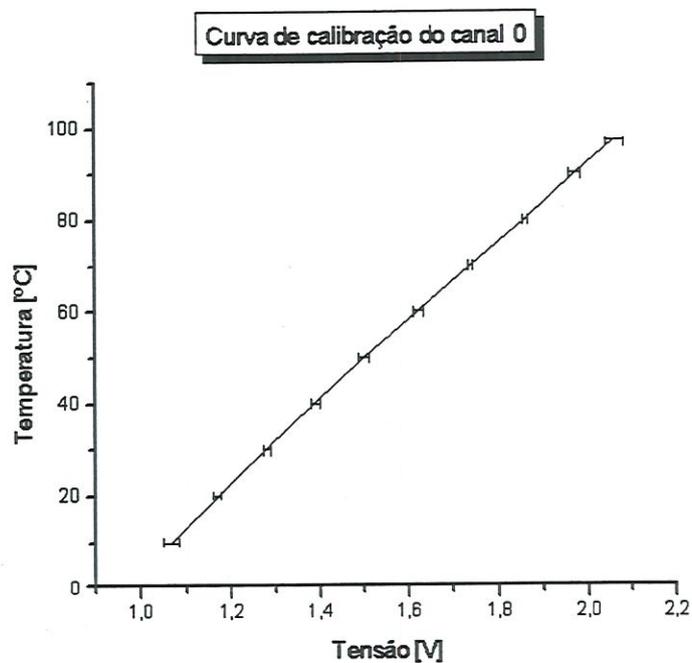
## Apêndice B

Este apêndice trata da calibração dos termopares usados na experimentação deste trabalho.

Para cada termopar foi construído um gráfico (tensão média x temperatura) que mostra a curva de calibração do termopar em questão. Também foi elaborado uma tabela para cada termopar que mostra a tensão média, a incerteza absoluta e a incerteza relativa.

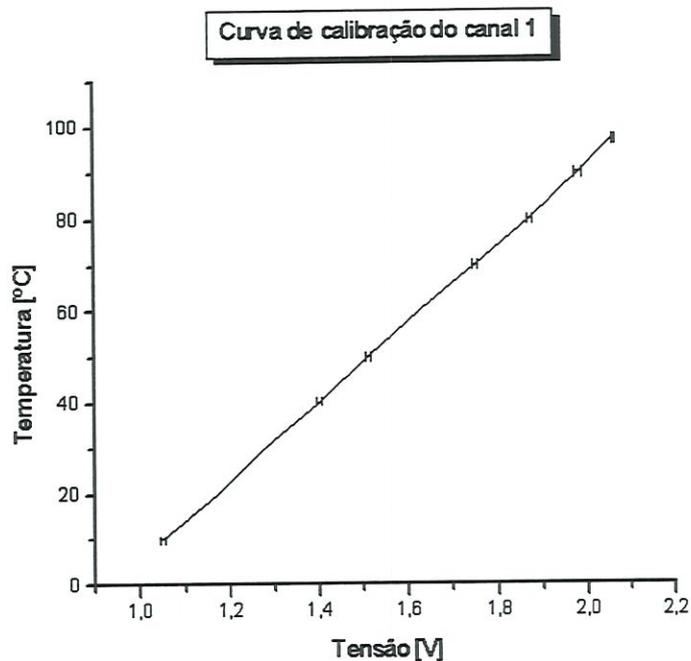
A incerteza absoluta foi calculada com base na distribuição de probabilidades *t-studet*. Foi usada uma confiabilidade de 95% e número de observações igual a 6.

### Termopar 0



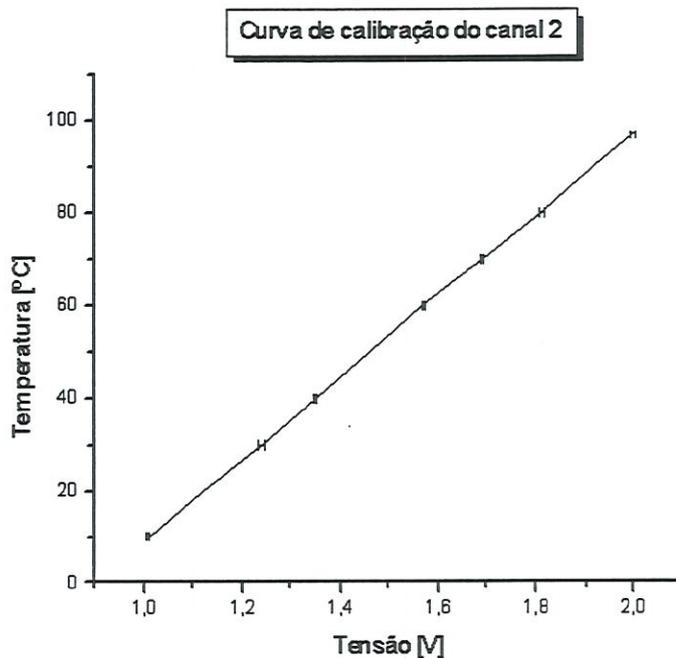
Temperatura [°C]	Tensão Média [V]	Incerteza Absoluta [V]	Incerteza Relativa [%]
10	1,07	± 0,017	± 1,596
20	1,17	± 0,009	± 0,773
30	1,28	± 0,009	± 0,701
40	1,39	± 0,008	± 0,576
50	1,50	± 0,012	± 0,799
60	1,62	± 0,012	± 0,740
70	1,74	± 0,006	± 0,346
80	1,86	± 0,004	± 0,215
90	1,97	± 0,013	± 0,662
97	2,06	± 0,021	± 1,022

## Termopar 1



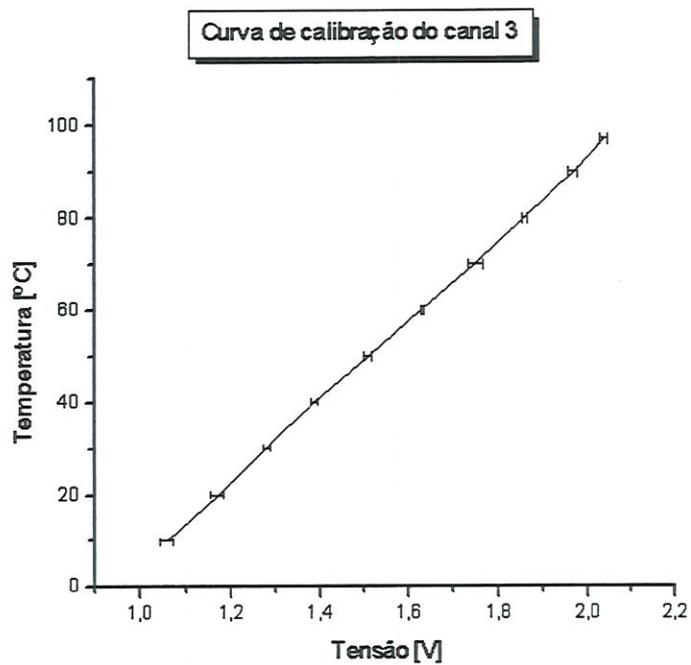
Temperatura [°C]	Tensão Média [V]	Incerteza Absoluta [V]	Incerteza Relativa [%]
10	1,05	± 0,005	± 0,475
20	1,17	± 0,000	± 0,000
30	1,28	± 0,000	± 0,000
40	1,40	± 0,004	± 0,286
50	1,51	± 0,004	± 0,265
60	1,63	± 0,000	± 0,000
70	1,75	± 0,006	± 0,344
80	1,87	± 0,006	± 0,322
90	1,98	± 0,008	± 0,404
97	2,06	± 0,004	± 0,194

## Termopar 2



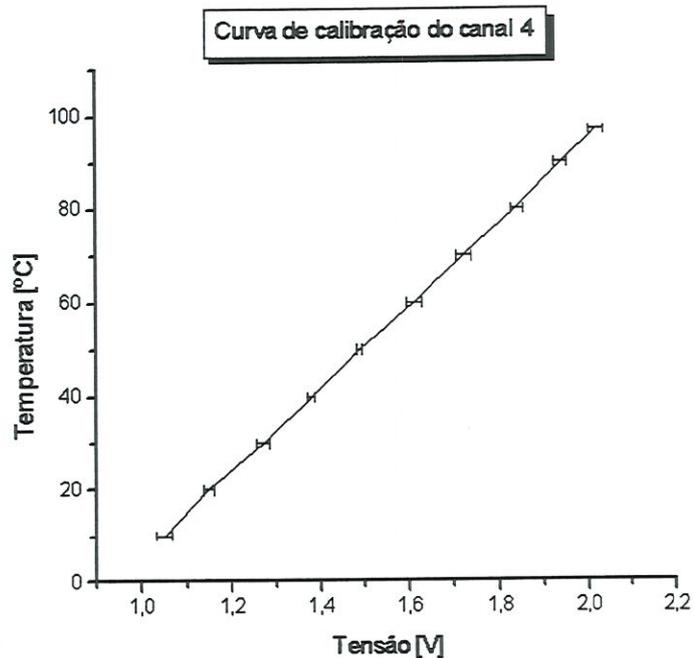
Temperatura [°C]	Tensão Média [V]	Incerteza Absoluta [V]	Incerteza Relativa [%]
10	1,01	± 0,005	± 0,493
20	1,12	± 0,000	± 0,000
30	1,24	± 0,005	± 0,404
40	1,35	± 0,004	± 0,297
50	1,46	± 0,000	± 0,000
60	1,57	± 0,004	± 0,255
70	1,69	± 0,004	± 0,236
80	1,81	± 0,007	± 0,387
90	1,92	± 0,000	± 0,000
97	2,00	± 0,004	± 0,200

### Termopar 3



Temperatura [°C]	Tensão Média [V]	Incerteza Absoluta [V]	Incerteza Relativa [%]
10	1,06	± 0,015	± 1,417
20	1,17	± 0,013	± 1,111
30	1,28	± 0,011	± 0,857
40	1,39	± 0,005	± 0,359
50	1,51	± 0,009	± 0,596
60	1,63	± 0,005	± 0,307
70	1,75	± 0,018	± 1,032
80	1,86	± 0,008	± 0,430
90	1,97	± 0,009	± 0,458
97	2,04	± 0,009	± 0,441

### Termopar 4



Temperatura [°C]	Tensão Média [V]	Incerteza Absoluta [V]	Incerteza Relativa [%]
10	1,05	± 0,018	± 1,717
20	1,15	± 0,011	± 0,954
30	1,27	± 0,015	± 1,183
40	1,38	± 0,011	± 0,800
50	1,49	± 0,006	± 0,404
60	1,61	± 0,016	± 0,997
70	1,72	± 0,018	± 1,048
80	1,84	± 0,012	± 0,652
90	1,94	± 0,016	± 0,823
97	2,02	± 0,017	± 0,840

## Apêndice C

O rotâmetro é um medidor de vazão volumétrica (de área variável) para fluidos de funcionamento bem simples. Um tubo de vidro cônico, um flutuador e um arame tem uma montagem coaxial, figura C.1. O flutuador corre sobre o arame que serve de guia (para que não bata e quebre o tubo de vidro). Quando o fluido entra internamente no tubo eleva o flutuador até uma altura de equilíbrio, onde é feita a medição através de uma escala graduada no tubo de vidro. Para entender como o equilíbrio é estabelecido deve-se observar que: a área de passagem de fluido entre o flutuador e a parede interna do tubo varia a medida que o flutuador sobe, pois o diâmetro externo do flutuador é fixo e diâmetro interno do tubo aumenta com a altura, devido a conicidade do tubo. Quando o fluido entra no tubo de vidro, ele eleva o flutuador até uma altura em que a área de passagem de fluido permite que a pressão dinâmica do fluido equilibre o peso do flutuador.

Este tipo de rotâmetro deve ser usado na posição vertical, pois depende da ação da gravidade agindo sobre o flutuador.

A correção da pressão é feita através da fórmula abaixo. Multiplica-se o valor de vazão lido no rotâmetro pelo fator de correção obtendo-se a leitura corrigida.

$$\text{Fator de correção} = \sqrt{\frac{P_{\text{operação}}}{P_{\text{calibração}}}}$$

Como é necessário saber a pressão do ar comprimido na entrada do rotâmetro, o filtro regulador de pressão foi colocado imediatamente antes deste.

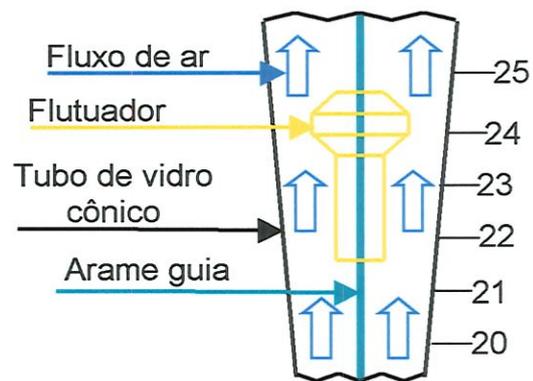
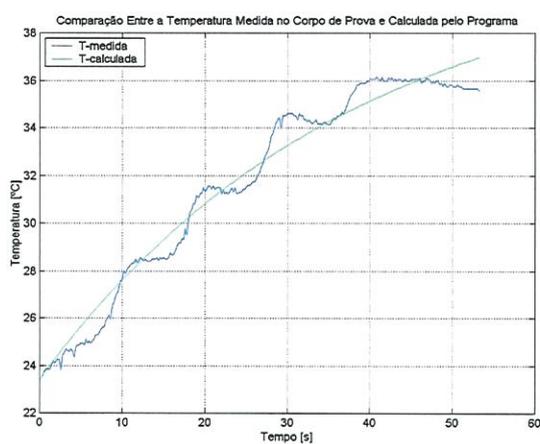


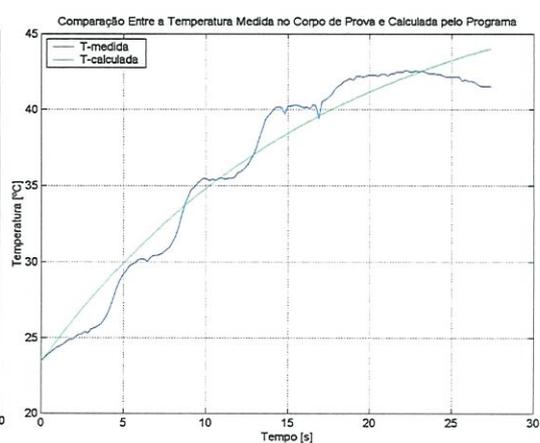
FIGURA C.1 – Esquema de funcionamento de um rotâmetro.

## Apêndice D

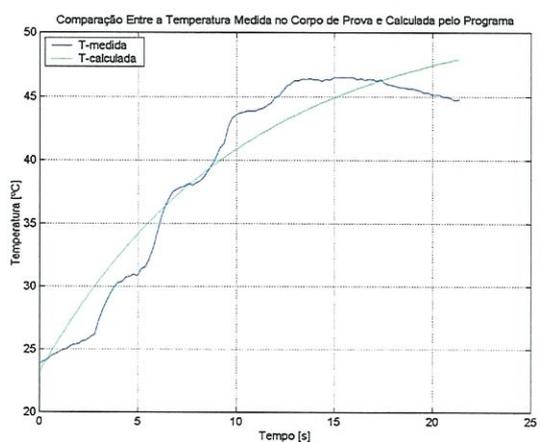
Gráficos com a temperatura média experimental e temperatura média calculada juntamente com o respectivo  $R^2$ .



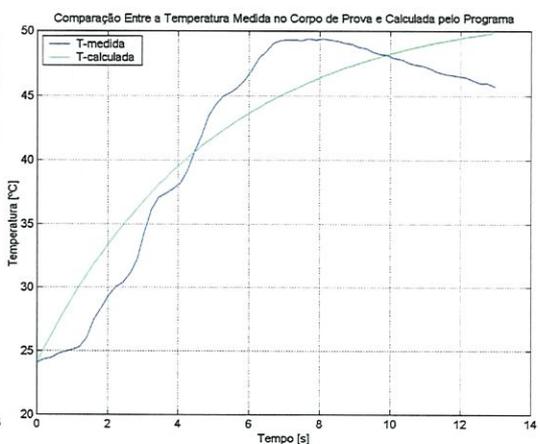
(a)  $v_c = 50 \text{ m/min} - R^2 = 0,8932$



(b)  $v_c = 100 \text{ m/min} - R^2 = 0,8367$

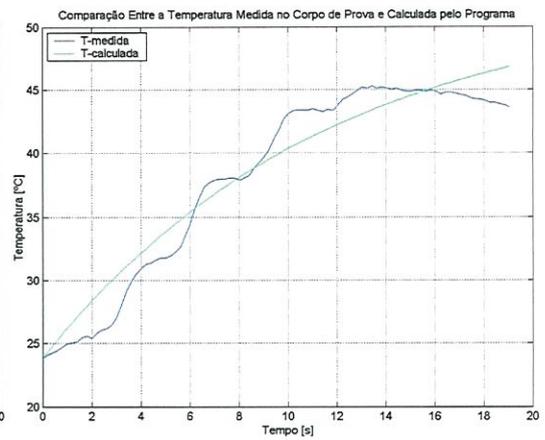
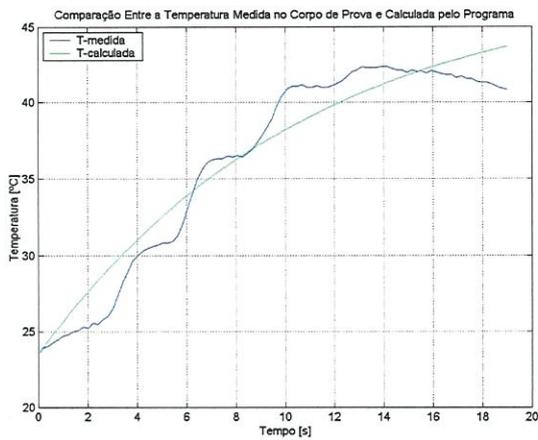


(c)  $v_c = 150 \text{ m/min} - R^2 = 0,7846$

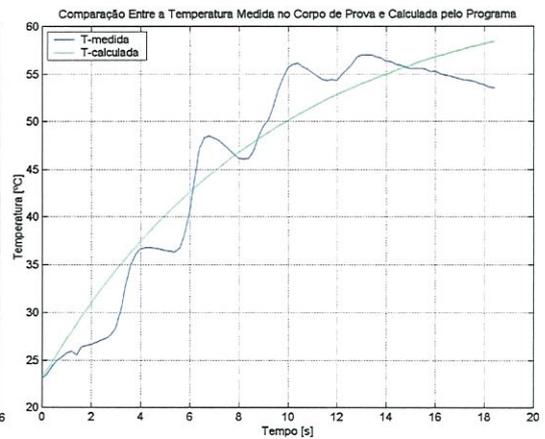
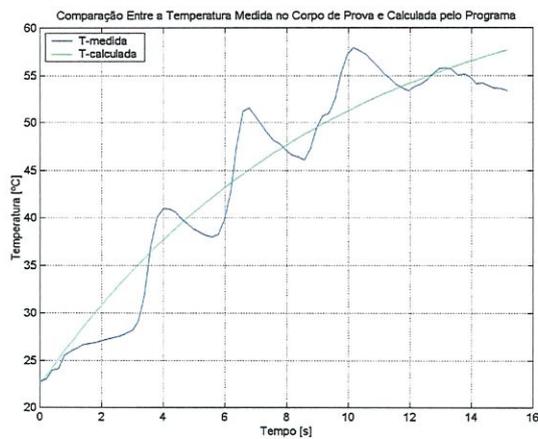


(d)  $v_c = 300 \text{ m/min} - R^2 = 0,6757$

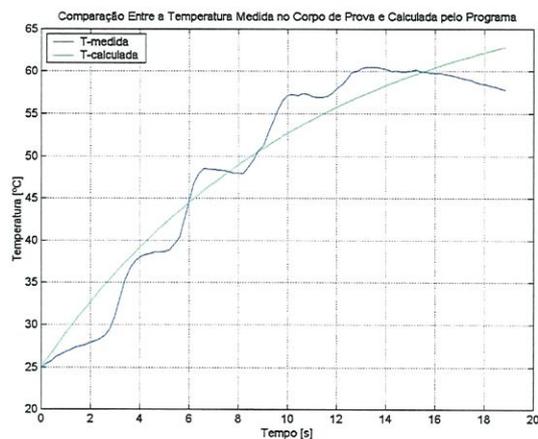
FIGURA D.1 – Variação da velocidade de corte. Largura de usinagem 18 mm, profundidade de usinagem 0,1 mm, avanço 0,02 mm/aresta, sem fluido de corte.



(a)  $a_p = 0,1 \text{ mm}$  - ar  $22,5 \text{ m}^3/\text{h}$  -  $R^2 = 0,7898$  (b)  $a_p = 0,1 \text{ mm}$  - ar  $11,25 \text{ m}^3/\text{h}$  -  $R^2 = 0,7867$



(c)  $a_p = 0,25 \text{ mm}$  - ar  $22,5 \text{ m}^3/\text{h}$  -  $R^2 = 0,8062$  (d)  $a_p = 0,25 \text{ mm}$  - ar  $11,25 \text{ m}^3/\text{h}$  -  $R^2 = 0,7757$



(e)  $a_p = 0,25 \text{ mm}$  - sem fluido -  $R^2 = 0,7971$

FIGURA D.2 – Variação da profundidade de usinagem e da condição de refrigeração/lubrificação. Velocidade de corte  $150 \text{ m}/\text{min}$ , largura de usinagem  $18 \text{ mm}$ , avanço  $0,02 \text{ mm}/\text{aresta}$ .

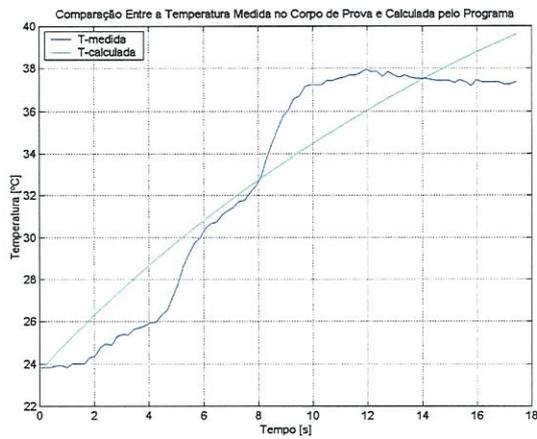
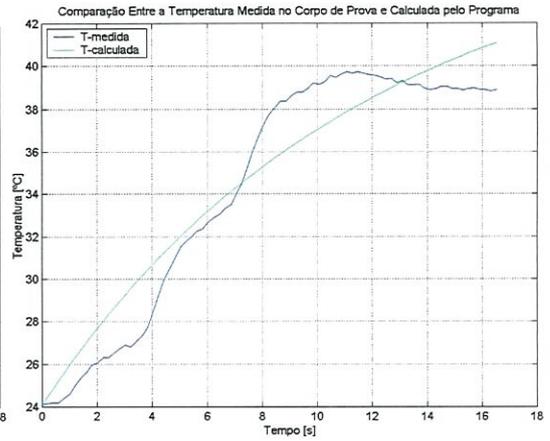
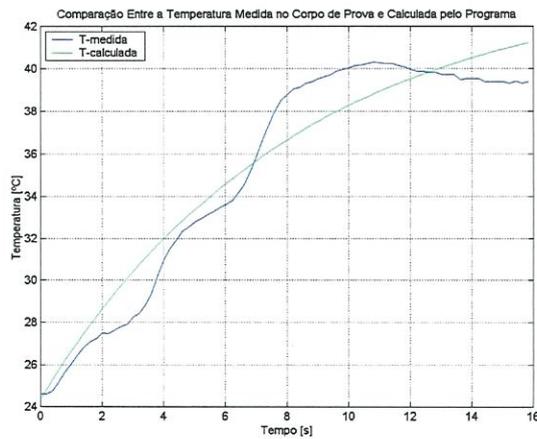
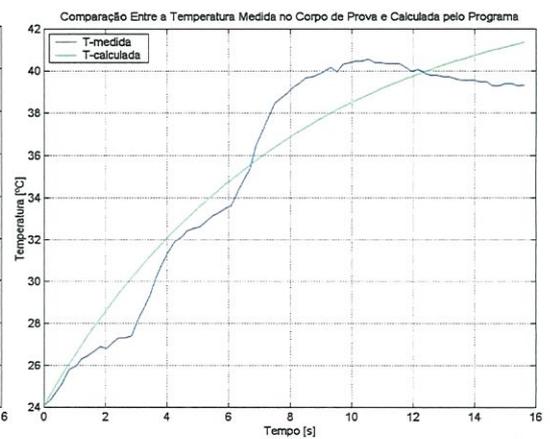
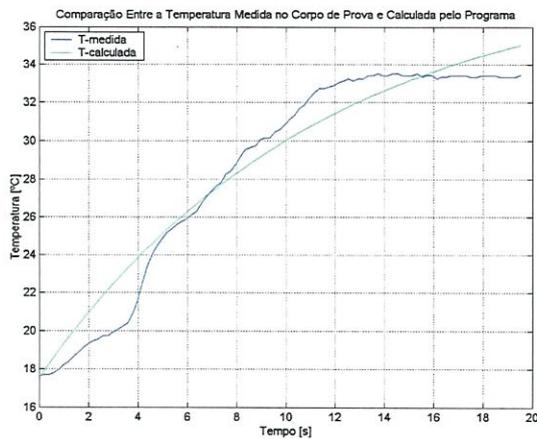
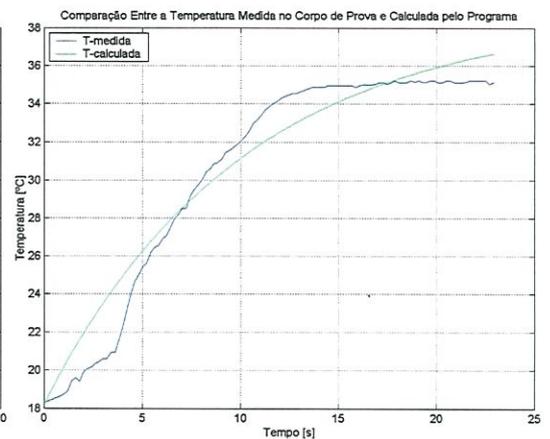
(a)  $O_{\max} A_{r\max} - R^2 = 0,7196$ (b)  $O_{\min} A_{r\min} - R^2 = 0,7509$ (c)  $O_{\min} A_{r\max} - R^2 = 0,8050$ (d)  $O_{\max} A_{r\min} - R^2 = 0,7923$ 

FIGURA D.3 – Uso da técnica MQL com o óleo Oleina com duas vazões de óleo e duas de ar comprimido. Velocidade de corte 150 m/min, largura de usinagem 18 mm, profundidade de usinagem 0,1 mm, avanço 0,02 mm/aresta.

(a)  $O_{\max} A_{r\max} - R^2 = 0,7957$ (b)  $O_{\min} A_{r\min} - R^2 = 0,7791$

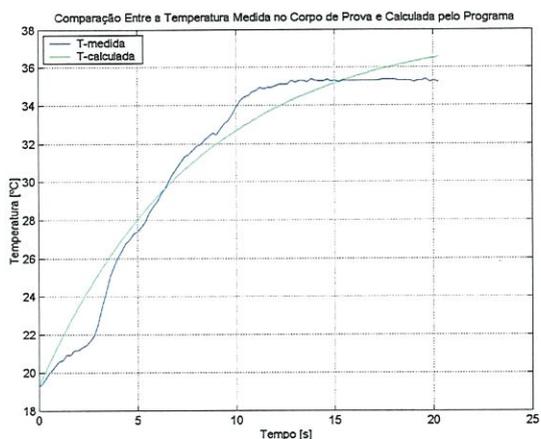
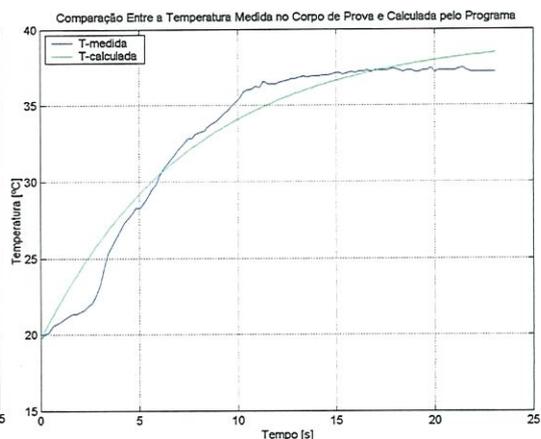
(c)  $O_{\min} Ar_{\max} - R^2 = 0,8077$ (d)  $O_{\max} Ar_{\min} - R^2 = 0,7973$ 

FIGURA D.4 – Uso da técnica MQL com o óleo Bio 800 com duas vazões de óleo e duas de ar comprimido. Velocidade de corte 150 m/min, largura de usinagem 18 mm, profundidade de usinagem 0,1 mm, avanço 0,02 mm/aresta.

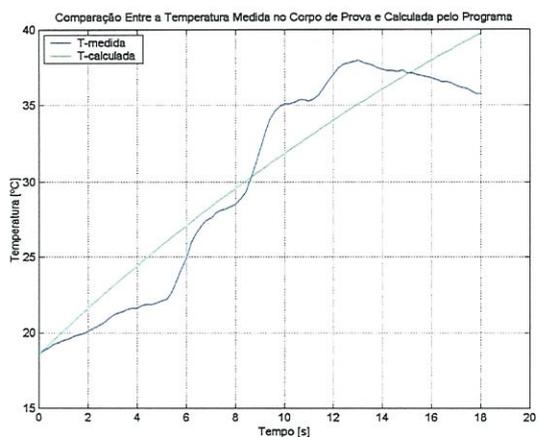
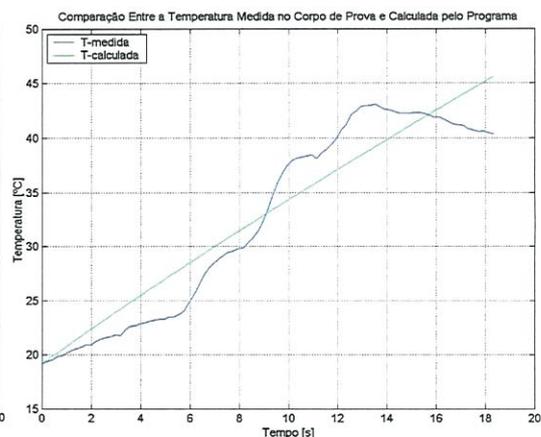
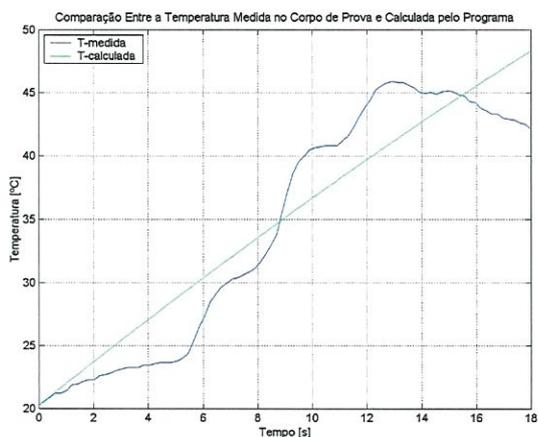
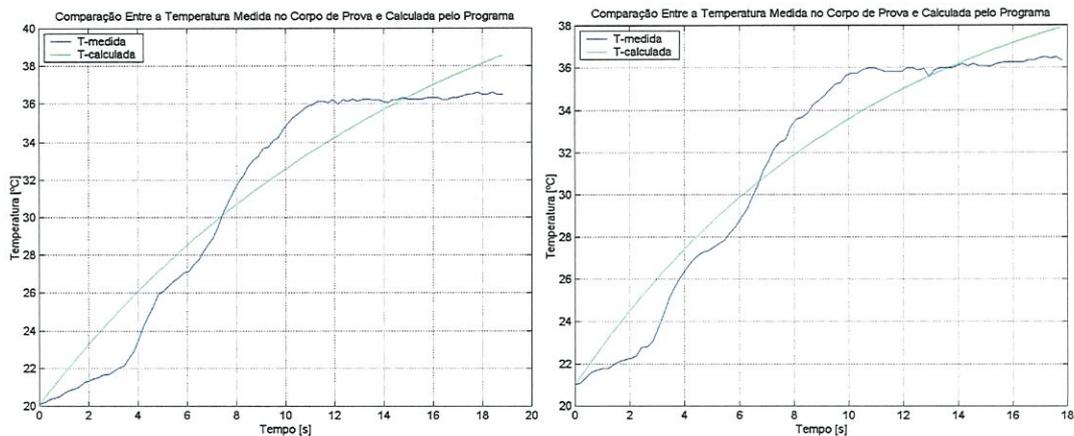
(a)  $O_{\max} Ar_{\max} - R^2 = 0,7532$ (b)  $O_{\min} Ar_{\min} - R^2 = 0,7714$ (c)  $O_{\min} Ar_{\max} - R^2 = 0,7657$ (d)  $O_{\max} Ar_{\min} - R^2 = 0,7686$ 

FIGURA D.5 – Uso da técnica MQL com o óleo Microcorte 220 com duas vazões de óleo e duas de ar comprimido. Velocidade de

cut 150 m/min, largura de usinagem 18 mm, profundidade de usinagem 0,1 mm, avanço 0,02 mm/aresta.



(a) 60 mm -  $R^2 = 0,7574$

(b) 30 mm -  $R^2 = 0,7735$

FIGURA D.6 – Variação da posição dos bicos aspersores. Condição de refrigeração/lubrificação MQL com o óleo Microcorte 220 ( $O_{m\acute{a}x}$   $A_{r_{m\acute{a}x}}$ ), velocidade de corte 150 m/min, largura de usinagem 18 mm, profundidade de usinagem 0,1 mm, avanço 0,02 mm/aresta.

## Apêndice E

Neste apêndice estão as tabelas que contém os valores da Energia de Usinagem (EU), da Energia Acumulada do corpo-de-prova (EA) e o Índice de Classificação dos fluidos de corte ( $I_{Class}$ ) apresentados no texto principal.

TABELA E.1 – Influência da velocidade de corte na EU, EA e  $I_{Class}$ . Profundidade de usinagem 0,1 mm, avanço 0,02 mm/aresta, largura de usinagem 18 mm e sem uso de fluido.

	Velocidade de corte (m/min)			
	50	100	150	300
EU (J)	3.646	3.904	4.116	3.525
EA (J)	1.840	2.915	4.018	4.701
$I_{Class}$	0,50	0,75	0,97	1,33

TABELA E.2 – Influência da profundidade de usinagem e das condições de refrigeração/lubrificação na EU, EA e  $I_{Class}$ . Velocidade de corte 150 m/min, avanço 0,02 mm/aresta, largura de usinagem 18 mm.

Profundidade de usinagem (mm)	Condição de Refrigeração/Lubrificação								
	Sem Fluido			Ar (11,25 m <sup>3</sup> /h)			Ar (22,5 m <sup>3</sup> /h)		
	EU (J)	EA (J)	$I_{Class}$	EU (J)	EA (J)	$I_{Class}$	EU (J)	EA (J)	$I_{Class}$
0,1	4.116	4.018	0,97	4.257	3.309	0,78	4.114	2.972	0,72
0,25	7.337	5.569	0,76	7.482	5.509	0,74	7.585	5.064	0,68

TABELA E.3 – Influência do óleos e das condições de refrigeração/lubrificação na EU, EA e I<sub>Class</sub>. Velocidade de corte 150 m/min, profundidade de usinagem 0,1 mm, avanço 0,02 mm/aresta, largura de usinagem 18 mm.

			Óleos		
			Oleina	Biog 800	Microcorte 220
Condição de Refrigeração/Lubrificação	O <sub>máx</sub> x A <sub>máx</sub>	EU (J)	4.673	4.756	4.658
		EA (J)	1.849	2.577	2.332
		I <sub>Class</sub>	0,39	0,54	0,50
	O <sub>mín</sub> x A <sub>mín</sub>	EU (J)	4.481	4.598	4.685
		EA (J)	2.320	3.098	2.623
		I <sub>Class</sub>	0,52	0,67	0,56
	O <sub>mín</sub> x A <sub>máx</sub>	EU (J)	4.599	4.852	4.623
		EA (J)	2.614	3.086	2.523
		I <sub>Class</sub>	0,57	0,63	0,54
	O <sub>máx</sub> x A <sub>mín</sub>	EU (J)	4.636	4.822	5.062
		EA (J)	2.704	3.687	2.927
		I <sub>Class</sub>	0,58	0,76	0,58

TABELA E.4 – Influência da posição dos bicos asperores na EU, EA e I<sub>Class</sub>. Velocidade de corte 150 m/min, profundidade de usinagem 0,1 mm, avanço 0,02 mm/aresta, largura de usinagem 18 mm, MQL com o óleo Microcorte 220 (O<sub>máx</sub> A<sub>máx</sub>).

	Posição do bico aspersor (mm)	
	60	30
EU (J)	5.178	5.396
EA (J)	2.386	2.427
I <sub>Class</sub>	0,46	0,45

## Apêndice F

Procurou-se verificar a influência de algumas variáveis na resposta da EU e EA. Isto foi realizado através da análise de variância, mais especificamente através das tabelas ANOVA, os quais são apresentados a seguir.

TABELA F.1 – Quadro ANOVA para verificar a influência da profundidade de usinagem e das condições de refrigeração/lubrificação (sem fluido, ar 11,25 m<sup>3</sup>/h e ar 22,5 m<sup>3</sup>/h) na Energia de Usinagem (EU).

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	Teste F
Prof. Usinag.	16.391.148	1	16.391.148	1.598,72
Refrig/Lubrif	23.985	2	11.992	1,17
Iteração	20.505	2	10.252	
Erro	0	0	0	
Total	16.435.638	5		

Como não ocorreu a repetição dos experimentos não foi possível calcular o Erro. Para o cálculo do Teste F fez-se uma aproximação substituindo o Quadrado Médio do Erro pelo Quadrado Médio da Iteração. Assim não foi possível verificar a Iteração entre os dois fatores. Foi usado 95% de confiabilidade. Este procedimento foi usados em todos os quadros ANOVA deste apêndice.

A influência da profundidade de usinagem sobre EU torna-se evidente quando compara-se o Teste F calculado (1.598,72) com o Teste F tabelado (18,51), pois o valor do Teste F calculado é muito maior que o valor do Teste F tabelado. Para as condições de refrigeração/lubrificação testadas ocorreu o contrário, o Teste F calculado (1,17) foi menor que o Teste F tabelado (19) o que significa que as condições de refrigeração/lubrificação utilizados não produziram mudanças significativas na Energia de Usinagem.

TABELA F.2 – Quadro ANOVA para verificar a influência da profundidade de usinagem e das condições de refrigeração/lubrificação (sem fluido, ar 11,25 m<sup>3</sup>/h e ar 22,5 m<sup>3</sup>/h) na Energia Acumulada no corpo-de-prova (EA).

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	Teste F
Prof. Usinag.	5.690.108	1	5.690.108	94,11
Refrig/Lubríf	601.414	2	300.707	4,97
Iteração	120.924	2	60.462	
Erro	0	0	0	
Total	6.412.446	5		

A análise de variância para EA foi semelhante a de EU. Houve significância da profundidade de usinagem sobre EA, o Teste F calculado (94,11) foi maior que o Teste F tabelado (18,51) e não existiu variações significativas das condições de refrigeração/lubrificação testadas sobre EA, o Teste F calculado (4,97) foi menor que o Teste F tabelado (19).

TABELA F.3 – Quadro ANOVA para verificar a influência dos óleos estudados e da técnica MQL sob determinadas condições de refrigeração/lubrificação ( $O_{máx} A_{máx}$ ,  $O_{mín} A_{mín}$ ,  $O_{mín} A_{máx}$  e  $O_{máx} A_{mín}$ ) na Energia Usinagem (EU).

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	Teste F
Óleos.	68.053	2	34.026	2,30
Refrig/Lubríf	96.544	3	32.181	2,18
Iteração	88.709	6	14.782	
Erro	0	0	0	
Total	253.306	11		

Tanto os óleos quanto as condições de refrigeração/lubrificação não provocaram mudanças significativas na Energia de usinagem. Para os óleos o Teste F calculado (2,3) foi menor que o Teste F tabelado (9,55), o mesmo ocorrendo com as condições de refrigeração/lubrificação (o Teste F calculado (2,18) e Teste F tabelado (4,76)).

TABELA F.4 – Quadro ANOVA para verificar a influência dos óleos estudados e da técnica MQL sob determinadas condições de refrigeração/lubrificação ( $O_{máx} A_{máx}$ ,  $O_{mín} A_{mín}$ ,  $O_{mín} A_{máx}$  e  $O_{máx} A_{mín}$ ) na Energia Acumulada no corpo-de-prova (EA).

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	Teste F
Óleos.	1.148.674	2	574.337	23,41
Refrig/Lubríf	1.100.732	3	366.910	14,95
Iteração	147.214	6	24.535	
Erro	0	0	0	
Total	2.396.620	11		

Para EA ocorreu o oposto de EU, os óleos e as condições de refrigeração/lubrificação mostraram que influenciam a Energia Acumulada no corpo-de-prova. Para os óleos o Teste F calculado (23,41) foi maior que o Teste F tabelado (9,55), o mesmo ocorrendo com as condições de refrigeração/lubrificação o Teste F calculado (14,95) foi maior que o Teste F tabelado (4,76).

## Apêndice G

Neste apêndice estão as tabelas que contêm os valores do coeficiente de transmissão de calor por convecção global ( $h_{global}$ ) para as condições de usinagem e lubrificação/refrigeração estudadas neste trabalho.

TABELA G.1 – Influência da velocidade de corte sobre o  $h_{global}$ . Profundidade de usinagem 0,1 mm, avanço 0,02 mm/aresta, largura de usinagem 18 mm e sem uso de fluido.

	Velocidade de corte (m/min)			
	50	100	150	300
$h_{global}$ (W/m <sup>2</sup> K)	638	1.372	2.361	4.825

TABELA G.2 – Influência da profundidade de usinagem e das condições de refrigeração/lubrificação sobre o  $h_{global}$ . Velocidade de corte 150 m/min, avanço 0,02 mm/aresta, largura de usinagem 18 mm.

Profundidade de usinagem (mm)	Condição de Refrigeração/Lubrificação		
	Sem Fluido	Ar (11,25 m <sup>3</sup> /h)	Ar (22,5 m <sup>3</sup> /h)
	$h_{global}$ (W/m <sup>2</sup> K)	$h_{global}$ (W/m <sup>2</sup> K)	$h_{global}$ (W/m <sup>2</sup> K)
0,1	2.361	2.061	2.181
0,25	2.189	2.552	2.530

TABELA G.3 - Influência do óleos e das condições de refrigeração/lubrificação sobre o  $h_{global}$ . Velocidade de corte 150 m/min, profundidade de usinagem 0,1 mm, avanço 0,02 mm/aresta, largura de usinagem 18 mm.

			Óleos		
			Oleina	Biog 800	Microcorte 220
Condição de Refrigeração/Lubrificação	Omáx x Ar máx	$h_{global}$ (W/m <sup>2</sup> K)	1.217	2.095	799
	O mín x Ar mín	$h_{global}$ (W/m <sup>2</sup> K)	2.076	2.356	298
	O mín x Ar máx	$h_{global}$ (W/m <sup>2</sup> K)	2.887	2.973	453
	Omáx x Ar mín	$h_{global}$ (W/m <sup>2</sup> K)	3.010	3.098	240

TABELA G.4 - Influência da posição dos bicos asperores sobre o  $h_{global}$ . Velocidade de corte 150 m/min, profundidade de usinagem 0,1 mm, avanço 0,02 mm/aresta, largura de usinagem 18 mm, MQL com o óleo Microcorte 220 (Omáx Ar máx).

	Posição do bico aspersor (mm)	
	60	30
$h_{global}$ (W/m <sup>2</sup> K)	1.538	2.152