UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
Faculdade de Engenharia
Campus de Bauru

COMPORTAMENTO DO PROCESSO DE TORNEAMENTO DO AÇO VV56 SOB DIFERENTES MANEIRAS DE APLICAÇÃO DO FLUIDO DE CORTE

Luís Jacinto Nalon

BAURU
2004

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
Faculdade de Engenharia
Campus de Bauru

COMPORTAMENTO DO PROCESSO DE TORNEAMENTO DO AÇO VV56 SOB DIFERENTES MANEIRAS DE APLICAÇÃO DO FLUIDO DE CORTE

LUÍS JACINTO NALON

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia da UNESP - Campus de Bauru, para obtenção do título de Mestre em Engenharia Industrial.

BAURU - SP
Abril - 2004

Cod. Capes - 30000009 - Engenharias
- Usinagem
Número de chamada
Clas. T / UNESP
PHA N16 c
Tombo n.º 1.161

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
Faculdade de Engenharia
Campus de Bauru

COMPORTAMENTO DO PROCESSO DE TORNEAMENTO DO AÇO VV56 SOB DIFERENTES MANEIRAS DE APLICAÇÃO DO FLUIDO DE CORTE

BIBLIOTECA - UNESP - CAMPUS BAURU

LUÍS JACINTO NALON

Orientador: Prof. Dr. Luiz Eduardo de Angelo Sanchez

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia da UNESP - Campus de Bauru, para obtenção do título de Mestre em Engenharia Industrial.

BAURU - SP
Abril - 2004

Ficha catalográfica elaborada por
DIVISÃO TÉCNICA DE BIBLIOTECA E DOCUMENTAÇÃO
UNESP - Bauru

Nalon, Luís Jacinto
Comportamento do processo de torneamento do aço VV56 sob diferentes maneiras de aplicação do fluido de corte / Luís Jacinto Nalon. - - Bauru : [s.n.], 2004.
145 f.

Orientador: Luiz Eduardo de Angelo Sanchez.

Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Bauru, 2004.

1. Fluido de corte. 2. Jato de fluido. 3. Mínima quantidade de fluido de corte. 4. Torneamento. 5. Desgaste da ferramenta. I – Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Bauru. II - Título.

PÓS-GRADUAÇÃO
ENGENHARIA MECÂNICA

ATA Nº 054/2004

ATA DA DEFESA PÚBLICA DA DISSERTAÇÃO DE MESTRADO DE *LUÍS JACINTO NALON*, ALUNO DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA, DA FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNESP – CAMPUS DE BAURU.

No dia cinco de março de dois mil e quatro , às 14 horas, no anfiteatro do prédio da Pós-graduação da Faculdade de Engenharia da UNESP, Campus de Bauru, reuniu-se a Comissão Examinadora da Defesa Pública, composta pelos Professores Doutores: Luiz Eduardo de Angelo Sanchez do Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia - UNESP – Campus de Bauru, Presidente da Banca, Anselmo Eduardo Diniz do Departamento de Engenharia de Fabricação da Faculdade de Engenharia Mecânica – UNICAMP e Reginaldo Teixeira Coelho do Departamento de Engenharia de Produção – EESC – São Carlos, a fim de proceder a argüição pública da Dissertação de Mestrado do candidato ***LUÍS JACINTO NALON***, intitulada "COMPORTAMENTO DO PROCESSO DE TORNEAMENTO DE UM MATERIAL DE DIFÍCIL USINAGEM SOB DIFERENTES MANEIRAS DE APLICAÇÃO DO FLUIDO DE CORTE". O Professor Doutor Luiz Eduardo de Angelo Sanchez, Presidente da Banca, apresentou o candidato, que dissertou sobre seu trabalho, em quarenta minutos, após, o candidato foi argüido oralmente pelos membros componentes da Comissão Examinadora no tempo regulamentar exigido. Logo após, reuniu-se a Comissão Examinadora, que propôs a alteração do Título do Trabalho para: "COMPORTAMENTO DO PROCESSO DE TORNEAMENTO DO AÇO VV56 SOB DIFERENTES MANEIRAS DE APLICAÇÃO DO FLUIDO DE CORTE", tendo apresentado o conceito final: **APROVADO.** Nada mais havendo, foi lavrada a presente ata, que após, lida e aprovada, será assinada pelos Senhores Membros da Comissão Examinadora. Bauru, 05 de abril de dois mil e quatro. / . / . / . /

Prof. Dr. Luiz Eduardo de Angelo Sanchez - Presidente _____

Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz - Membro _____

Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho - Membro _____

unesp
UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
Faculdade de Engenharia - Bauru
Av. Engº Luiz Edmundo Carrijo Coube s/nº • Caixa Postal 473 • CEP 17 033-360 • Bauru • SP • Fone: 14 3103 6000 e 14 3103 6108 • Fax: 14 3103 6104
E-mail: spg@feb.unesp.br • home page: www.feb.unesp.br/pos/fe.htm

DEDICATÓRIA

Aos meus pais, Luiz e Zelanda, a minha irmã, Luciana, a minha avó Amália e a minha namorada Cristiane.

AGRADECIMENTOS

Expressamos os nossos mais sinceros agradecimentos:

A Deus primeiramente, pela saúde concedida para a realização deste trabalho.

Ao Prof. Dr. Luiz Eduardo de Angelo Sanchez, pela orientação, pelo estímulo constante, pela amizade, pela compreensão e pela confiança depositada no sucesso desta pesquisa.

Aos Professores Doutores Célio Losnak, Gilberto Magalhães B. Gonçalves e Paulo Roberto Aguiar, pelo incentivo, sugestões e apoio técnico a esta pesquisa.

À FAPESP, pela concessão do Auxílio à Pesquisa, possibilitando a realização deste trabalho.

Ao técnico Hamilton José de Mello, do Laboratório de Materiais, pela amizade, apoio técnico, pela colaboração na realização dos ensaios e valiosas sugestões a esta pesquisa.

À empresa, VILLARES METALS, na pessoa do Sr. Celso Antonio Barbosa.

Aos estudantes, Flávio Gusi, Wagner e Alex Bruno pela colaboração na realização dos ensaios.

Ao Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual Paulista, Campus de Bauru, e aos professores e funcionários que colaboram para a realização deste trabalho.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS 06
LISTA DE TABELAS 10
LISTA DE ABREVIATURAS 11
LISTA DE SÍMBOLOS 12
RESUMO 14
ABSTRACT 15
1. INTRODUÇÃO 16
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA 21
2.1 Mecanismos de formação de cavaco 21
2.1.1 Interface cavaco-ferramenta 27
2.2 Temperatura de corte 35
2.3 Desgaste da ferramenta de corte 42
2.3.1 Formas de desgaste 43
2.3.2 Mecanismos de desgaste 46
2.3.2.1 Deformação plástica superficial por cisalhamento a altas temperaturas 47
2.3.2.2 Deformação plástica superficial da aresta de corte sob altas tensões de compressão 48
2.3.2.3 Mecanismo por difusão 48
2.3.2.4 Mecanismo por aderência e arrastamento *"attrition"* 50
2.3.2.5 Desgaste abrasivo 51
2.3.2.6 Desgaste de entalhe 51
2.4 Força de usinagem 53
2.5 Fluido de corte 60
2.5.1 Funções do fluido de corte 61
2.5.2 Tipos de fluidos de corte 66
2.5.3 Modos de aplicação do fluido de corte 71
3. MATERIAIS E MÉTODOS 85
3.1 Parâmetros de entrada 86

3.2 Variáveis de saída..... 90
3.3 Aplicação do fluido de corte..... 96
4. RESULTADOS E DISCUSSÕES..... 106
4.1 Desgaste de ferramenta..... 106
4.2 Mecanismos de desgaste da ferramenta..... 112
4.3 Temperatura da ferramenta de corte..... 117
4.4 Rugosidade dos corpos-de-prova..... 118
4.5 Força de usinagem..... 120
4.6 Forma dos cavacos..... 124
4.7 Microestrutura do corpo-de-prova usinado..... 128
4.8 Microdureza do corpo-de-prova usinado..... 131
4.9 Ensaio adicional..... 133
5. CONCLUSÕES..... 136
6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS..... 140

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Região de interface cavaco-ferramenta (adaptado Ferraresi, 1977)..... 23

Figura 2.2 - Efeito do avanço e da profundidade de usinagem na forma dos cavacos (Machado & Silva, 1999)..... 27

Figura 2.3 - Zona de aderência e escorregamento (Trent, 1984)..... 29

Figura 2.4 - Zona de fluxo no interior do cavaco (Modern Metal Cutting,1994). 30

Figura 2.5 - Três regimes de atrito em superfície de escorregamento (Shaw, 1986)..... 32

Figura 2.6 - Variação das tensões normal e de cisalhamento (Usui & Takeyama apud Shaw, 1986)..... 33

Figura 2.7 - Variação da distribuição da energia com a velocidade de corte (Shaw, 1986)..... 36

Figura 2.8 - Temperatura na interface cavaco-ferramenta com vários fluidos de corte (Sales et al., 2001)..... 38

Figura 2.9 - Temperatura em função da velocidade de corte para várias pressões de jatos d'água (Kaminski & Alvelid, 2000)..... 39

Figura 2.10- Efeito da velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e tempo de corte na temperatura (Abrão et al., 1996)..... 41

Figura 2.11- Principais áreas de desgaste (Jack, 1987)..... 43

Figura 2.12- Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte (ISO 3685, 1993) 44

Figura 2.13- Mecanismo de desgaste que podem acontecer nas ferramentas de corte (Trent, 1984) 47

Figura 2.14- Força de usinagem e suas diversas componentes na operação de torneamento (Diniz et al., 1999)..... 54

Figura 2.15- Variação da força de corte em função da velocidade de corte (Motta & Machado, 1995)..... 56

Figura 2.16- Força de corte em função do avanço (Machado & Wallbank, 1994) 57

Figura 2.17- Componentes da força de usinagem em função do avanço com 58

cinco condições diferentes de lubrificação (Machado & Wallbank, 1997)....
Figura 2.18- Força de usinagem para diferentes seções de corte e materiais (Schlesinger, apud Ferraresi, 1977).... 59
Figura 2.19- Influência dos parâmetros de usinagem nas forças de avanço (a) e de profundidade (b) (Mayer apud Ferraresi, 1977).... 60
Figura 2.20- Fluxo de calor para a ferramenta afiada (a) e desgastada (b) 65
Figura 2.21- Temperatura da superfície da peça numa revolução completa (Nakayama apud Shaw, 1986) 66
Figura 2.22- Possíveis direções de aplicação de fluido de corte (Machado & Silva, 1999).... 73
Figura 2.23- Vida da ferramenta na usinagem do material T16Al4AV (Machado & Wallbank, 1994) 74
Figura 2.24- Aplicação de jato de fluido de corte (Kaminski & Avelid, 2000)..... 76
Figura 2.25- Orifício feito na ferramenta (Wertheim et al., 1997).... 77
Figura 2.26- Desgaste de flanco e cratera (Wertheim et al., 1997) 78
Figura 2.27- Bico venturi para mínima quantidade de fluido (Machado & Wallbank, 1997).... 81
Figura 2.28- Vida da ferramenta para diversas condições de corte e de refrigeração/lubrificação (Diniz & Scandiffio, 2001) 83
Figura 3.1 - Esquema ilustrativo do experimento.... 85
Figura 3.2 - Corpo-de-prova utilizado nos ensaios (medidas em mm).... 87
Figura 3.3 - Pastilha de PCBN com o furo para colocação do termopar (medidas em mm).... 93
Figura 3.4 - Curva de calibração do termopar implantado.... 94
Figura 3.5 - Corpo-de-prova para análise de microestrutura e microdureza (a), com exemplo de uma amostra retirada (b) (adaptado de Silva, 2002).... 95
Figura 3.6 - Ilustração dos tipos de aplicação de fluido de corte ensaiados 97
Figura 3.7 - Máquina-ferramenta e sistema de alta pressão 99
Figura 3.8 - Posição do jato aplicado entre a peça e o cavaco 100

Figura 3.9 - Posição do jato aplicado entre a ferramenta e o cavaco. Ângulo entre o jato e a superfície de saída da ferramenta de 10° 100
Figura 3.10- Posição do jato dirigido entre a peça e a ferramenta 101
Figura 3.11- Aplicação do fluido por pulverização. Ângulo entre o jato e o porta-ferramenta de 45° 102
Figura 3.12- Aplicação de fluido de corte em mínima quantidade. Ângulo entre o jato e o porta-ferramenta de 45°..... 103
Figura 3.13- Aplicação de fluido de corte abundante 104
Figura 3.14- Montagem da aplicação mista 105
Figura 4.1 - Figuras ilustrativas das diferentes aplicações do fluido de corte..... 106
Figura 4.2 - Tempo de usinagem para todas as aplicações quando o desgaste médio de flanco (VB_B) da ferramenta obteve 0,3 mm..... 107
Figura 4.3 - Desgaste médio de flanco (VB_B) em função do tempo de usinagem para aplicações do grupo 1..... 109
Figura 4.4 - Desgaste de flanco (VB_B) em função do tempo de usinagem para o grupo 2..... 112
Figura 4.5 - Desgaste da ferramenta, no final de vida, na aplicação abundante (grupo 1)..... 113
Figura 4.6 - Desgaste da ferramenta, no final de vida, na aplicação por MQFC-SS (grupo 1)..... 113
Figura 4.7 - Desgaste da ferramenta, no final de vida, na aplicação por MQFC-OV (grupo 1)..... 113
Figura 4.8 - Desgaste da ferramenta, no final de vida, na aplicação por pulverização (grupo 1)..... 114
Figura 4.9 - Desgaste da ferramenta, no final de vida, na aplicação jato peça-cavaco (grupo 2)..... 114
Figura 4.10- Desgaste da ferramenta, no final de vida, na aplicação jato cavaco-ferramenta (grupo 2)..... 114
Figura 4.11- Desgaste da ferramenta, no final de vida, na aplicação jato ferramenta-peça (grupo 2)..... 115

Figura 4.12- Desgaste da ferramenta, no final de vida, na aplicação mista (grupo 2)..... 115
Figura 4.13- Temperatura da ferramenta em diferentes tipos de aplicação de fluido de corte..... 118
Figura 4.14- Rugosidade das peças usinadas sob diferentes maneiras de aplicação de fluido de corte..... 120
Figura 4.15- Força de avanço sob diferentes maneiras de aplicação de fluido de corte..... 121
Figura 4.16- Força de profundidade sob diferentes maneiras de aplicação de fluido..... 122
Figura 4.17- Força de corte sob diferentes maneiras de aplicação de fluido de corte..... 124
Figura 4.18- Cavacos gerados pelas aplicações abundante (a), MQFC-SS (b), MQFC-OV (c), pulverização (d), jato cavaco-ferramenta (e), jato ferramenta-peça (f), jato peça-cavaco (g) e mista (h). Aumento de 10 x..... 127
Figura 4.19- Microestrutura das aplicações abundante (a), MQFC-SS (b), MQFC-OV (c), pulverização (d), jato cavaco-ferramenta (e), jato ferramenta-peça (f), jato peça-cavaco (g) e mista (h). Aumento de 5000 x..... 129
Figura 4.20- Microdureza do corpo-de-prova abaixo da superfície usinada para as aplicações do grupo 1..... 131
Figura 4.21- Microdureza do corpo-de-prova abaixo da superfície usinada para as aplicações por jato de fluido..... 132
Figura 4.22- Desgaste de flanco médio (VB_B) para as aplicações por jato de fluido..... 134
Figura 4.23- Rugosidade (R_a) para as aplicações por jato de fluido..... 135

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Composição química do aço VV56 (% - massa)..... 86
Tabela 3.2 - Propriedades mecânicas do aço VV56..... 87
Tabela 3.3 - Condições de usinagem realizada nos ensaios preliminares..... 89
Tabela 4.1 - Composição química em porcentagem em peso no grão da amostra e no contorno dos grãos após usinagem na condição convencional. 130

LISTA DE ABREVIATURAS

ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas

AISI - American Iron and Steel Institute

CBN - Cubic Boron Nitride

EP - Extrema pressão

ISO - International Organization for Standardization

MQFC - Mínima Quantidade de Fluido de Corte

MQFC-SS - Mínima Quantidade de Fluido de Corte com fluido semi-sintético

MQFC-OV - Mínima Quantidade de Fluido de Corte com óleo vegetal

MQL - Mínima Quantidade de Lubrificante

PCBN - Polycrystaline Cubic Boron Nitride

SAE - Society of Automotive Engineers

LISTA DE SÍMBOLOS

α_o	- Ângulo de folga da ferramenta	[°]
γ_o	- Ângulo de saída da ferramenta	[°]
χ_r	- Ângulo de posição	[°]
λ_s	- Ângulo de inclinação	[°]
a_p	- Profundidade de usinagem	[mm]
b	- Largura de corte	[mm]
dB	- Decibel	[dB]
f	- Avanço	[mm/volta]
F_f	- Força de avanço	[N]
F_c	- Força de corte	[N]
F_p	- Força de profundidade	[N]
h	- Espessura calculada do cavaco (indeformado)	[mm]
h'	- Espessura do cavaco (deformado)	[mm]
HR_c	- Dureza Rockwell	
H_v	- Dureza Vickers	[GPa]
KT	- Profundidade de cratera	[mm]
l_c	- Comprimento de corte	[mm]
R_a	- Rugosidade superficial	[μm]
R_ε	- Raio da ponta da ferramenta	[mm]
VB_B	- Desgaste de flanco médio	[mm]
VB_{Bmax}	- Desgaste de flanco máximo	[mm]
VB_N	- Desgaste de entalhe	[mm]
V_c	- Velocidade de corte	[m/min]
V_{CAV}	- Velocidade do cavaco	[m/min]
U	- Energia total por unidade de tempo	[Nm/min]
u	- Energia total por unidade de volume de material removido	[Nm/m^3]
u_A	- Energia superficial	[Nm/m^3]
u_F	- Energia de atrito ou fricção	[Nm/m^3]

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

u_M	- Energia associada ao momento	[Nm/m^3]
u_S	- Energia de cisalhamento, no plano de cisalhamento	[Nm/m^3]
ϕ	- Ângulo de cisalhamento do plano primário	[°]
μ	- Coeficiente de atrito	
σ	- Tensão de normal	[MPa]
τ	- Tensão de cisalhamento	[MPa]

RESUMO

Neste trabalho é estudado o comportamento da aplicação do fluido de corte em diferentes maneiras e posições no torneamento de um aço de difícil usinagem empregando-se uma pastilha de metal duro revestida. Para isso, é montado um sistema composto por uma bomba de alta pressão onde o fluido é aplicado em forma de jato separadamente nas três principais regiões geradoras de calor: interface cavaco-ferramenta; zona de cisalhamento primária; e contato ferramenta-peça. Além disso, são usadas outras maneiras de aplicação como: método por pulverização, no qual utilizou-se um bico adequado; método abundante, cujo sistema é o original da máquina-ferramenta; método de aplicação mista, que combina os métodos abundante e jato dirigido entre o cavaco e a ferramenta; além do método de mínima quantidade de fluido de corte (MQFC) utilizando emulsão de óleo semi-sintético e posteriormente um óleo vegetal. As variáveis de saída analisadas no trabalho são o desgaste da ferramenta de corte, a rugosidade dos corpos-de-prova, a temperatura relativa na ferramenta, as componentes da força de usinagem, as formas de cavacos gerados, a microestrutura e a microdureza do material usinado. Dentre os principais resultados do trabalho destaca-se o aumento da vida da ferramenta e a diminuição da força de usinagem nas aplicações envolvendo o jato de fluido de corte, principalmente com o jato dirigido entre o cavaco e a ferramenta. Com relação ao métodos de menor vazão a aplicação por MQFC mostra-se vantajosa em comparação ao método abundante.



ABSTRACT

In this work the behavior of the application of cutting fluid in different ways and positions in the turning of a steel of difficult machining having used coated hardmetal insert is studied. A system composed of a high-pressure pump is put together where the fluid is applied in jet like way separately in the three main heat generating regions: interface tool-chip; primary zone of shear; and contact tool-workpiece. Moreover, other ways of application are used: pulverisation method, where an adequate nozzle was used; abundant method, which used the original system of the tool machine; mixing application method, that combines the abundant and directed jet between the chip and the tool methods; and the minimum quantity of cutting fluid method (MQCF) using half-synthetic cutting fluid and later a vegetal oil. The output variable of the work analyzed are the tool wear, the workpiece surface roughness, the relative temperature in the tool, the cutting force components, the generated chips forms, the microstructure and the microhardness of the specimen. Among the main results of the work the increase of the tool life and the reduction of the cutting force in the applications involving the cut fluid jet, especially with the directed jet between the chip and the tool are distinguished. Concerning the lesser flow methods the application for MQCF reveals advantages in comparison to the abundant method.



1. INTRODUÇÃO

Nos processos de usinagem tradicionais, como o fresamento, a retificação e o torneamento por exemplo, ocorre intensa geração de calor durante a remoção de material através da formação do cavaco. Sabe-se que as três principais zonas de geração de calor na região de corte são: a área de contato da peça com a ferramenta de corte; a área de contato entre o cavaco e a ferramenta; e a zona de cisalhamento primária, onde ocorre a mais intensa deformação plástica do material da peça resultando na formação do cavaco. O calor produzido durante a remoção de material é essencialmente prejudicial à operação de usinagem, uma vez que sob altas temperaturas os mecanismos de desgastes da ferramenta são mais acentuados, implicando na diminuição de sua vida e tornando difícil a manutenção tanto das tolerâncias dimensionais especificadas para a peça quanto da rugosidade (Heisel et al., 1998).

Segundo Kovacevic et al. (1995), a maior parte da energia consumida na usinagem está concentrada na remoção e formação de cavaco. Quanto maior o consumo de energia maiores são as forças de atrito e as temperaturas na região da interface cavaco-ferramenta. O processo de usinagem pode ser mais eficiente em termos de aumento da vida da ferramenta e melhora do acabamento superficial se as condições na região da interface cavaco-ferramenta forem controladas.

Ainda segundo Kovacevic et al. (1995), a remoção de calor na usinagem é o melhor modo para manter a taxa de desgaste sob controle, conseguido pela utilização de fluido de corte que atua na remoção de calor e, em menor parte,

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

na lubrificação da interface cavaco-ferramenta através da redução do atrito nesta região.

Importantes autores, como Cook (1973) e Shaw (1986), apontam não apenas um tipo de mecanismo de desgaste da ferramenta de corte mas vários deles concorrendo ao mesmo tempo, o que dificulta sua análise. No entanto, os autores concordam que um tipo de mecanismo quase sempre se destaca, prevalecendo sobre os demais. Como conseqüência de seus experimentos, Cook (1973) chega a afirmar categoricamente que os desgastes da ferramenta de corte, tanto de cratera quanto de flanco, são devidos às altas temperaturas geradas na região de corte, e não às tensões sobre a ferramenta ou a sua dureza. No entanto, é claro que condições de usinagem que favorecem o aumento da temperatura da ferramenta, como altas velocidades de corte, produzem conseqüências sobre o desgaste da ferramenta.

Além da ferramenta, o excesso de calor também atua sobre a peça podendo produzir alterações em suas camadas mais externas. Essas alterações podem incluir a mudança microestrutural com conseqüências diretas na dureza superficial da peça, geração de trincas e, em alguns casos, tensões residuais em níveis suficientes para a propagação das trincas formadas.

Diversos autores, como Seah et al. (1995) e Li (1996a,1996b), relatam que a vazão e a direção da aplicação do fluido de corte podem determinar a eficiência das funções de refrigeração e redução de atrito. A maneira mais comum de aplicação do fluido de corte é a convencional, por inundação (ou abundância), atuando nas costas do cavaco. Entretanto, constata-se que este método não permite que o fluido de corte alcance eficientemente as regiões de maior aquecimento, tal

como a ponta da ferramenta, além da tendência natural do cavaco em movimento expulsar o fluido para fora da região de corte reduzindo sua ação lubrificante.

Com o intuito de aumentar o desempenho das condições de refrigeração na usinagem, Pigott & Colwell (1952), foram os primeiros a aplicar o fluido de corte sob altas pressões, de aproximadamente 2,75 MPa, entre o cavaco e a ferramenta de corte. Como resultado, os autores relatam um grande aumento da vida da ferramenta, de 7 a 8 vezes, além da melhora do acabamento superficial da peça.

Neste contexto, Machado & Wallbank (1994) também empregaram o fluido de corte à alta pressão dirigido especificamente entre o cavaco e a ferramenta, obtendo com esse procedimento resultados satisfatórios principalmente em relação ao desgaste de cratera e a minimização da formação da aresta postiça de corte, uma vez que o jato de fluido atua, segundo os autores, como um quebra cavaco além de reduzir o atrito na superfície de saída da ferramenta e atingir locais mais próximos do raio de ponta da ferramenta.

De maneira análoga Seah et al. (1995) usaram fluido de corte em forma de jato dirigido especificamente na região entre o cavaco e a peça, "nas costas do cavaco", a fim de remover o calor gerado no plano de cisalhamento primário, mas neste caso não obteve-se resultados claramente positivos em relação ao método convencional, chegando por fim a concluírem que este tipo de refrigeração necessita de estudos adicionais.

unesp

Quanto ao jato de fluido de corte aplicado entre a peça e a superfície de folga da ferramenta não se tem informações precisas de seu efeito na literatura, mas Shaw (1986) sugere que o fluido de corte incidindo especificamente na região desgastada da ferramenta, entre a superfície de folga e a peça, pode minimizar o desgaste da ferramenta.

Com o aumento do rigor das legislações ambientais, principalmente nos países desenvolvidos, o procedimento de descarte do fluido de corte é controlado por severas normas ambientais trazendo novos encargos à indústria mecânica. Este fato tem motivado o estudo da aplicação de mínima quantidade de fluido de corte na usinagem (MQFC), técnica que se dá pela atomização de gotículas de fluido.

No entanto, as partículas atomizadas podem ser tão pequenas e leves que não atinjam eficientemente as superfícies quentes da região de corte durante a usinagem. Como alternativa tem-se a opção de produzir gotas maiores aplicadas sob pressão sem a utilização de ar, ou seja, pela pulverização hidráulica do fluido de corte com um bico apropriado. Neste último caso, ressente-se da completa falta de informações deste tipo de aplicação de fluido de corte em trabalhos de usinagem.

Este trabalho tem como objetivo geral o estudo do comportamento da operação de torneamento sob a aplicação do fluido de corte em diferentes maneiras e posições. Para tanto é produzido um jato de fluido de corte de alta velocidade, por meio de uma bomba de êmbolos de baixo custo, dirigido entre peça-cavaco; cavaco-ferramenta e ferramenta-peça. Além do emprego do jato dirigido em diferentes posições da região de corte o fluido também é aplicado sob a forma de

jato pulverizado, atomizado com ar e, por último, de modo convencional com o sistema original da máquina ferramenta.

Para avaliar cada tipo de aplicação do fluido corte são analisados o comportamento da força de usinagem, a temperatura relativa da ferramenta de corte, o desgaste da ferramenta, a rugosidade, a forma dos cavacos gerados, a microdureza e a microestrutura da peça usinada.

O trabalho está estruturado em capítulos cujos conteúdos são descritos abaixo.

O capítulo 2 refere-se a revisão bibliográfica, enfocando principalmente os fenômenos que ocorrem na interface cavaco-ferramenta e suas conseqüências sobre as variáveis de saída da usinagem, como: desgaste de ferramenta, forças, temperatura, entre outras.

No capítulo 3 são descritos as montagens executadas para os ensaios e os procedimentos experimentais.

O capítulo 4 é dedicado à apresentação dos resultados e discussões dos gráficos obtidos.

No capítulo 5 são apresentadas as principais conclusões do trabalho e feita algumas sugestões para trabalhos futuros.



2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Diante dos relatos contidos nas principais obras sobre usinagem, como dos indiscutivelmente importantes pesquisadores Milton C. Shaw e Edward M. Trent no exterior e Dino Ferraresi no Brasil, não é demais afirmar que o entendimento do processo de usinagem passa obrigatoriamente pela análise minuciosa dos fenômenos presentes na chamada interface cavaco-ferramenta. Como desdobramento são desenvolvidos conceitos que envolvem outras áreas do conhecimento, como termodinâmica e transferência de calor, princípios de metalurgia, fundamentos de lubrificação e tribologia, empregados na solução de problemas e otimização do processo. Por esta razão, neste capítulo são apresentados de maneira geral os principais conceitos que cercam o processo de usinagem, no que se refere a mecanismos de formação do cavaco, força de usinagem, desgaste da ferramenta de corte e fluido de corte.

2.1 Mecanismos de formação de cavaco

A região de corte é caracterizada pelo contato da ferramenta com o material da peça, cujo movimento relativo entre ambos proporciona a remoção de material em forma de cavaco. A Figura 2.1 ilustra a região da interface cavaco-ferramenta, num corte ortogonal, com as zonas de interesse na formação do cavaco e no processo de usinagem.

A formação do cavaco pode ser resumidamente descrita na seguinte seqüência: uma porção de material, ainda solidária à peça, é recalcada contra a

superfície de saída da ferramenta e começa a sofrer deformações elásticas progressivamente crescentes até que o material atinge o limite de escoamento deformando-se plasticamente; as deformações plásticas prosseguem até que as tensões no material ultrapassam o seu limite de resistência iniciando, então, um deslizamento entre a porção de material recalcada e a peça. A zona (A) onde ocorrem estas tensões é simplificadamente definida por um plano, denominado plano de cisalhamento primário. Continuando o movimento relativo entre a peça e a ferramenta, haverá uma ruptura (cisalhamento) parcial ou total do cavaco através da propagação de uma trinca ao longo do plano de cisalhamento, iniciando-se no contato do material da peça com a ponta da ferramenta. Se a trinca alcançar as costas do cavaco (superfície superior) haverá a separação de lamelas e o cavaco será descontínuo. Continuando o movimento, o cavaco já deformado plasticamente passa pela superfície de saída da ferramenta definindo-se nesta região de contato uma zona de cisalhamento secundária (B).

Ainda com relação à Figura 2.1, h é a espessura calculada do cavaco (indeformado), h' é a espessura do cavaco (deformado), V_c a velocidade de corte, V_{CAV} a velocidade do cavaco, ϕ o ângulo de cisalhamento do plano primário e C a região de contato da ferramenta-peça.

Conforme descrito, a formação do cavaco é um processo periódico, com cada ciclo dividido em quatro etapas distintas: recalque; deformação plástica; ruptura (cisalhamento); e escorregamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta.



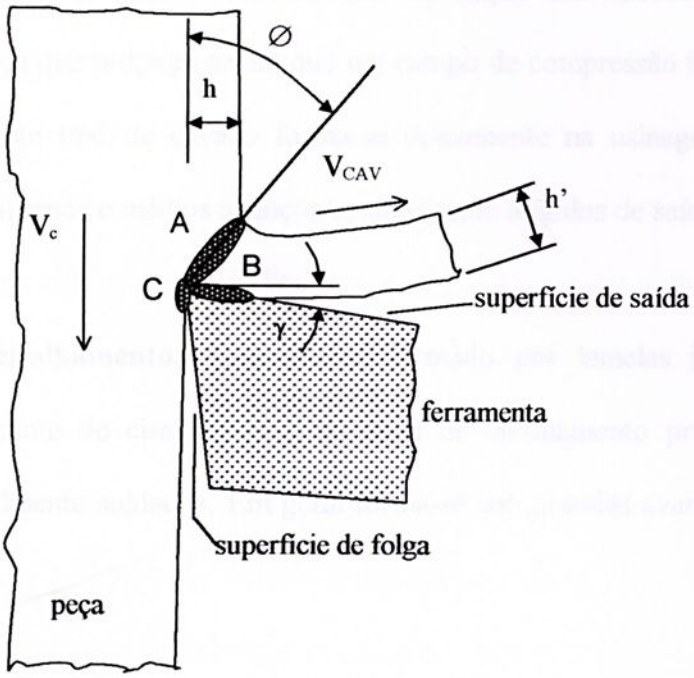


Figura 2.1 - Região da interface cavaco-ferramenta (adapatado de Ferraresi, 1977).

Na literatura encontra-se diferentes maneiras de classificação dos cavacos, entretanto as mais comuns baseiam-se quanto ao tipo e à forma. Uma classificação bastante difundida é a descrita por Ferraresi (1977), Diniz et al. (2000) e Machado & Silva (1999). Quanto ao tipo, o cavaco pode ser:

- **contínuo.** Apresenta-se constituído de lamelas justapostas numa disposição contínua. As lamelas são formadas por grãos cristalinos deformados distinguindo-se em unidades, que pela morfologia lembra uma escama. No cavaco contínuo a disposição entre os grupos lamelares não é tão nítida, pois há apenas um deslizamento destes elementos de cavaco. Segundo Cook et al. apud Machado & Silva (1999), os campos de tração e compressão na ponta da ferramenta determinam

o tipo de cavaco contínuo. A solicitação de tração faz nuclear uma trinca no material da peça que propaga-se até que um campo de compressão interrompa o seu movimento. Este tipo de cavaco forma-se tipicamente na usinagem de materiais dúcteis sob pequenos e médios avanços e, ainda, com ângulos de saída elevados.

- **de cisalhamento.** Apresenta-se formado por lamelas justapostas bem distintas resultante de cisalhamento, na zona de cisalhamento primário, mas em seguida parcialmente soldados. Em geral forma-se sob grandes avanços e ângulo de saída pequeno.

- **de ruptura.** É constituído de fragmentos arrancados da peça usinada. A superfície de contato entre cavaco e superfície de saída da ferramenta é reduzida, assim como a ação do atrito, o ângulo de saída deve assumir valores baixos, nulos ou negativos. Este tipo de cavaco forma-se na usinagem de materiais frágeis, como o ferro fundido ou latão.

- **segmentado.** Segundo Cook apud Machado & Silva (1999), este tipo de cavaco é formado por bandas altamente deformadas localizadas entre os segmentos caracterizados por pouca deformação. Sua formação decorreria da elevação da temperatura, provocada pelas deformações plásticas, fazendo diminuir a resistência do material. Mesmo que o encruamento do material também ocorra na zona de cisalhamento primário, a diminuição da resistência do material supera o aumento de resistência decorrente do encruamento. De um modo geral, o material é amolecido escoando além da posição original do plano de cisalhamento primário até que uma

unesp

porção de material mais frio sofra deformação. Como resultado o cavaco apresenta a forma de serra dentada.

Cavacos segmentados também são gerados utilizando ferramentas com ângulo de saída negativo na usinagem de materiais endurecidos. Como o material é frágil, a alta tensão de compressão induz à formação de trincas ao invés da deformação plástica do cavaco. Essa trinca inicia-se na superfície livre e aprofunda-se na direção da ponta da ferramenta, liberando a energia armazenada e servindo como uma superfície deslizante para o segmento de material. Simultaneamente ocorre aquecimento e deformação plástica do material. Após o segmento de cavaco ter deslizado, a pressão de corte é renovada, dando início ao aparecimento de uma nova trinca e reiniciando o ciclo. Os segmentos de cavaco assim formados são ligados por uma pequena porção de material a qual foi deformada e aquecida sob alta temperatura, fazendo com que o cavaco seja longo, mas com aparência serrilhada (Matsumoto et al., 1986).

Os cavacos também são classificados quanto à forma, e podem ser:

- cavaco em fita;
- cavaco helicoidal;
- cavaco espiral; e
- cavaco em lascas ou pedaços.

Deve-se considerar que as formas de cavaco citadas acima são para os cavacos do tipo contínuo e de cisalhamento, haja vista que nos casos de cavacos do tipo ruptura e segmentados, estes cavacos são sempre muito pequenos.

unesp

A alteração da forma do cavaco pode ser realizada: colocando um obstáculo no caminho do fluxo do cavaco, o qual é denominado de quebra cavaco; diminuindo os ângulos de saída e/ou inclinação da ferramenta; alterando a velocidade de corte e conseqüentemente a velocidade de saída do cavaco, e modificando avanço e profundidade de usinagem (Figura 2.2). Isso é promovido a fim de conseguir que o cavaco se quebre evitando a formação de cavacos em forma de fita, que trazem vários transtornos como: pode se enrolar na peça e danificar o acabamento e provocar a quebra da ferramenta; é de difícil manuseio e requer um volume maior para armazenamento; e pode atingir o operador provocando sérios ferimentos. Entretanto, as mudanças das condições de usinagem com o fim específico de se obter uma forma adequada do cavaco, ficam limitadas, pois estas condições são fixadas levando-se em consideração requisitos técnicos e econômicos do processo (Diniz et al., 2000).

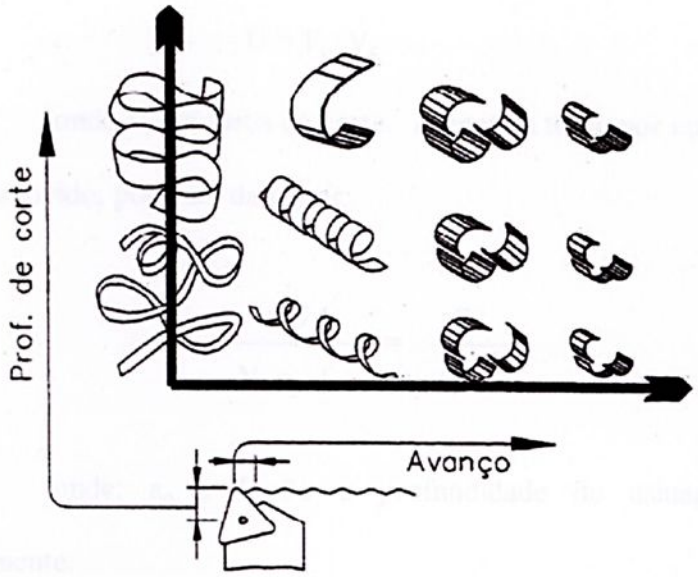


Figura 2.2 - Efeito do avanço e da profundidade de usinagem na forma dos cavacos (Machado & Silva, 1999).

2.1.1 Interface cavaco-ferramenta

Todos os estudos a respeito da estimativa do consumo de energia no processo de usinagem concentram-se na interface cavaco-ferramenta e, mais especificamente, nas três regiões (A, B e C) mostradas na Figura 2.1. O detalhamento de cada parcela de energia consumida na operação de corte é importante uma vez que acaba influenciando, além do mecanismo de formação do cavaco, no calor gerado durante o corte, no desgaste da ferramenta e na força de usinagem.

A energia total consumida na operação, por unidade de tempo, é dada por:

$$U = F_c \; V_c \qquad (2.1)$$

onde F_c é a força de corte. A energia total, por unidade de volume de material removido, pode ser dada por:

$$u = \frac{U}{V_c \, a_p \, f} = \frac{F_c}{a_p \, f} \qquad (2.2)$$

onde: a_p e f são a profundidade de usinagem e a avanço, respectivamente.

Segundo Shaw (1986), *u* é composto por quatro parcelas:

- energia de cisalhamento (u_S) no plano de cisalhamento primário;
- energia de atrito (ou fricção u_F) na face da ferramenta;
- energia superficial (u_A) devido à geração de uma nova área superficial no corte do material;
- energia associada ao "momento" (u_M) do material, que muda de direção continuamente ao passar pelo plano de cisalhamento primário.

Outros autores, como Ferraresi (1977) e Machado & Silva (1999), dividem a energia total em maior número de parcelas. No entanto, todos eles negligenciam as parcelas muito pequenas havendo uma convergência, entre todos autores, para duas parcelas mais relevantes, cuja soma aproxima-se da energia total: a energia de cisalhamento e a energia de atrito ($u = u_S + u_F$).

Em relação ao atrito, é muito comum tratar as forças envolvidas no contato entre o material da peça e a ferramenta como um problema clássico de atrito, considerado tal qual o enunciado da lei de Amonton e Coulomb. Segundo este conceito, a força (F) necessária para iniciar ou manter um corpo sólido em

movimento sobre uma superfície é proporcional à força normal à interface de escorregamento ($\mu = F/N$), onde o coeficiente de atrito (μ) independe da área. Entretanto, as altas tensões de compressão, deformação plástica, afinidades químicas entre os materiais e o intenso calor produzido na interface cavaco-ferramenta torna essa situação especial, não contemplada pela lei de Amonton e Coulomb.

Uma das teorias mais aceitas atualmente é defendida por Trent (1984), que considera a existência de uma zona de aderência entre o cavaco e a ferramenta e, logo após esta, uma zona de escorregamento. A Figura 2.3 mostra esquematicamente estas duas zonas na superfície de saída da ferramenta. A extensão BC representa a zona aderente, enquanto CD a zona de escorregamento.

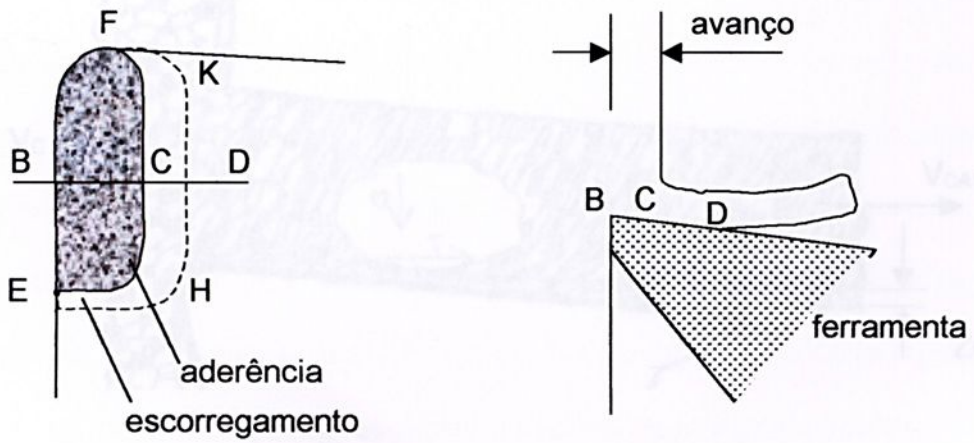


Figura 2.3 – Zonas de aderência e escorregamento (Trent, 1984).

Trent (1963) observou, através de análises micrográficas da raiz do cavaco (feitas por interrupção brusca do corte), a existência de uma porção de forte

interação entre o cavaco e a ferramenta caracterizando a zona de aderência. Nesta região percebe-se que o movimento do cavaco não ocorre na interface com a ferramenta, mas sim numa zona de cisalhamento intenso no interior do material do cavaco, chamada de zona de fluxo. Dentro desta zona, adjacente à interface, existe um gradiente de velocidades. A camada de material em contato com a ferramenta é estacionária, enquanto que as velocidades crescem progressivamente em direção ao interior do cavaco, até alcançar o mesmo valor da velocidade do cavaco. Ainda, segundo Trent (1988), a espessura de material da zona de fluxo é da ordem de 10 a 100 μm. A Figura 2.4 mostra a zona de fluxo extraída do livro Modern Metal Cutting (1994), porém muito próxima da representação feita já na década de 60 por König apud Ferraresi (1977).

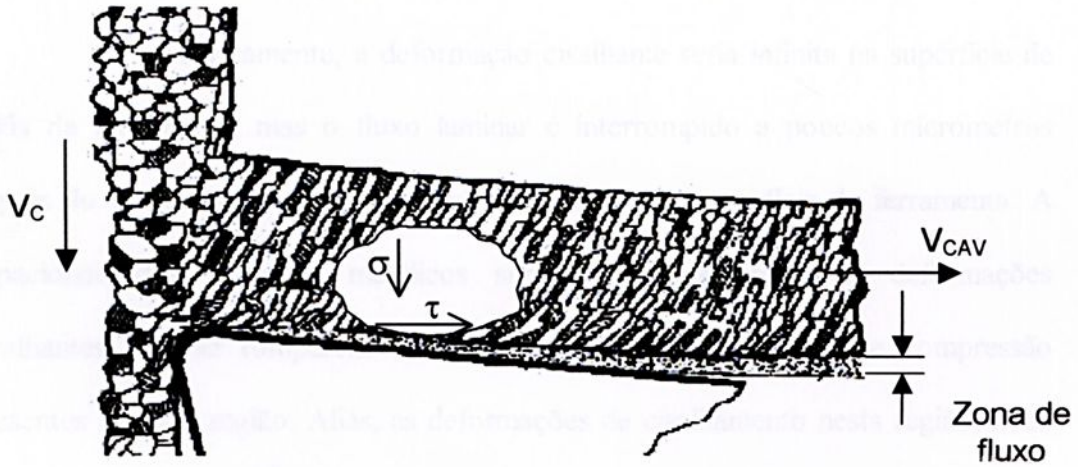


Figura 2.4 - Zona de fluxo no interior do cavaco (Modern Metal Cutting, 1994).

Apesar de não dominar a zona de fluxo, Ferraresi (1977) menciona em sua obra algumas pesquisas como a de Loladse que propõe um modelo baseado

na formação de uma camada plástica na interface cavaco-ferramenta onde a velocidade de escoamento próximo à aresta cortante é sensivelmente inferior à velocidade do cavaco.

Na mesma direção, König apud Ferraresi (1977) usa um modelo fluído-dinâmico para descrever as condições de escoamento do cavaco na superfície de saída da ferramenta. Segundo este modelo um plano (o cavaco) desloca-se paralelamente a uma superfície (a ferramenta) separados por uma camada homogênea e viscosa. Tal camada corresponde à camada plástica, correspondente à zona de fluxo de Trent (1963), dentro da qual a velocidade de escoamento varia desde zero até a velocidade do cavaco. Com esta hipótese, tem-se um tempo disponível para ocorrer reações de difusão entre o material da ferramenta e do cavaco maior que o teórico, calculado com base na velocidade de saída do cavaco.

Teoricamente, a deformação cisalhante seria infinita na superfície de saída da ferramenta, mas o fluxo laminar é interrompido a poucos micrometros depois do início da deformação devido à aspereza da superfície da ferramenta. A capacidade dos materiais metálicos suportarem tais níveis de deformações cisalhantes sem se romperem é atribuída às altíssimas tensões de compressão presentes naquela região. Aliás, as deformações de cisalhamento nesta região, zona de fluxo, podem atingir valores superiores a 100, na usinagem de titânio, os quais são bem maiores do que no plano de cisalhamento primário, da ordem de 2 a 8 (Machado & Silva, 1999).

A zona de escorregamento, situada além dos limites definidos pela zona de aderência, é caracterizada pelo desaparecimento da zona de fluxo. Esta condição ocorre graças a menor interação entre o cavaco e a superfície de saída da

unesp

ferramenta estabelecendo-se aí a condição de atrito prevista pela lei de Amonton e Coulomb ($\mu = \tau/\sigma$ = constante). Conforme mostra Shaw (1986) através da Figura 2.5, neste caso a área real de contato (A_R) entre as superfícies é muito menor que a área aparente de contato (A) e as tensões normais e de cisalhamento são proporcionais. No caso extremo, caracterizado pela zona de aderência, a área real é igual à área aparente de contato ($A_R = A$) e nesta condição τ independe de σ, ou seja, a partir desta condição limite o aumento da tensão normal não corresponde mais a um aumento na tensão de cisalhamento. Uma situação intermediária ($A_R < A$) entre as duas anteriores produz uma diminuição do coeficiente de atrito com o aumento da carga normal.

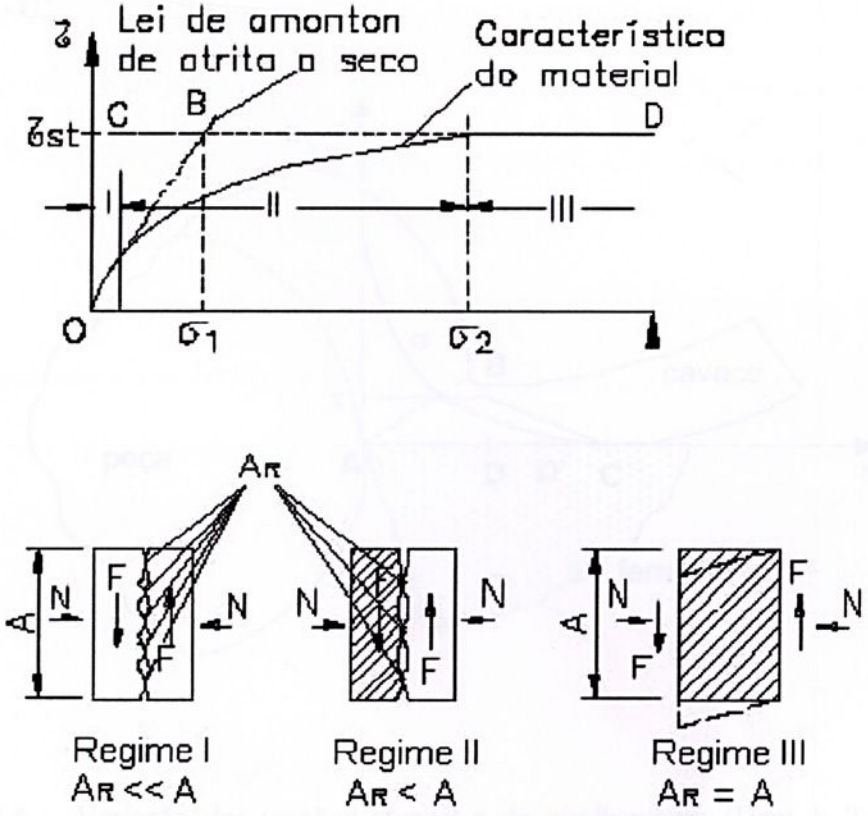


Figura 2.5 – Três regimes de atrito em superfícies de escorregamento (Shaw, 1986)

As primeiras inferências que originaram a hipótese da existência das regiões de aderência e escorregamento partiram do estudo da distribuição das tensões de cisalhamento e normal na superfície de saída da ferramenta, por dois pesquisadores japoneses (Usui & Takeyama apud Shaw, 1986), utilizando para isso uma ferramenta fotoelástica. Os resultados deste estudo são mostrados na Figura 2.6 podendo-se notar que a tensão de cisalhamento permanece constante ao longo de cerca da metade do comprimento de contato cavaco-ferramenta (ponto D), decrescendo depois até zero no final da segunda metade (ponto C) onde o cavaco perde o contato com a ferramenta. A tensão normal, por sua vez, tem seu valor máximo na ponta da ferramenta (ponto A) decrescendo exponencialmente até zero no ponto C.

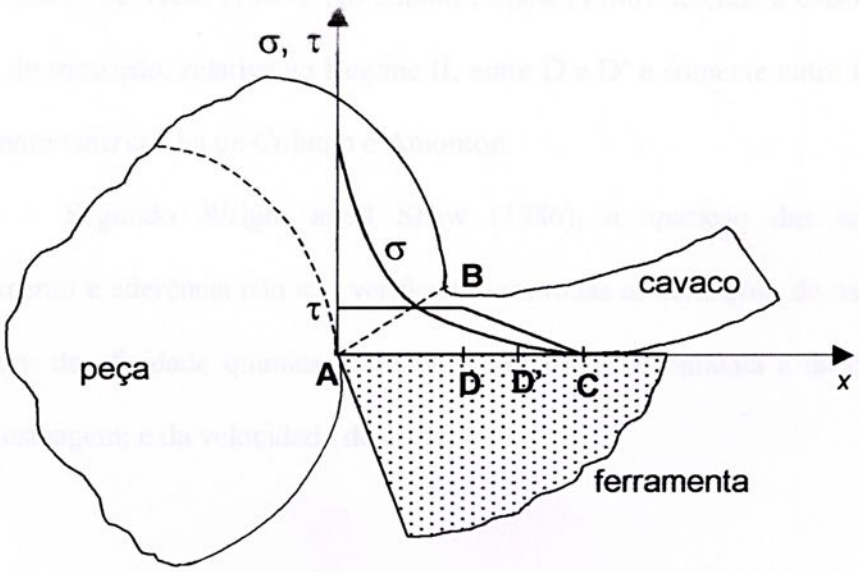


Figura 2.6 – Variação das tensões normal e de cisalhamento (Usui & Takeyama apud Shaw, 1986).

Pouco depois Zorev apud Shaw (1986), chegou em conclusões similares após observar que as marcas de retificação na superfície da ferramenta (deixadas no acabamento final na fabricação das pastilhas de metal duro) foram transferidas para uma pequena porção do cavaco (A até D), mas logo depois substituídas por riscos na direção de escorregamento do cavaco (D até C). Zorev inferiu, então, que o material do cavaco deve ter escoado completamente em sua subsuperfície de A a D, mas entre D e C verificou-se o contato com a superfície da ferramenta.

Em sua análise Zorev credita à extensão AD o comportamento do Regime III e à extensão DC o Regime I, não havendo transição entre estes dois regimes indo, portanto, de encontro com teoria das duas zonas (aderência e escorregamento) de Trent (1984). No entanto, Shaw (1986) defende a existência de uma zona de transição, relativa ao Regime II, entre D e D' e somente entre D' e C é que realmente valeria a lei de Columb e Amonton.

Segundo Wright apud Shaw (1986), a aparição das zonas de escorregamento e aderência não são verificadas em todas as condições de usinagem, dependendo: da afinidade química entre os materiais da ferramenta e da peça; do tempo de usinagem; e da velocidade de corte.

unesp

2.2 Temperatura de corte

Na usinagem, praticamente toda a energia mecânica associada com a formação do cavaco se transforma em energia térmica (calor). Segundo Shaw (1986), estima-se que somente de 1 a 3% de todo o calor gerado não é convertido em energia térmica. As principais fontes geradoras de calor no processo de usinagem estão relacionadas à deformação plástica e ao cisalhamento nas zonas de cisalhamento primário, secundário e ao atrito na zona de contato entre a peça e a superfície de folga da ferramenta, regiões A, B e C respectivamente da Figura 2.1.

A quantidade de calor produzida por estas fontes é dissipada em sua maior parte pelo cavaco, em seguida pela peça, ferramenta e por último pelo meio ambiente. A distribuição de energia depende das condições de usinagem, em especial da velocidade de corte. Para baixas velocidades (até 50 m/min) a maior parte do calor gerado deve-se à deformação plástica, enquanto para velocidades maiores (200 m/min ou mais) o atrito passa ser a fonte básica de calor. A Figura 2.7 mostra a variação da distribuição de energia com a velocidade de corte num aço (AISI 1113).

unesp

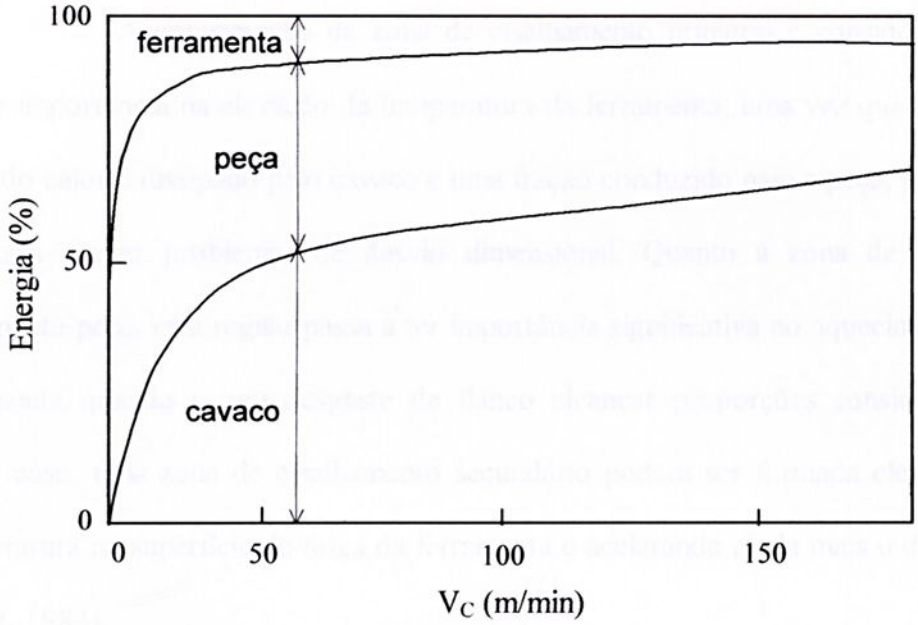


Figura 2.7 – Variação da distribuição de energia com a velocidade de corte (Shaw, 1986).

O calor gerado na zona de cisalhamento secundário é considerado o maior responsável pelas temperaturas da ferramenta de corte. Segundo Trent (1984), essas temperaturas, que alcançam a ordem de 1000 °C, aumentam com o aumento da velocidade de corte para todos os tipos de materiais usinados. Apesar do calor transferido à ferramenta representar uma pequena parcela do total do calor gerado (Figura 2.7), a área de contato com o cavaco é reduzida, o que provoca grande aquecimento da ferramenta nessa região de contato.

Na presença da aresta postiça de corte (APC), a zona de fluxo é mais afastada da superfície da ferramenta fazendo com que sua temperatura diminua. Mas com o aumento da velocidade de corte a APC tende a desaparecer, elevando a temperatura.

A contribuição da zona de cisalhamento primário é considerado de menor importância na elevação da temperatura da ferramenta, uma vez que a maior parte do calor é dissipado pelo cavaco e uma fração conduzido para a peça, podendo às vezes causar problemas de desvio dimensional. Quanto à zona de contato ferramenta-peça, esta região passa a ter importância significativa no aquecimento da ferramenta quando o seu desgaste de flanco alcançar proporções consideráveis. Neste caso, uma zona de cisalhamento secundário poderá ser formada elevando a temperatura na superfície de folga da ferramenta e acelerando ainda mais o desgaste (Trent, 1984).

Naturalmente, peças de diferentes condutividades térmicas devem influenciar mais ou menos o aquecimento da ferramenta de corte. Pode-se presumir que uma peça com maior condutividade térmica favoreça a transferência de calor recebida da ferramenta, o que contribuiria para a diminuição da temperatura na região da aresta de corte, e como conseqüência uma menor queda de dureza e um possível aumento da vida da ferramenta.

Para a medição da temperatura de corte existem algumas técnicas utilizadas pelos pesquisados, que são descritos a seguir:

- **técnica da peça-ferramenta.** Este método é baseado no fato da peça e a ferramenta serem de materiais diferentes, e essa diferença dos materiais, que possuem diferentes condutibilidades, forma um termopar. Durante a usinagem, o calor gerado promove uma elevação local da temperatura, o que gera uma força eletro-motriz, que é direcionada a uma placa de aquisição de dados que registra a diferença, sendo assim transformada, através de uma calibração, em temperatura da região de corte. A desvantagem desse método é que as combinações não formam

um termopar ideal. Sales et al. (2001) utilizaram esse método para obter a temperatura na interface ferramenta-peça no torneamento do aço AISI 8640 com vários tipos de fluidos de corte e também corte a seco. A Figura 2.8 mostra as temperaturas encontradas por esses pesquisadores.

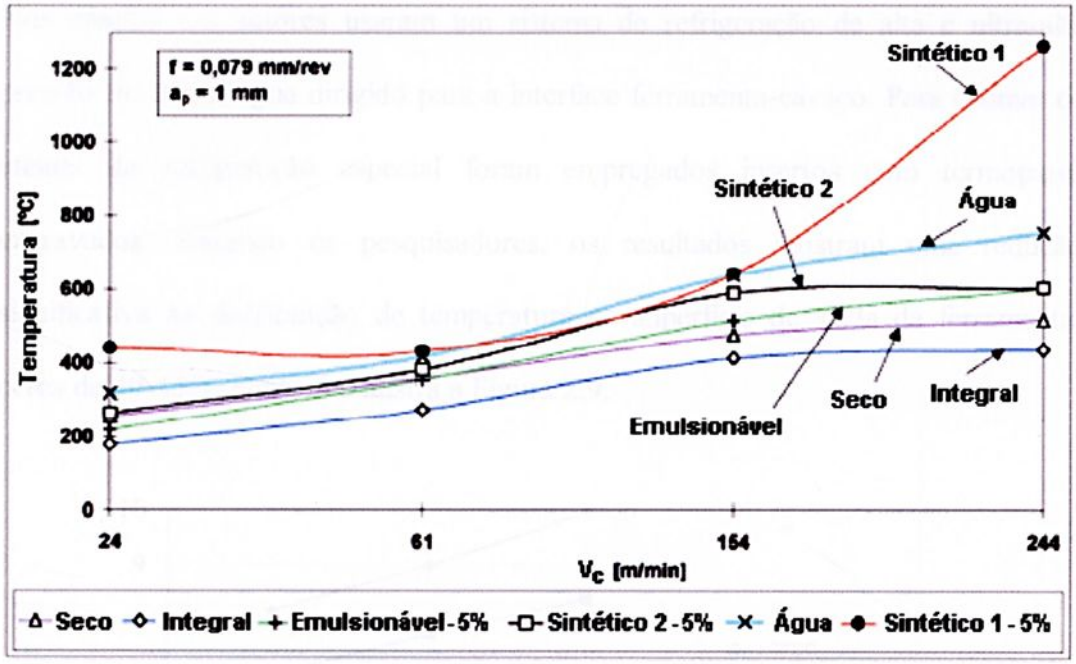


Figura 2.8 - Temperatura na interface cavaco-ferramenta com vários fluidos de corte (Sales et al., 2001).

- técnica do termopar encravado. Utiliza-se, neste caso, um ou mais termopares inserido na ferramenta. Esse método é de baixo custo e pode ser utilizado para estabelecer a distribuição de temperatura em diferentes regiões da ferramenta utilizando-se de uma série de locações pré-determinadas. Não existe restrição para a utilização de fluido de corte. A desvantagem é que a presença de

furos na ferramenta pode alterar a distribuição de temperatura, impossibilitando uma medição precisa na interface ferramenta-peça.

Kaminski & Alvelid (2000) realizam testes de torneamento com o aço liga SS2541-03 e pastilhas de metal duro revestidas com Al_2O_3 (classe P10), com condições de corte: V_c = 150, 225 e 300 m/min; a_p = 3 mm e f = 0,3 mm/volta. Nos ensaios, os autores usaram um sistema de refrigeração de alta e ultra-alta pressão de jato d'água dirigido para a interface ferramenta-cavaco. Para estimar os efeitos da refrigeração especial foram empregados insertos com termopares encravados. Segundo os pesquisadores, os resultados mostram uma redução significativa na distribuição de temperatura na superfície de saída da ferramenta, cerca de 40-45%, conforme ilustra a Figura 2.9.

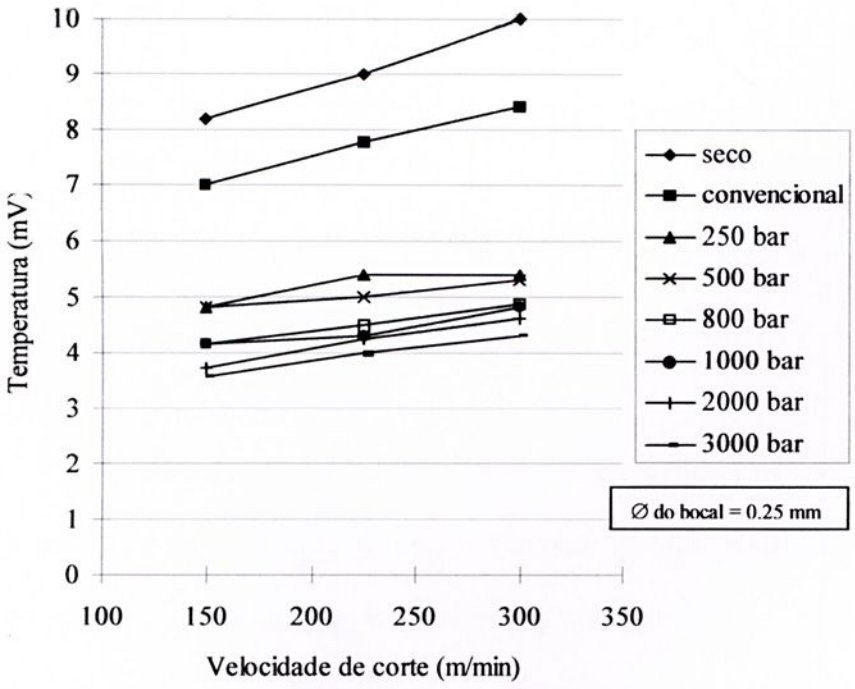


Figura 2.9 – Temperatura em função da velocidade de corte para várias pressões de jatos d'água (Kaminski & Alvelid, 2000).

Abrão et al. (1996) usinaram o aço temperado AISI 52100 com ferramentas de nitreto cúbico de boro policristalino (PCBN) de baixa concentração e cerâmica mista. Nos ensaios, percebe-se a influência da velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e tempo de corte (desgaste de ferramenta) na temperatura das ferramentas medida com termopares encravados. Segundo os autores, as temperaturas mais altas são obtidas quando se usa o inserto de Amborite® (PCBN 100% puro), quando comparada aos insertos de PCBN (DBC50 e CC650), bem como um aumento dos valores dos parâmetros de corte em todos os casos também faz a temperatura aumentar linearmente. Entretanto, os pesquisadores notaram que a profundidade de usinagem e a velocidade de corte aparentam influenciar mais a temperatura do que o avanço, nestas condições ensaiadas, conforme mostrado na Figura 2.10.

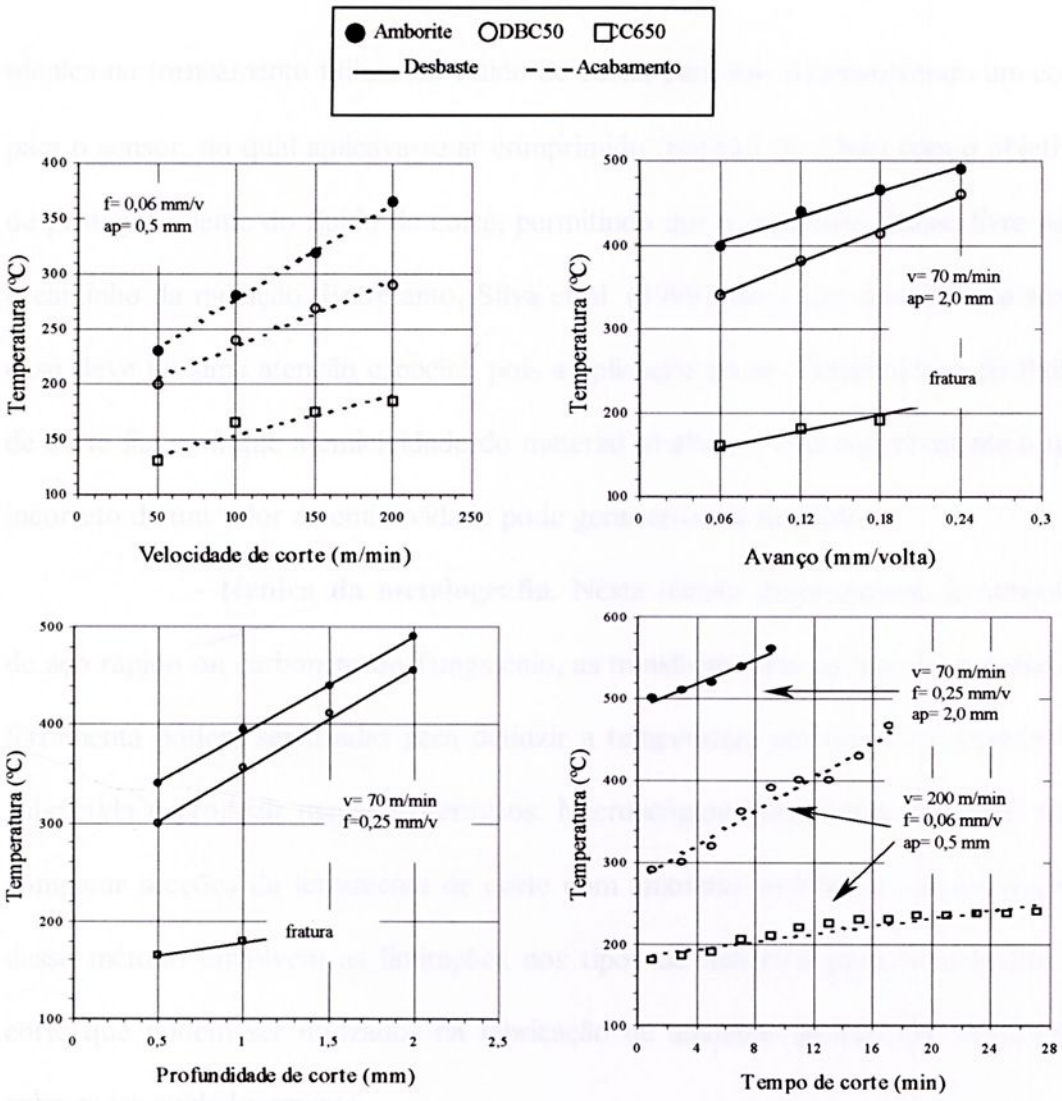


Figura 2.10 – Efeito da velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e tempo de corte na temperatura (Abrão et al., 1996).

- técnica da radiação térmica. Ela envolve medições da radiação térmica emitida durante o processo de corte usando um filme fotográfico sensível ao infravermelho ou um pirômetro infravermelho. Nesta técnica, é desaconselhável a utilização de fluidos de corte, além do que, a medição da temperatura de usinagem usualmente é feita nas costas do cavaco, pois a interface ferramenta-peça está oculta nesse momento. Silva et al. (1999) realizaram uma adaptação para utilizar essa

técnica no torneamento utilizando fluido de corte, para isso desenvolveram um cone para o sensor, no qual aplicava-se ar comprimido (pressão de 2 bar) com o objetivo de proteger a lente do fluido de corte, permitindo que a superfície ficasse livre para o caminho da radiação. Entretanto, Silva et al. (1999) alerta que a calibração neste caso deve ter uma atenção especial, pois a aplicação do ar comprimido e do fluido de corte faz com que a emicividade do material se altere e conseqüentemente o uso incorreto de um valor de emissividade pode gerar erros de medição.

- técnica da metalografia. Nesta técnica empregam-se ferramentas de aço rápido ou carboneto de Tungstênio, as transformações de fase do material da ferramenta podem ser usadas para deduzir a temperatura em que a ferramenta foi submetida e produzir mapas isotérmicos. Microscópios ópticos são utilizados para comparar secções da ferramenta de corte com amostras padrões. As desvantagens desse método envolvem as limitações nos tipos de materiais para ferramentas de corte que podem ser utilizados na fabricação de amostras padrão que devem ser preparadas cuidadosamente.

2.3 Desgaste da ferramenta de corte

O desgaste da ferramenta de corte envolve basicamente dois aspectos, as formas de desgaste e os mecanismos de desgaste que estão envolvidas durante a usinagem dos metais de maneira geral.

2.3.1 Formas de desgaste

Durante a usinagem dos metais a ação do corte muda a forma e, portanto, a geometria original da ferramenta. Verifica-se um desgaste progressivo tanto na superfície de folga quanto na superfície de saída da ferramenta conforme ilustra a Figura 2.11, onde são apresentas as principais áreas de desgaste (Jack, 1987).

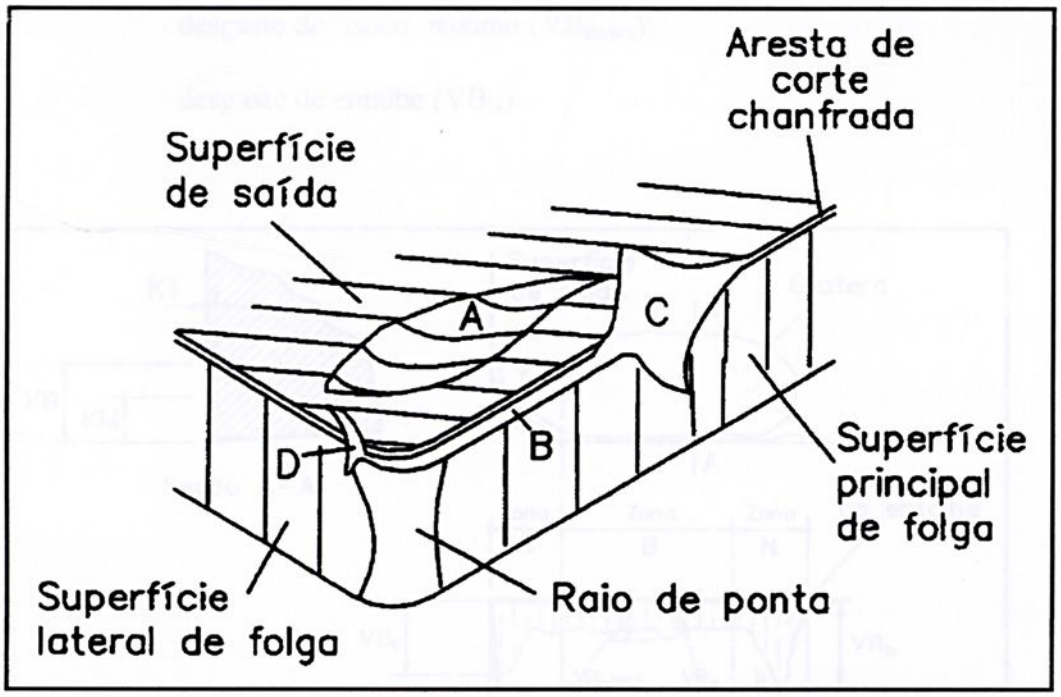


Figura 2.11 - Principais áreas de desgaste (Jack, 1987).

Pelo menos três formas de desgaste podem ser identificadas:

- desgaste de cratera (A);
- desgaste de flanco (B) ;
- desgaste de entalhe (C e D).

Antes que um desses desgastes atinja grandes proporções, de maneira a colocar o processo de corte em risco, a ferramenta deverá ser reafiada ou substituída.

A Figura 2.12 mostra alguns dos parâmetros utilizados pela norma ISO 3685 (1993) para quantificar esses desgastes. Os principais desgastes são:

- profundidade de cratera (KT);
- desgaste de flanco médio (VB_B);
- desgaste de flanco máximo (VB_{Bmax});
- desgaste de entalhe (VB_N).

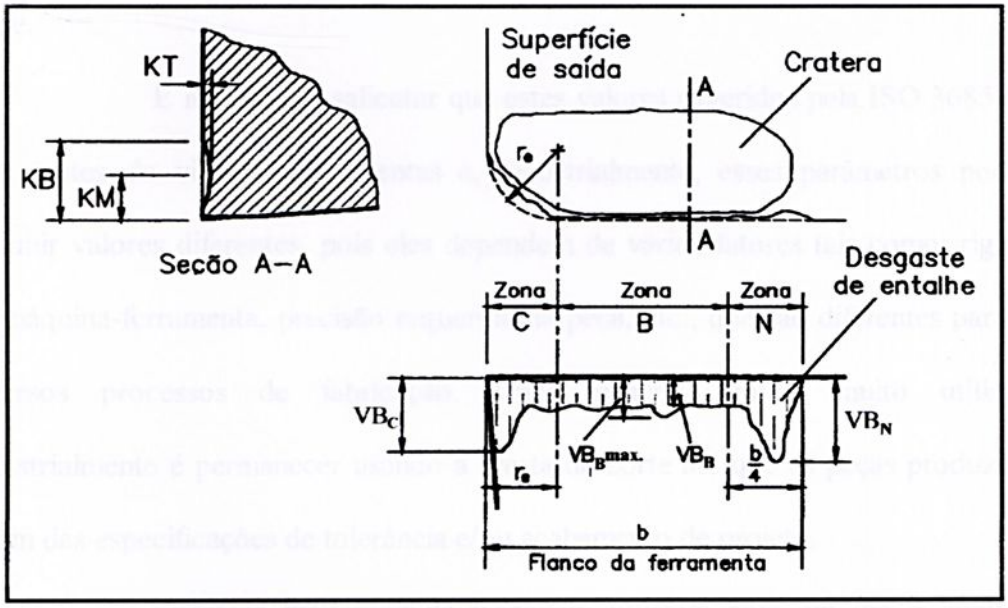


Figura 2.12 - Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte (ISO 3685, 1993).

O critério de fim de vida da ferramenta recomendado pela ISO 3685 (1993) para ferramentas de aço rápido, metal duro e cerâmicas é:

- desgaste de flanco médio, $VB_B = 0,3$ mm;

- desgaste de flanco máximo, $VB_{Bmax.} = 0,6$ mm;

- profundidade da cratera, $KT = 0,06 + 0,3f$ onde f é o avanço (mm/volta);

- falha catastrófica.

Quando o desgaste de entalhe predomina, como no caso da usinagem de ligas de Ni com metal duro ou cerâmica, a norma recomenda usar um valor de $VB_N = 1,0$ mm como critério também. Desta maneira, quando qualquer um dos limites for ultrapassado, recomenda-se a reafiação ou substituição da ferramenta de corte.

É importante salientar que estes valores sugeridos pela ISO 3685 são para testes de vida de ferramentas e, industrialmente, esses parâmetros podem assumir valores diferentes, pois eles dependem de vários fatores tais como: rigidez da máquina-ferramenta, precisão requerida na peça, etc., que são diferentes para os diversos processos de fabricação. Uma maneira prática muito utilizada industrialmente é permanecer usando a aresta de corte até que as peças produzidas saiam das especificações de tolerância e/ou acabamento de projeto.

Sistemas modernos de usinagem utilizam hoje em dia o controle automático do desgaste, indiretamente por meio de monitoramento das componentes de forças, potência ou vibrações do sistema ou diretamente por emissão acústica.



2.3.2 Mecanismos de desgaste

Os mecanismos de desgaste resultam de processos físicos e químicos durante a operação de desgaste. A literatura apresenta variações na classificação dos mecanismos de desgaste, porém, grande parte dos trabalhos existentes, consideram pelo menos seis mecanismos diferentes (Palmail apud Machado & Silva, 1999).

Segundo Cook (1973), os diversos mecanismos de desgaste concorrem ao mesmo tempo, o que dificulta a análise. No entanto um dos mecanismos quase sempre se destacará (Figura 2.13). Aquele mecanismo que prevalecerá sobre os demais depende, principalmente das condições de corte, do material da peça e da ferramenta, da operação de usinagem, da geometria da ferramenta e do emprego do fluido de corte.

O conhecimento dos fenômenos de desgaste no material de corte selecionado para utilização em ferramentas é um dos principais fatores de seleção. Em usinagem convencional, o mecanismo por abrasão é o mais preocupante (Kramer, 1987).

Addhoum & Broussaud (1989), classificam os mecanismos de desgaste em duas categorias: desgaste mecânico e desgaste químico. Desgaste mecânico inclui abrasão, adesão e deformação plástica. Desgaste químico acontece principalmente em altas temperaturas (altas velocidades) e envolve processos de difusão e reações químicas entre ferramenta e cavacos e oxidação com a atmosfera.

Trent (1984) classifica alguns destes mecanismos na Figura 2.13.

unesp

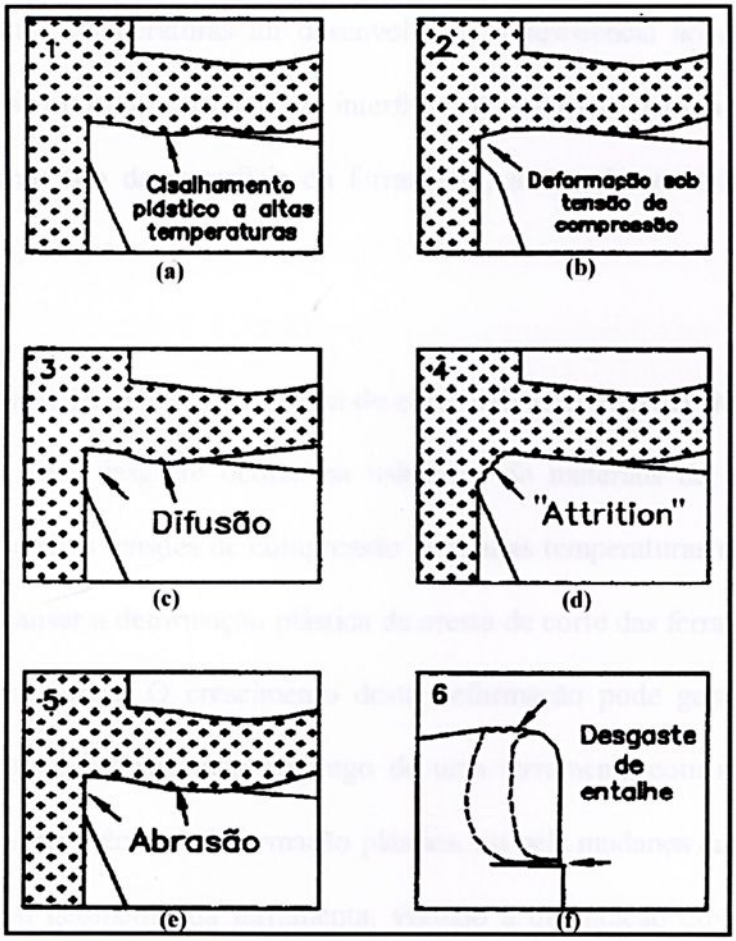


Figura 2.13 - Mecanismos de desgaste que podem acontecer nas ferramentas de corte (Trent, 1984).

A seguir, cada um destes mecanismos é definido em separado.

2.3.2.1 Deformação plástica superficial por cisalhamento a altas temperaturas

Ocorre mais provavelmente na usinagem de metais com alto ponto de fusão, utilizando ferramentas de aço-rápido. As tensões cisalhantes na interface cavaco-ferramenta são suficientes para causar deformação plástica superficial.

Devido às altas temperaturas ali desenvolvidas a resistência ao escoamento do material da ferramenta, próximo à interface, é reduzida. Como conseqüência, material é arrancado da superfície da ferramenta, formando-se assim uma cratera (Figura 2.13.a).

2.3.2.2 Deformação plástica da aresta de corte sob altas tensões de compressão

Este desgaste ocorre na usinagem de materiais de alta dureza. A combinação de altas tensões de compressão com altas temperaturas na superfície de saída podem causar a deformação plástica da aresta de corte das ferramentas de aço-rápido ou metal duro. O crescimento desta deformação pode gerar a quebra da aresta de corte. É evitada pelo emprego de uma ferramenta com maior dureza a quente e maior resistência à deformação plástica, ou pela mudança das condições de usinagem e/ ou geometria da ferramenta, visando a diminuição dos esforços e da temperatura de corte. Geralmente, ocorre a altas velocidades de corte e avanço e leva a uma falha catastrófica (Figura 2.13.b). Na usinagem de aço AISI 8640 com diversos fluidos, Motta & Machado (1995), observaram o efeito da deformação plástica com avanços de corte superiores a 0,5 mm/volta e velocidade de corte superiores a 200 m/min, utilizando ferramentas de metal duro com quebra cavacos (classe P35) revestidas com camadas de TiC, Al_2O_3 e TiN.

2.3.2.3 Mecanismo por difusão

Este mecanismo envolve a transferência de átomos de um material para outro e é fortemente dependente da temperatura e da solubilidade dos elementos envolvidos na zona de fluxo (zona de cisalhamento secundário). Quando

se empregam velocidades de corte elevadas o aumento da temperatura de corte é importante e a ferramenta deve, então, demonstrar qualidades suplementares: estabilidade química e pouca afinidade com o material usinado para evitar os mecanismos de degradação por difusão (Figura 2.13.c). Segundo Trent (1984), as velocidades relativas entre ferramenta-peça ou ferramenta-cavaco são altas e o tempo de contato entre esses materiais é muito pequeno. Isto praticamente levaria o mecanismo de difusão a ser desprezível se não fosse a existência de uma zona de aderência (zona de fluxo) na interface cavaco-ferramenta. As temperaturas na zona de fluxo são também elevadas o suficiente para promover o processo de difusão. A renovação constante da zona de aderência, promovida pela alta taxa de deformação, garante um fluxo difusivo também constante. Trent (1984) afirma que o mecanismo de desgaste poderá atuar tanto na superfície de saída como na superfície de folga, e a taxa de desgaste irá aumentar com o aumento da velocidade de corte e do avanço. Um exemplo típico de mecanismo por difusão é aquele que acontece na ferramenta de diamante quando se usinam ligas ferrosas. A partir de temperaturas não muito altas (em torno de 700°C), devido à alta afinidade entre o carbono do diamante e o ferro do cavaco, o processo de difusão é grandemente incentivado. A difusão é responsável principalmente pelo desgaste de cratera em altas velocidades de corte, pois é na superfície de saída da ferramenta que se tem às condições necessárias para a difusão, isto é, alta temperatura (devido às altas velocidades e à zona de aderência) e o tempo de contato cavaco-ferramenta devido à zona de aderência, onde a velocidade de saída do cavaco é zero (Diniz et al., 2000). No microscópio as áreas desgastadas por difusão têm uma aparência lisa.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

2.3.2.4 Mecanismo por aderência e arrastamento - "*attrition*"

Este mecanismo ocorre, geralmente, a baixas velocidades de corte, onde o fluxo de material sobre a superfície de saída da ferramenta se torna irregular. O fenômeno da aderência está presente na formação da aresta postiça de corte, mas pode-se ter desgaste por aderência mesmo sem a formação da aresta postiça (Figura 2.13.d). Sob estas condições, fragmentos microscópicos (na forma de grãos) são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto ao fluxo de material adjacente à interface (Machado & Silva, 1999).

Segundo Diniz et al. (2000), uma grande influência na diminuição deste tipo de desgaste é a utilização adequada do fluido de corte (principalmente com efeito lubrificante) e o recobrimento da ferramenta com materiais de baixo coeficiente de atrito como o nitreto de titânio. Sharman et al. (2001), afirmam que o desgaste adesivo e "*attrition*" foram os principais mecanismos de desgaste no fresamento com alta velocidade do *Inconel* 718 com ferramenta de metal duro com cobertura de TiAlN. Assim também pensa Ezugwu et al. (1999), revelando que o mecanismo de desgaste por "*attrition*" foi dominante em baixas velocidades no torneamento do *Inconel* 718 com ferramenta de metal duro com coberturas múltiplas, onde há alta desigualdade de tensões devido a adesão intermitente entre a ferramenta e a peça como resultado do fluxo de cavaco irregular e a quebra parcialmente da aresta postiça de corte estável. No microscópio, as áreas desgastadas por "*attrition*" têm uma aparência áspera.

2.3.2.5 Desgaste abrasivo

O desgaste abrasivo envolve a perda de material por microsulcamento ou microcorte causado por partículas de elevada dureza relativa. Estas partículas podem estar contidas no material da peça (carbonetos e carbonitretos), ou podem, principalmente, ser partículas da própria ferramenta que são arrancadas por "*attrition*", por exemplo. Segundo Machado & Silva (1999), este mecanismo de desgaste é muito importante na usinagem com ferramentas de aço rápido, ferramentas revestidas, cerâmicas puras e cerâmicas mistas (Figura 2.13.e).

2.3.2.6 Desgaste de entalhe

O desgaste de entalhe não é propriamente um mecanismo, mas sim uma forma de desgaste localizado (áreas C e D da Figura 2.11). Porém, ainda não existe um consenso na literatura que explique exatamente o mecanismo que provoca o desgaste de entalhe. Por esta razão, é comum tratar esta forma de desgaste como um mecanismo. Ele ocorre principalmente na usinagem de materiais resistentes a altas temperaturas (tais como: ligas de níquel, titânio, cobalto e aço inoxidável). Geralmente, nas regiões onde ocorrem estes tipos de desgaste as condições de escorregamento prevalecem e o mecanismo de desgaste, provavelmente, envolve abrasão e transferência de material (difusão e "*attrition*") e eles são bastante influenciados pelas interações com a atmosfera (Machado & Silva, 1999) (Figura 2.13.f). É geralmente reconhecido que o desgaste de entalhe é afetado pelos seguintes fatores: geometria de corte, tipo de quebra cavaco, avanço e velocidade de remoção de metal, propriedades termomecânicas da peça, compatibilidade química

unesp

do material da ferramenta e peça e fatores externos que afetam transformações em reações químicas (Wayne & Buljan apud Jun et al., 1997).

Hanasaki et al. (1996) observaram a presença em grande escala do desgaste de entalhe no torneamento de uma superliga de níquel contendo 50% Ni, 25% Cr e 6% Mo, utilizando pastilhas de metal duro K10, M10 e P20 de geometria triangular com diversas velocidades de corte na operação de acabamento. O desgaste de entalhe concentrou-se na altura da profundidade de usinagem, e era o responsável pela fratura da ferramenta principalmente em altas velocidades.

Richards & Aspinwall (1989) recomendam, para minimizar o desgaste de entalhe na usinagem de superligas de níquel, o uso de ângulo de posição baixo e ângulo de saída negativo. A ferramenta restringe o fluxo de cavaco e obriga o cavaco a se mover ao longo da superfície do ângulo de saída. Isto mostra que a força compressiva na interface cavaco-ferramenta, uma situação o qual, embora não favoreça o mecanismo de formação de desgaste de entalhe, encoraja o mecanismo por difusão. Em contraste, Rahman et al. (1997) comprovaram que a vida da ferramenta é significativamente aumentada com o aumento do ângulo de posição de -5° para 15° e 45°. Excelente resistência demonstrou quanto ao desgaste de cratera com ângulo de posição de 15° e 45°.

Tanto Shaw (1986) quanto Richards & Aspinwal (1989) acreditam que o entalhe é causado pelo mecanismo de desgaste abrasivo localizado na região de contato entre a borda do cavaco e a aresta da ferramenta de corte. Desta forma, um material de maior suscetibilidade ao endurecimento pela ação térmica poderia explicar a presença deste tipo de desgaste. De fato, verifica-se que este tipo de desgaste ocorre com maior freqüência em altas velocidades de corte, onde a alta

unesp

temperatura favorece tanto o rápido encrudesciemento das bordas do cavaco quanto à aceleração do mecanismo de desgaste abrasivo. Entretanto, observa-se que os materiais dúcteis, de fácil usinagem, também provocam entalhe na ferramenta necessitando-se, então, de estudos mais conclusivos a respeito deste assunto.

2.4. Força de usinagem

Para um correto dimensionamento da potência necessária para o corte, bem como o dimensionamento das estruturas, dos acionamentos, da fixação de ferramentas, das guias e de outros elementos que estão envolvidos no projeto da máquina-ferramenta, é de grande importância o conhecimento da força atuante na aresta de corte da ferramenta e o estudo do comportamento de suas componentes.

A força total resultante que atua sobre a cunha cortante durante a usinagem é definida como força de usinagem. Essa força de usinagem não é utilizada, pois, a princípio, sua direção e sentido não são conhecidos, tornando-se impossível medi-la. Então para conseguir estudar sua influência utilizam-se suas componentes segundo diversas direções conhecidas (Diniz et al., 2000).

A Figura 2.14 mostra como a força de usinagem (F_u) é decomposta, ou seja, em uma componente que está no plano de trabalho, chamada de força ativa (F_t) e em uma componente perpendicular ao plano de trabalho, chamada de força de profundidade (F_p). A força ativa, por sua vez, é decomposta em mais forças, sendo as mais significativas para o estudo do comportamento as:

- Força de corte (F_c) - projeção de F_u sobre a direção de corte;
- Força de avanço (F_f) - projeção de F_u sobre a direção de avanço.

unesp

- Força de apoio (F_{ap}) - projeção de F_u sobre a direção perpendicular à direção de avanço, que no torneamento é igual a F_c .

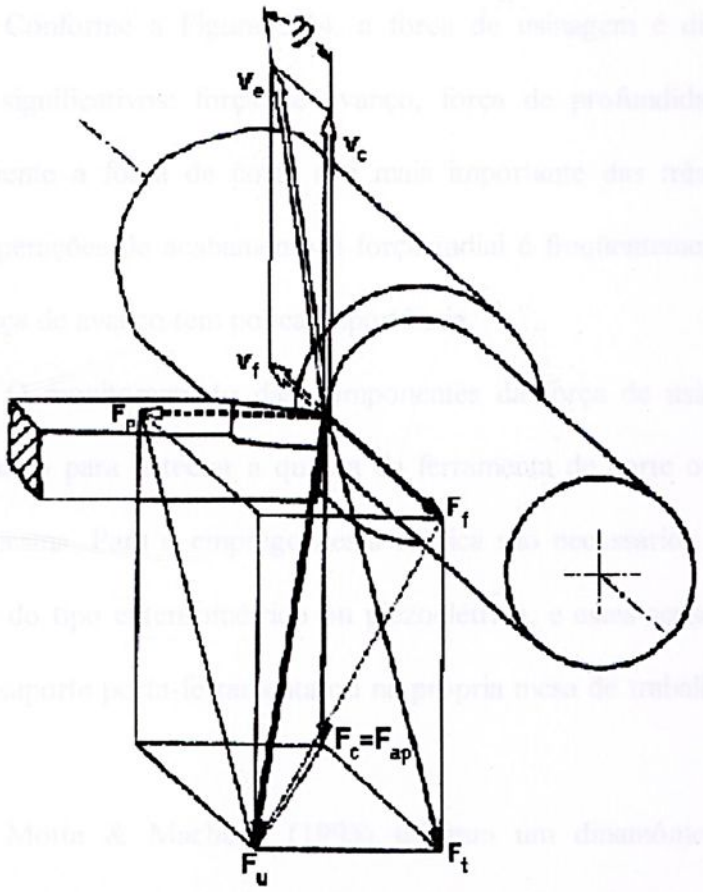


Figura 2.14 - Força de usinagem e suas diversas componentes na operação de torneamento (Diniz et al., 2000).

Existem vários fatores que afetam a força de usinagem, incluindo as condições de usinagem, tal como a profundidade de usinagem, a taxa de avanço, a velocidade de corte, e a condição de lubrificação. Além desses fatores, a geometria da ferramenta, a forma do quebra cavaco, o ângulo de saída, e as propriedades do material da peça também contribuem para mudanças na força de usinagem.

Outrossim, sabe-se que a força de usinagem é um critério para a determinação da usinabilidade do material da peça, já que geralmente materiais que apresentam maiores forças de usinagem são também de usinagem mais difícil.

Conforme a Figura 2.14, a força de usinagem é dividida em três componentes significativos: força de avanço, força de profundidade e força de corte. Usualmente a força de corte é a mais importante das três componentes, embora nas operações de acabamento a força radial é freqüentemente importante, enquanto a força de avanço tem pouca importância.

O monitoramento das componentes da força de usinagem também pode ser utilizado para detectar a quebra da ferramenta de corte ou até mesmo o desgaste da mesma. Para o emprego desta técnica são necessários a utilização de dinamômetros do tipo extensométrico ou piezoelétrico, e estes sensores podem ser acoplados ao suporte porta-ferramenta ou na própria mesa de trabalho da máquina-ferramenta.

Motta & Machado (1995) utilizam um dinamômetro à base de extensômetros elétricos construído em laboratório, onde o sistema de medição era composto pelo dinamômetro ligado a um indicador de micro-deformações e este a um registrador de gráfico. Assim, registraram a força de usinagem para fazer uma comparação entre fluidos de corte disponíveis no mercado para torneamento de aços. Nesses ensaios, os autores empregam barras de aço ABNT 8640 laminados de seção circular para confeccionar os corpos de prova, escolhendo pastilhas TNMG 220408-QM-classe P35, revestidas com camadas de TiC, Al_2O_3 e TiN e diversas condições de corte. Os pesquisadores mantêm constante o avanço (f) = 0,242 mm/volta e a profundidade (a_p) = 1 mm, variando a velocidade de corte (V_c) = 54,

unesp

109, 218 e 339 m/min. Após concluir os testes, os pesquisadores afirmam que inicialmente as forças de corte praticamente não variam com a velocidade de corte nas condições testadas, independentemente do fluido utilizado. Verificaram, porém, que a utilização dos fluidos de corte tende a aumentar a força em relação à condição a seco, onde o fluido sintético 3% é o que apresenta maiores forças de corte, seguido pelos fluidos semi-sintético 3%, emulsionável 10% e emulsionável 3%, sendo que este último mostra um comportamento idêntico ao da condição a seco, conforme mostra a Figura 2.15.

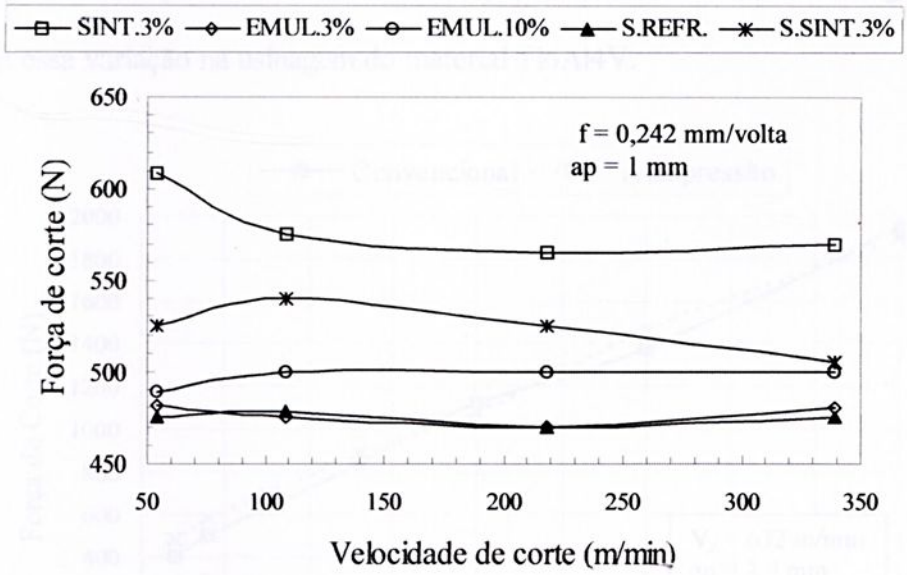


Figura 2.15 - Variação da força de corte em função da velocidade de corte (Motta & Machado, 1995).

Machado & Wallbank (1994) empregaram um dinamômetro piezoelétrico para estudar o efeito da alta pressão de fluido de corte no torneamento cilíndrico dos aços liga Ti6Al4V e Inconel 901 com quatro pastilhas de metal duro de designação ISO, CNMP 120408/12 e CNMP 120408/12. Nos testes de usinagem

comparou-se a força de corte em função do avanço para a aplicação a alta pressão, com pressão de 48,1 Kgf/cm^2 e vazão de 15,1 L/min, com a aplicação do sistema convencional da máquina-ferramenta de baixíssima pressão e vazão de 5,2 L/min.

Na medição da força de usinagem para aplicação a alta pressão observou-se um erro devido a força do jato de fluido exercida sobre a ferramenta, gerando assim uma medição incorreta. Para isso foi realizada a medição do consumo de potência do motor da máquina-ferramenta. Após os testes os autores concluíram que a forca de corte não apresentou alterações significativas, entre a aplicação de alta pressão e convencional, para ambos os materiais. A Figura 2.16 mostra essa variação na usinagem do material Ti6Al4V.

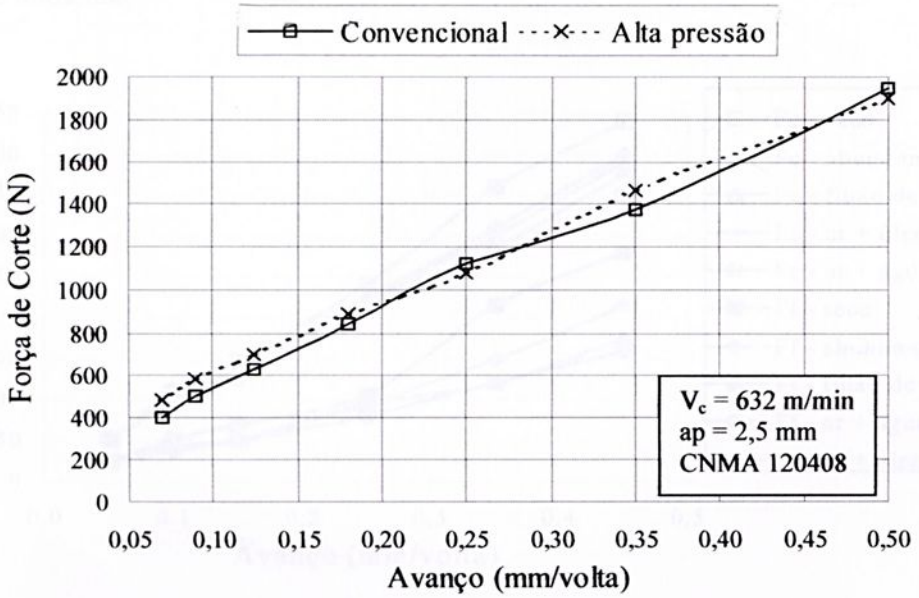


Figura 2.16 - Força de corte em função do avanço (Machado & Wallbank, 1994).

Em outro trabalho, Machado & Wallbank (1997) estudam o efeito da diminuição do volume de lubrificação no torneamento cilíndrico de um aço de médio teor de carbono (080M40) com pastilhas de metal duro SNMG 120404 –

classe P40. Os testes de usinagem consistem na medição das forças de corte e avanço para cinco diferentes condições de lubrificação. O procedimento utilizado pelos pesquisadores permite que as mudanças nas condições de lubrificação sejam detectadas e quantificadas por um dinamômetro Kistler 9263.

Na Figura 2.17, Machado & Wallbank (1997) apresentam o comportamento das componentes da força (F_c e F_f) em função do avanço quando a velocidade de corte V_c = 30 m/min e uma profundidade de usinagem a_p = 2 mm. Analisando a Figura 2.17, os autores evidenciam que a ação dos fluidos de corte diminui a força de usinagem, sendo que para pequenos avanços a diferença é imperceptível em relação à condição a seco, porém, a diferença é notada quando o avanço aumenta.

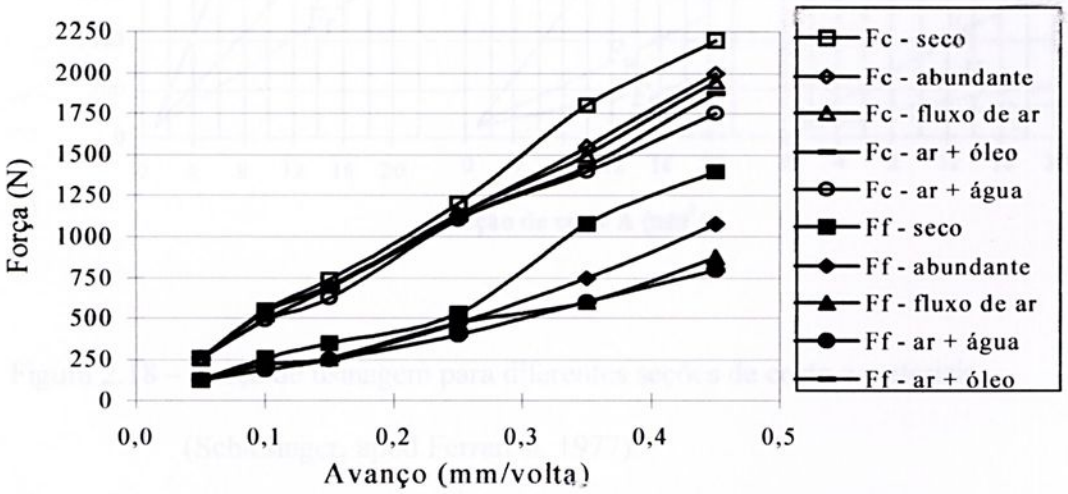


Figura 2.17 - Componentes da força de usinagem em função do avanço com cinco condições diferentes de lubrificação (Machado & Wallbank, 1997).

Ao contrário da velocidade de corte, o avanço e a profundidade de usinagem influenciam nitidamente a força de usinagem numa proporção quase que

linear, uma vez que o aumento de um desses parâmetros produz um aumento da área de contato com a ferramenta e correspondente aumento das áreas dos planos de cisalhamento. Schlesinger apud Ferraresi (1977) mostram o efeito da secção de corte sobre a força de usinagem para diferentes materiais (Figura 2.18).

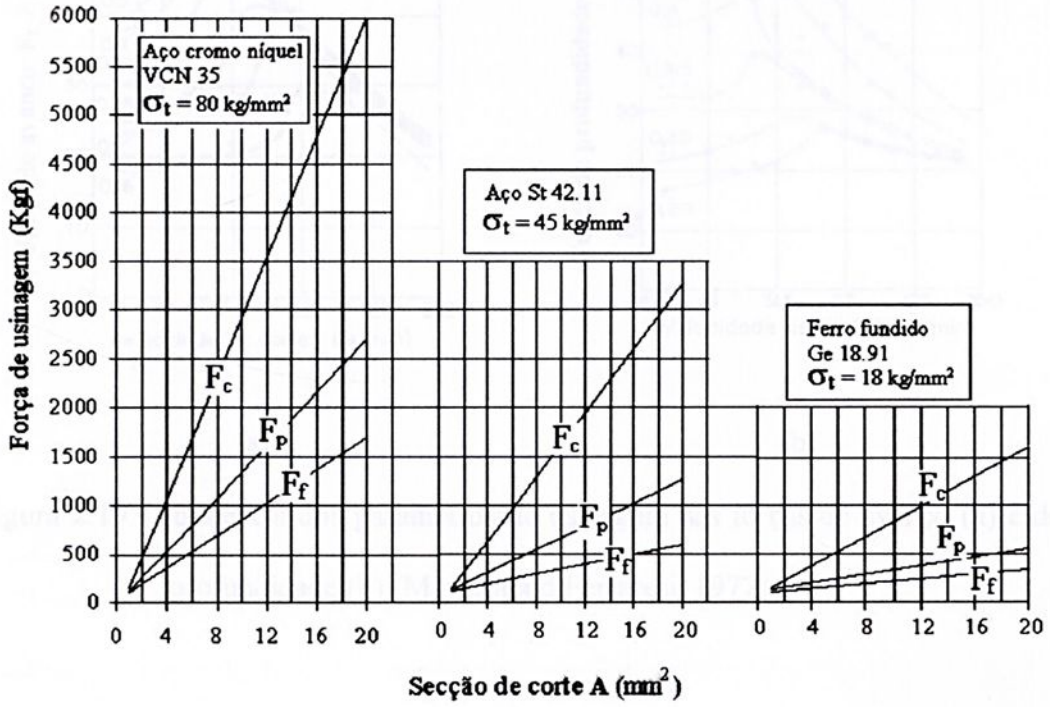
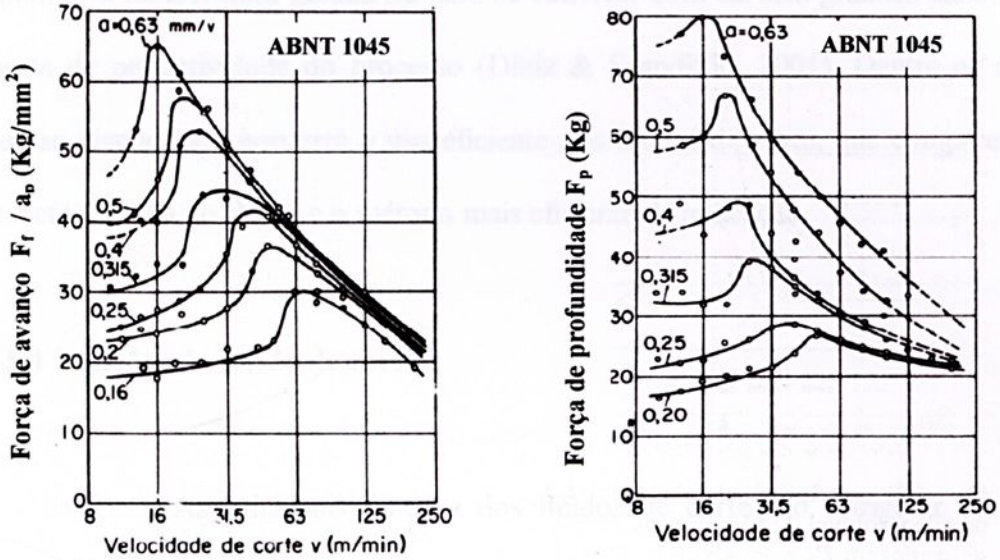


Figura 2.18 – Força de usinagem para diferentes seções de corte e materiais (Schlesinger, apud Ferraresi, 1977).

Mayer apud Ferraresi (1977) mostra, através dos gráficos da Figura 2.19 (a e b), que o efeito dos parâmetros de usinagem (V_c e f), sobre as forças de avanço e de profundidade, produz variações significativas. Este comportamento mostra-se distinto da força de corte que, a partir de uma determinada velocidade de

corte praticamente não altera mais os valores da força de corte, conforme visto nos gráficos das Figuras 2.16.



(a) (b)

Figura 2.19 - Influencia dos parâmetros de usinagem nas forças de avanço (a) e de profundidade (b) (Mayer apud Ferraresi, 1977).

2.5 Fluido de corte

Os desgastes da ferramenta de corte, tanto de cratera quanto de flanco, são devidos muito mais às altas temperaturas geradas na interface cavaco-ferramenta do que as tensões sobre a ferramenta ou a sua dureza (Cook, 1973). No entanto, sabe-se que com o aumento da velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem tem-se a elevação da temperatura. Com isso o desgaste da ferramenta aumenta, trazendo como conseqüência o aumento do calor gerado que, por sua vez, acelera o desgaste. Por outro lado, para aumentar a taxa de remoção de material e a

redução do custo total por peça, deve-se aumentar a velocidade, o avanço e a profundidade de usinagem. Desta forma, deve-se tentar todos os meios para se diminuir a temperatura gerada ou para se conviver com ela sem grandes danos, sem perda de produtividade do processo (Diniz & Scandiffio, 2001). Dentre os meios que se dispõe para isso está o uso eficiente dos fluidos de corte, que compreende a correta escolha do fluido e o método mais eficiente de aplicação.

2.5.1 Funções do fluido de corte

As principais funções dos fluidos de corte são refrigerar em altas velocidades e lubrificar em baixas velocidades de corte. Segundo Shaw (1986), em baixas velocidades de corte a refrigeração não é tão importante, enquanto que a lubrificação assume papel preponderante na redução do atrito na interface cavaco-ferramenta, minimizando ou mesmo evitando a formação de aresta postiça de corte. Os fluidos à base de óleo são mais apropriados, então. Em altas velocidades de corte as condições são adversas para que o fluido penetre e lubrifique a interface cavaco-ferramenta, pois ele é expulso para fora pela ação hidrodinâmica. Neste caso a ação refrigerante se torna mais importante, devendo se usar um fluido à base de água.

Para que o fluido de corte faça o papel de lubrificante é fundamental que ele consiga penetrar entre o cavaco e a ferramenta, mais especificamente na zona de aderência onde se concentram as condições mais severas. Portanto, sua eficiência dependerá de sua capacidade de penetração na interface cavaco-ferramenta, no curto espaço de tempo disponível.

unesp

Para alguns autores como Trent (1984) e Childs & Rowe (1973), o fluido de corte não consegue atingir a zona de aderência devendo-se, então, concentrar esforços na penetração do fluido, pelo menos, na zona de escorregamento. Para Postinikov (1967), o fluido lubrificante penetra contra o fluxo do metal chegando à ponta da ferramenta por uma ação capilar, mas assume que o contato na interface não é completo. Como se percebe, não há consenso na literatura a respeito do alcance do fluido na interface. Entretanto qualquer que seja a hipótese, o fluido de corte, uma vez na interface, deve formar um filme lubrificante. Seja por ataque químico ou adsorção esse filme apresenta resistência ao cisalhamento menor que a resistência do metal. Ele pode também minimizar a soldagem do cavaco na superfície de saída se aditivos apropriados forem adicionados. As propriedades do fluido dependem de seu poder umectante ("molhabilidade"), viscosidade, resistência do filme, entre outros, conseguidas por uma formulação adequada.

Em velocidades mais elevadas, os fluidos de corte atuam mais como refrigerante do que como lubrificante. Quando se empregam fluidos à base de água, a dissipação do calor através do arrefecimento da região de corte (refrigeração) se sobrepõe à redução da geração de calor pela minimização do atrito (lubrificação).

Além das funções de refrigeração e de lubrificação, que buscam em primeiro lugar o aumento da vida da ferramenta pela manutenção de sua geometria, os fluidos de corte apresentam funções secundárias que se traduzem em benefícios na operação de usinagem, tais como (Ferraresi, 1977):

- **melhora do acabamento superficial da peça.** Este item está relacionado com a força de usinagem que, por sua vez, depende em grande parte da capacidade de lubrificação do fluido empregado. A deterioração em pequenas

unesp

partículas da aresta postiça de corte aos poucos contamina a peça piorando o acabamento superficial. No entanto, o uso do fluido para condições de baixas velocidades de corte minimiza ou mesmo elimina a formação da aresta postiça.

A ação refrigerante do fluido de corte faz com que a temperatura na zona de cisalhamento primária diminua, aumentando as tensões de escoamento e dificultando a remoção de material, refletindo na elevação dos esforços de corte e piora na rugosidade superficial da peça.

- **auxílio na retirada do cavaco da região de corte.** A permanência do cavaco na região de corte pode comprometer o acabamento superficial da peça ou, até mesmo, ocasionar avarias na ferramenta.

- **refrigeração da peça usinada.** Este benefício se traduz, principalmente, na manutenção das tolerâncias dimensionais da peça usinada, uma vez que a dilatação térmica é melhor controlada pela aplicação de fluido na porção da peça próximo ao seu contato com a ferramenta de corte. Em materiais suscetíveis à transformações estruturais de origem térmica, a refrigeração da peça contribui na manutenção microestrutural das camadas mais externas da peça.

- **proteção das partes metálicas contra a corrosão atmosférica.** Aos fluidos são adicionados aditivos antioxidantes e anticorrosivos com o objetivo de proteger as partes metálicas da máquina-ferramenta e da peça contra oxidações e corrosões, mesmo após a usinagem.

- **refrigeração da máquina-ferramenta.** Em máquinas de alta precisão as tolerâncias dimensionais e geométricas são influenciadas pelas diversas fontes de calor, devendo eliminá-las o máximo possível. A interface cavaco-ferramenta é uma dessas fontes cujo calor pode causar desvios na máquina. O fluido

atuando parte na região de corte e parte na máquina-ferramenta ajuda a controlar o processo.

Para que se obtenha melhorias em propriedades específicas são adicionados aos fluidos de corte alguns aditivos que desempenham funções antiespumante; anticorrosiva, detergente, biocida, extrema pressão, entre outras.

Algumas vezes a aplicação do fluido de corte é questionada por provocar aumento do desgaste de flanco em relação a usinagem a seco, como no trabalho de Seah et al. (1995). Entretanto, tal efeito é previsto e explicado por Shaw (1986) com auxílio da Figura 2.20. Nos períodos iniciais da usinagem, quando a ferramenta ainda está afiada, a região de máxima temperatura é deslocada em direção à região da aresta de corte, uma vez que o fluido resfria o cavaco diminuindo seu raio de curvatura e o comprimento de contato com a ferramenta. Nesta condição o fluxo de calor em direção a peça é maior causando aceleração do desgaste de flanco, ao passo que na usinagem a seco o calor se dá em direção à ferramenta (Figura 2.20.a). No entanto com o aumento gradativo do desgaste, a área de contato entre a ferramenta e a peça aumenta fazendo com que o calor se concentre nesta região e o fluxo de calor para a peça se intensifique, tanto para a condição à seco quanto para a refrigerada (Figura 2.20.b). Quando a usinagem alcança este ponto a refrigeração da operação torna-se importante para a minimização do desgaste e o aumento da vida da ferramenta.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

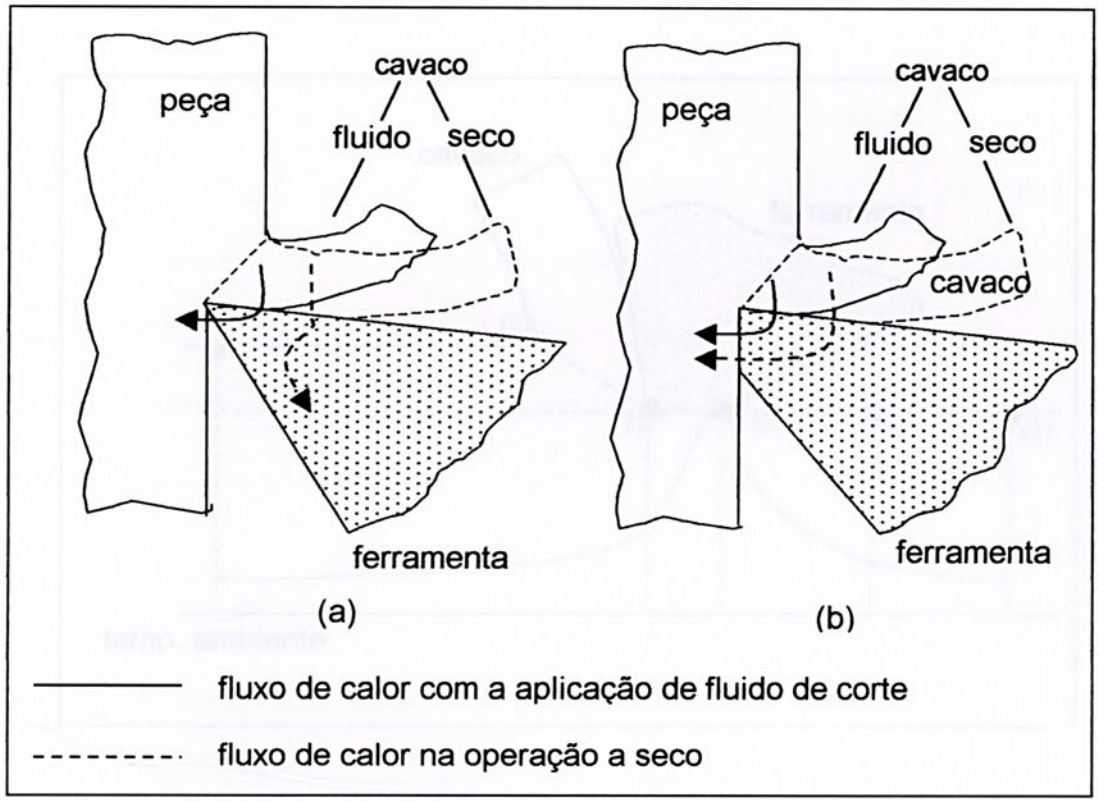


Figura 2.20 – Fluxo de calor para a ferramenta afiada (a) e desgastada (b).

Nakayama apud Shaw (1986), mostra na Figura 2.21 a temperatura da peça ao longo de uma revolução completa (de 1 a 5) utilizando uma ferramenta com desgaste de flanco já acentuado. Neste estudo Nakayama constatou que o valor máximo da temperatura ocorre no ponto 3, devido ao intenso fluxo de calor que atravessa a área desgastada da ferramenta em direção à peça. Nota-se que a temperatura no ponto 2, na ponta da ferramenta, não é a maior mas há um crescimento rápido deste ponto até o final da região desgastada, no ponto 3.

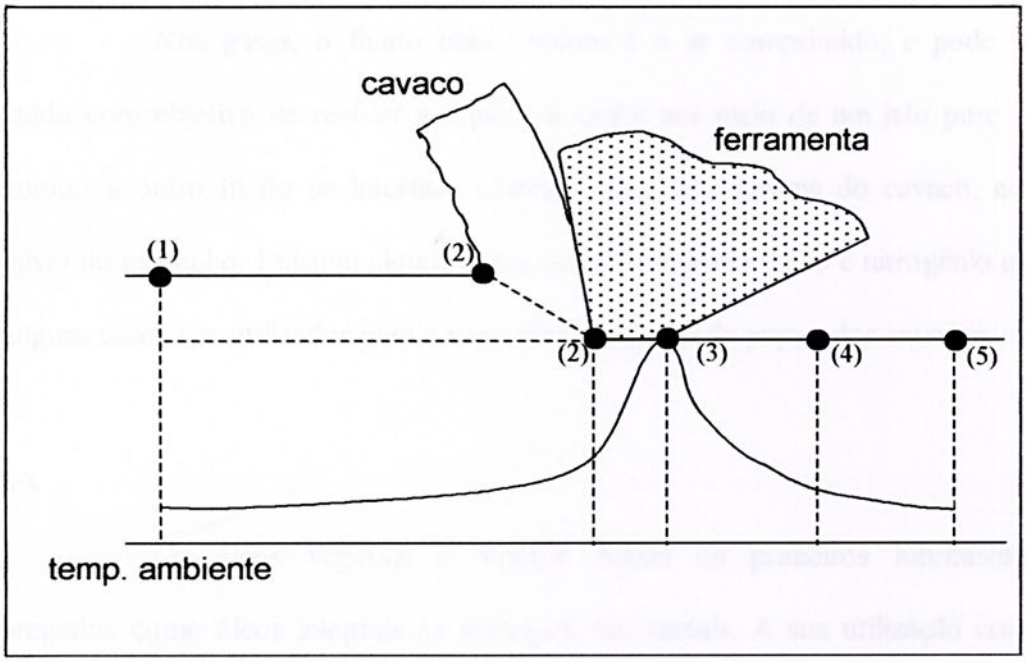


Figura 2.21 – Temperatura na superfície de uma peça numa revolução completa (Nakayama apud Shaw, 1986).

2.5.2 Tipos de fluidos de corte

Segundo Machado & Diniz (2000), existem diversas formas de classificar os fluidos de corte e não há uma padronização única estabelecida entre as empresas fabricantes.

A classificação mais usual agrupa os produtos da seguinte forma:

- Gases;
- Óleos;
-Aquosos;
- Pastas e lubrificantes sólidos.

Gases

Nos gases, o fluido mais comum é o ar comprimido, e pode ser utilizado com objetivo de resfriar a região de corte por meio de um jato puro ou misturado a outro fluido na interface contra a superfície interna do cavaco, com razoável desempenho. Existem alguns gases, como o argônio, hélio e nitrogênio que em alguns casos são utilizados para a prevenir a oxidação da peça e dos cavacos.

Óleos

Os óleos vegetais e animais foram os primeiros lubrificantes empregados como óleos integrais na usinagem dos metais. A sua utilização como fluidos de corte tornou-se inviável devido ao alto custo e a rápida deterioração, porém eles são empregados como aditivos nos fluidos minerais, objetivando melhorar as propriedades lubrificantes.

Óleos integrais são, basicamente, óleos minerais puros ou com aditivos, normalmente de alta pressão. O emprego destes óleos como fluido de corte nos últimos anos tem perdido espaço para os óleos solúveis em água, devido ao alto custo em relação aos demais, aos riscos de fogo, ineficiência à altas velocidades de corte (baixo poder refrigerante) e formação de fumos, além de oferecerem riscos à saúde do operador. Os aditivos podem ser à base de cloro ou enxofre ou a mistura dos dois, conferindo características de extrema pressão (EP) ao fluido. Fósforos e matérias graxas são também utilizados e atuam como elementos antidesgaste.

Os óleos compostos são óleos minerais os quais se adiciona certa quantidade de produto orgânico, de 1% a 25% podendo chegar até 30%, conferindo assim maior oleosidade (Machado & Diniz, 2000).

unesp

Aquosos

Os aquosos, sem dúvida, constitui-se no grupo mais difundido e importante na usinagem atualmente. Eles podem ser à base de água, emulsões (óleos solúveis) e soluções químicas (fluidos sintéticos).

Água

A água foi o primeiro fluido de corte utilizado, porém sem nenhum aditivo é altamente corrosiva aos materiais ferrosos e praticamente não é utilizada como fluido de corte, ou sua aplicação é bastante restrita.

Emulsões

As emulsões, também conhecidas por óleos solúveis, dividem-se em: fluidos emulsionáveis; e fluidos semi-sintéticos (microemulsões).

Os fluidos emulsionáveis são compostos bifásicos de óleos minerais adicionados à água na proporção de 1:10 a 1:100, mais agentes emulgadores que garantem a miscibilidade com a água. Na verdade, aqui não se tem a mistura de óleo com água, mas sim o óleo mineral disperso na água em forma de gotículas, devido à presença de emulgadores, que "quebram" o óleo em minúsculas partículas, mantendo-as dispersas e conferindo às mesmas cargas repulsivas, evitando a sua coalescência (junção das partículas numa maior).

Segundo Heisel & Lutz (1998) as emulsões não apresentam bons resultados em velocidades de corte baixas, inferiores a 50 m/mim, uma vez que estes fluidos necessitam de uma velocidade mínima para tornarem-se ativos.

unesp

Somente em elevadas velocidades de corte a temperatura ótima é atingida e a capacidade de lubrificação é ativada.

Para evitar os efeitos nocivos da água presente na emulsão empregam-se aditivos anticorrosivos (por exemplo, o nitrito de sódio). São usados ainda biocidas, que inibem o crescimento de bactérias e fungos, mas devem ser compatíveis com a pele humana e atóxicos. Os elementos extrema pressão (EP) e antidesgaste usados, que aumentam as propriedades de lubrificação, são os mesmos empregados para óleos puros. No entanto, o uso de cloro como aditivo para fluidos de corte vem encontrando restrições em todo o mundo, devido aos danos que causa ao meio ambiente e à saúde humana. Por esta razão, procura-se substituir o cloro por aditivos à base de enxofre e cálcio. Utiliza-se, ainda, gordura e óleo animal e vegetal para melhorar as propriedades de lubrificação (Machado & Diniz, 2000).

Os fluidos semi-sintéticos (microemulsões) são também formadores de emulsões e caracterizam-se por apresentar de 5% a 50% de óleo mineral no fluido concentrado bem como aditivos e compostos químicos que verdadeiramente dissolvem-se na água formando moléculas individuais. A presença de uma maior quantidade de emulgadores, em relação ao sintético, propicia ao fluido uma coloração menos leitosa e mais transparente. A menor quantidade de óleo mineral e a presença de biocidas aumentam a vida do fluido de corte e reduzem os riscos à saúde. Aditivos EP, anticorrosivos e agentes umectantes são utilizados como nos fluidos anteriores. Adicionam-se também corantes, que proporcionam uma cor mais viva e aceitável pelo operador da máquina.



Soluções químicas (fluidos sintéticos)

As soluções são compostos monofásicos de óleos dissolvidos completamente na água. Neste caso, não há a necessidade da atuação de elementos emulgadores, pois os compostos reagem quimicamente formando fases únicas.

Nessa classe encontram-se os fluidos sintéticos, que se caracterizam por serem livres de óleo mineral em suas composições, baseando-se em substâncias químicas que formam uma solução com a água. Consistem de sais orgânicos e inorgânicos, aditivos de lubricidade, biocidas e inibidores de corrosão, entre outros, adicionados à água. Apresentam uma vida maior, uma vez que são menos suscetíveis ao ataque de bactérias, e reduzem o número de trocas da máquina. Formam soluções transparentes, resultando em boa visibilidade do processo de corte. Possuem agentes umectantes que melhoram bastante as propriedades refrigerantes da solução. As soluções são estáveis mesmo em água dura. Os óleos sintéticos, utilizados nas soluções, mais comuns oferecem boa proteção anticorrosiva e refrigeração. Os mais complexos são de uso geral, com boas propriedades lubrificantes e refrigerantes. Faz-se uma distinção quando os fluidos sintéticos contêm apenas inibidores de corrosão e as propriedades de EP não são necessárias. São chamado de refrigerantes químicos ou soluções verdadeiras e apresentam boas propriedades refrigerantes (Machado & Diniz, 2000).

Os óleos podem ser óleos minerais, óleos graxos, óleos compostos, óleos de extrema pressão e óleos de usos múltiplos.

Os óleos minerais são hidrocarbonetos obtidos a partir do refinamento do petróleo cru. As suas propriedades dependem do comprimento da cadeia, estrutura e grau de refinamento.



2.5.3 Modos de aplicação do fluido de corte

Sabe-se que para materiais de ferramentas de maior dureza do que o metal duro, como o PCBN, as cerâmicas (puras e mistas) e os cermets, o uso de fluido de corte torna-se indesejável. Isto porque estes materiais conseguem manter seu desempenho em altas temperaturas, sendo possível tirar proveito do aquecimento da região de corte que faz com as tensões de cisalhamento diminuam e, por conseguinte, os esforços de corte e o desgaste da ferramenta. No entanto, estas ferramentas ainda são caras e normalmente recomendadas para operações de acabamento, devido principalmente à sua baixa tenacidade. Neste aspecto, grande parte das pesquisas ainda buscam a melhora do desempenho da usinagem por meio de novas formulações de fluidos de corte ou, então, por meio de maneiras mais eficientes de aplicar o fluido na zona de interface cavaco-ferramenta.

Diversos autores, como Kovacevic et al. (1995) e Lindeke et al. (1991), relatam que a vazão e a direção da aplicação do fluido de corte podem determinar a eficiência das funções de refrigeração e redução de atrito. A maneira mais comum de aplicação do fluido de corte é a convencional, por inundação (ou abundância), atuando nas costas do cavaco. Entretanto sob altas velocidades de corte constata-se que o fluido de corte tem sua eficiência diminuída. Este fato pode ser atribuído à maior taxa de geração de calor, a incapacidade do fluido alcançar as regiões de maior aquecimento, tal como a ponta da ferramenta, e a tendência do cavaco em movimento expulsar o fluido para fora da região de corte reduzindo sua ação lubrificante.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

Segundo Shaw (1986), Taylor em 1907 foi um dos primeiros engenheiros a se preocupar com a aplicação do fluido de corte na usinagem. Na época, Taylor conseguiu um aumento de 40% na vida da ferramenta com o uso de água como fluido de corte, em comparação com a usinagem a seco. Além disso, Taylor estudou a melhor direção de aplicação do fluido dentre as três principais, mostradas na Figura 2.22, chegando a conclusão que a direção A é melhor do que as direções B ou C.

Na Figura 2.22, as direções de aplicação do fluido apontam para os locais onde se concentram as fontes geradoras de calor na região de corte. Assim, a direção "A" procura atingir a zona de cisalhamento primária, acessível somente pelas costas do cavaco. A direção "B" aponta para a interface cavaco-ferramenta, nas imediações da zona de cisalhamento secundária. Por último, a direção "C" aponta para a região de contato ferramenta-peça, acessível pelo espaço entre a peça e a superfície de folga da ferramenta.

unesp

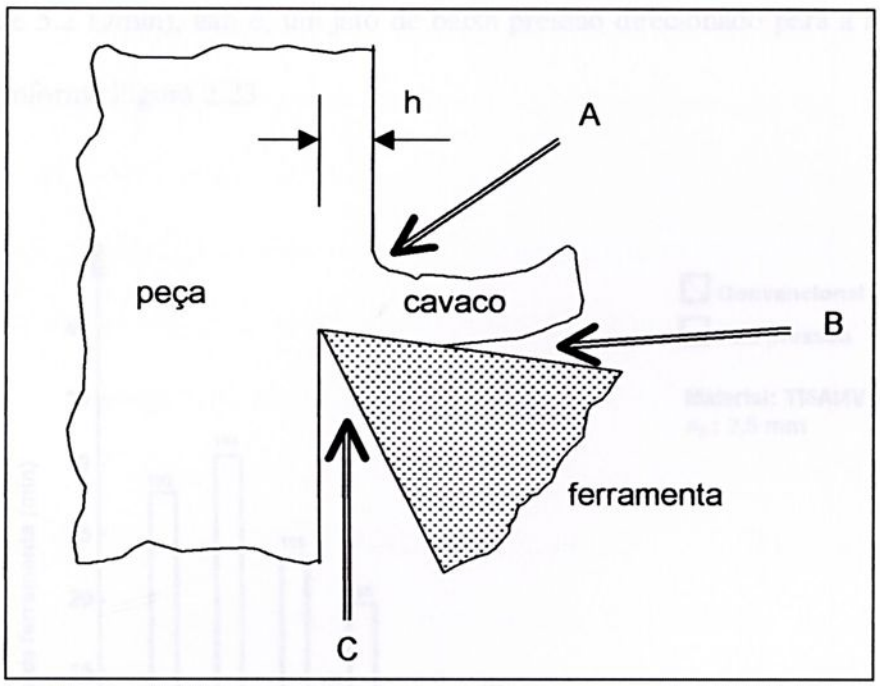


Figura 2.22 – Possíveis direções de aplicação de fluido de corte (Machado & Silva,1999).

Machado & Wallbank (1994) empregaram o fluido de corte à alta pressão dirigido especificamente entre o cavaco e a ferramenta, obtendo com esse procedimento resultados satisfatórios principalmente em relação ao desgaste de cratera e à minimização da formação da aresta postiça de corte, uma vez que o jato de fluido atua, segundo os autores, como um quebra cavaco além de reduzir o atrito na superfície de saída da ferramenta e atingir locais mais próximos do raio de ponta da ferramenta. Entretanto, para obter esses resultados eles utilizaram um sistema de aplicação do fluido de corte sob pressão, em que o fluido de corte foi aplicado por um orifício de ∅ 1,5 mm sob uma pressão de 14,5 MPa e vazão de 15,1 L/min. Desta maneira conseguiram aumentos de até 300% na vida das ferramentas de corte na usinagem de uma liga de titânio (Ti6A14V) em relação ao sistema convencional

(vazão de 5,2 L/min), isto é, um jato de baixa pressão direcionado para a região de corte, conforme Figura 2.23.

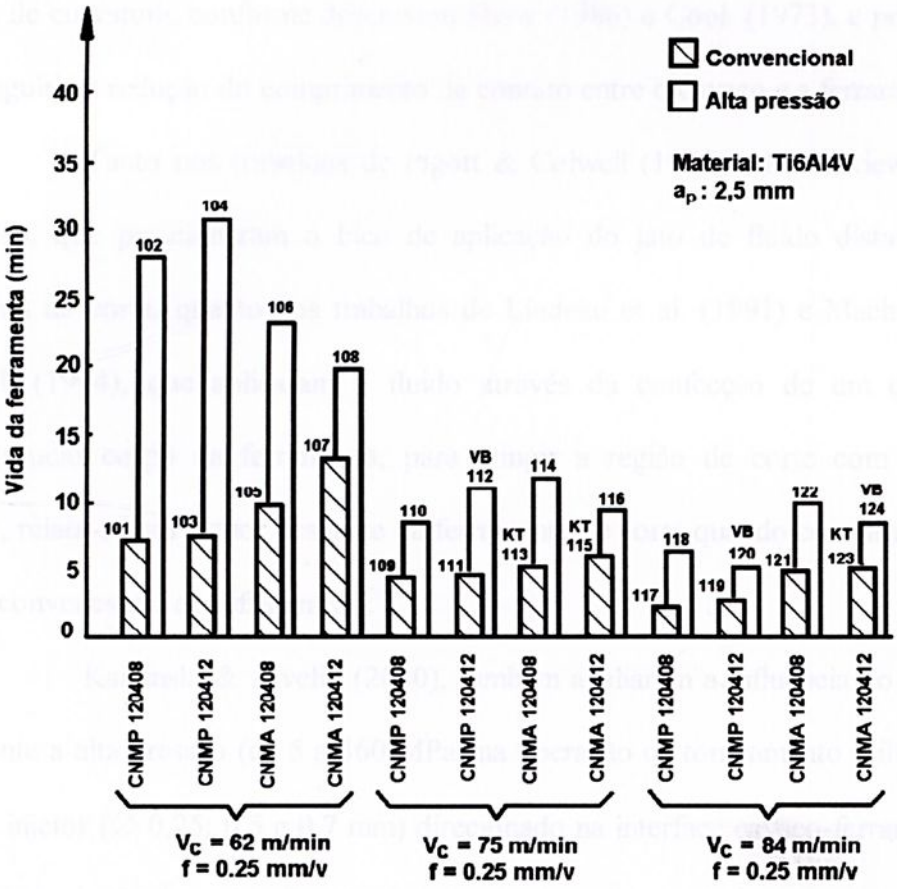


Figura 2.23 - Vida da ferramenta na usinagem do material Ti6A14AV (Machado & Wallbank, 1994).

Na mesma linha de pesquisa Seah et al. (1995) usaram fluido de corte em forma de jato dirigido especificamente na região entre o cavaco e a peça, a fim de remover o calor gerado no plano de cisalhamento primário, mas neste caso não obteve-se resultados claramente positivos em relação ao método convencional.

Apesar disso, pode-se esperar que este método de aplicação de fluido de corte, empregado por Seah et al. (1995), atue na minimização do desgaste de cratera uma vez que a ação do fluido refrigerante entre a peça e o cavaco diminui o seu raio de curvatura, conforme descrevem Shaw (1986) e Cook (1973), e portanto se conseguiria a redução do comprimento de contato entre o cavaco e a ferramenta.

Tanto nos trabalhos de Pigott & Colwell (1952) e Mazurkiewicz et al. (1989), que posicionaram o bico de aplicação do jato de fluido distante da ferramenta de corte, quanto nos trabalhos de Lindeke et al. (1991) e Machado & Wallbank (1994), que aplicaram o fluido através da confecção de um orifício passando pelo corpo da ferramenta, para atingir a região de corte com maior precisão, relata-se um menor desgaste da ferramenta de corte quando comparado ao método convencional de refrigeração.

Kaminski & Alvelid (2000), também avaliaram a influência do fluido refrigerante a alta pressão (de 5 a 360 MPa) na operação de torneamento utilizando um bico injetor (∅ 0,25; 0,5 e 0,7 mm) direcionado na interface cavaco-ferramenta, onde a vazão do fluido variou de 1,9 L/min a 24 L/min (Figura 2.24).

unesp

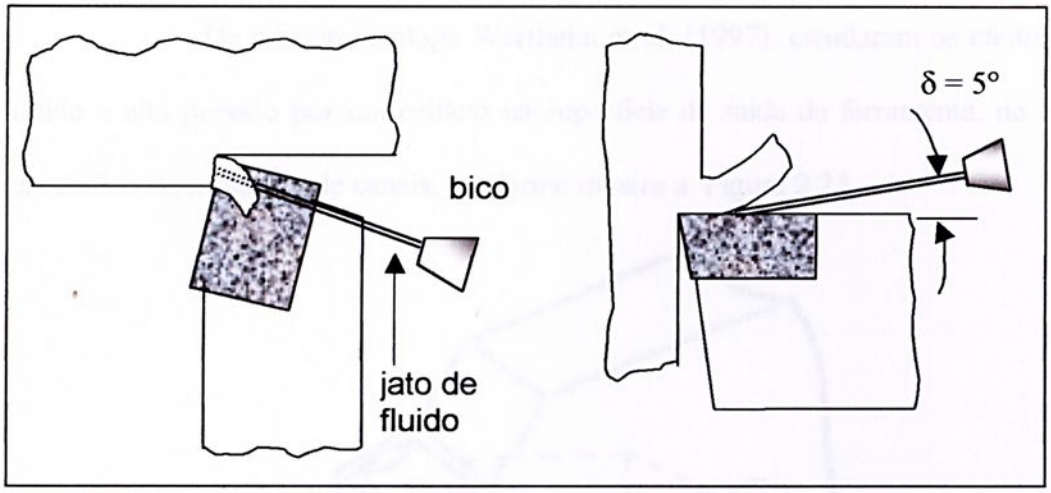


Figura 2.24 – Aplicação de jato de fluido de corte (Kaminski & Alvelid, 2000)

Segundo eles, a redução de temperatura com a utilização do sistema de refrigeração abundante gira em torno de 15%, comparado à usinagem a seco, enquanto que, com a utilização de sistemas de jato a alta pressão, pode-se atingir reduções de 40 a 50% com pressões a partir de 20 MPa. A força de corte, para diferentes condições, também diminuiu com o aumento da pressão, e com pressões entre 200 e 300 MPa obteve-se os menores valores de rugosidade.

Sharma et al. apud Mazurkiewicz (2000), realizaram trabalhos com fluido a alta pressão em que o fluido era dirigido para a interface cavaco-ferramenta através de um furo de 0,25 mm de diâmetro confeccionado na própria superfície de saída da ferramenta. Com uma pressão de 68,9MPa, os cavacos foram produzidos em forma de fita enquanto no corte a seco eram fragmentados. Por outro lado, o atrito na superfície cavaco-ferramenta foi reduzido em 40% em comparação ao corte a seco.

De maneira análoga Wertheim et al. (1997), estudaram os efeitos do fluido a alta pressão por um orifício na superfície de saída da ferramenta, no caso específico da usinagem de canais, conforme mostra a Figura 2.25.

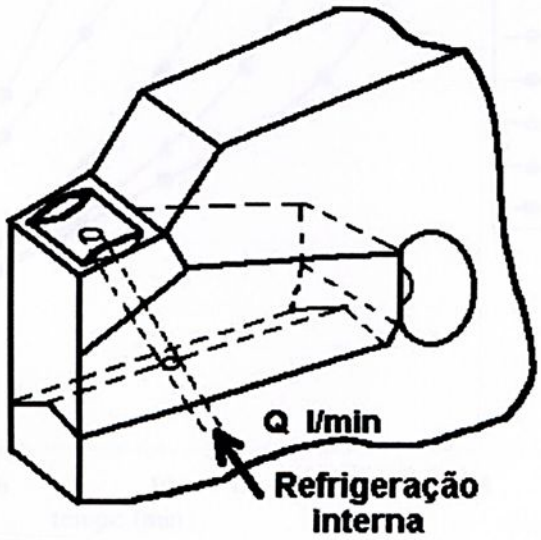


Figura 2.25 - Orifício feito na ferramenta, (Wertheim et al., 1997)

Segundo Wertheim et al. (1997), o fluido de corte direcionado na superfície de saída por de baixo do cavaco provoca aumento da dissipação de calor, diminuição no desgaste de flanco e mudança na forma do cavaco. O uso de uma configuração de quebra-cavaco localizada junto da aresta de corte, combinada com o fluxo de fluido, melhora a formação do cavaco, reduz a tendência de formação da aresta postiça e melhora a qualidade superficial em ambos os lados do canal. Por meio de modelos e de experimentos, Wertheim et al. (1997) demonstraram que resfriando-se a superfície inferior da ferramenta é possível diminuir o seu nível de desgaste, especialmente quanto às crateras. Os pesquisadores utilizaram um jato de fluido de 2,5 MPa, comparando-o com a refrigeração por inundação (topo) e a

usinagem a seco. Com relação aos desgastes de flanco e cratera os resultados obtidos estão mostrados na Figura 2.26.

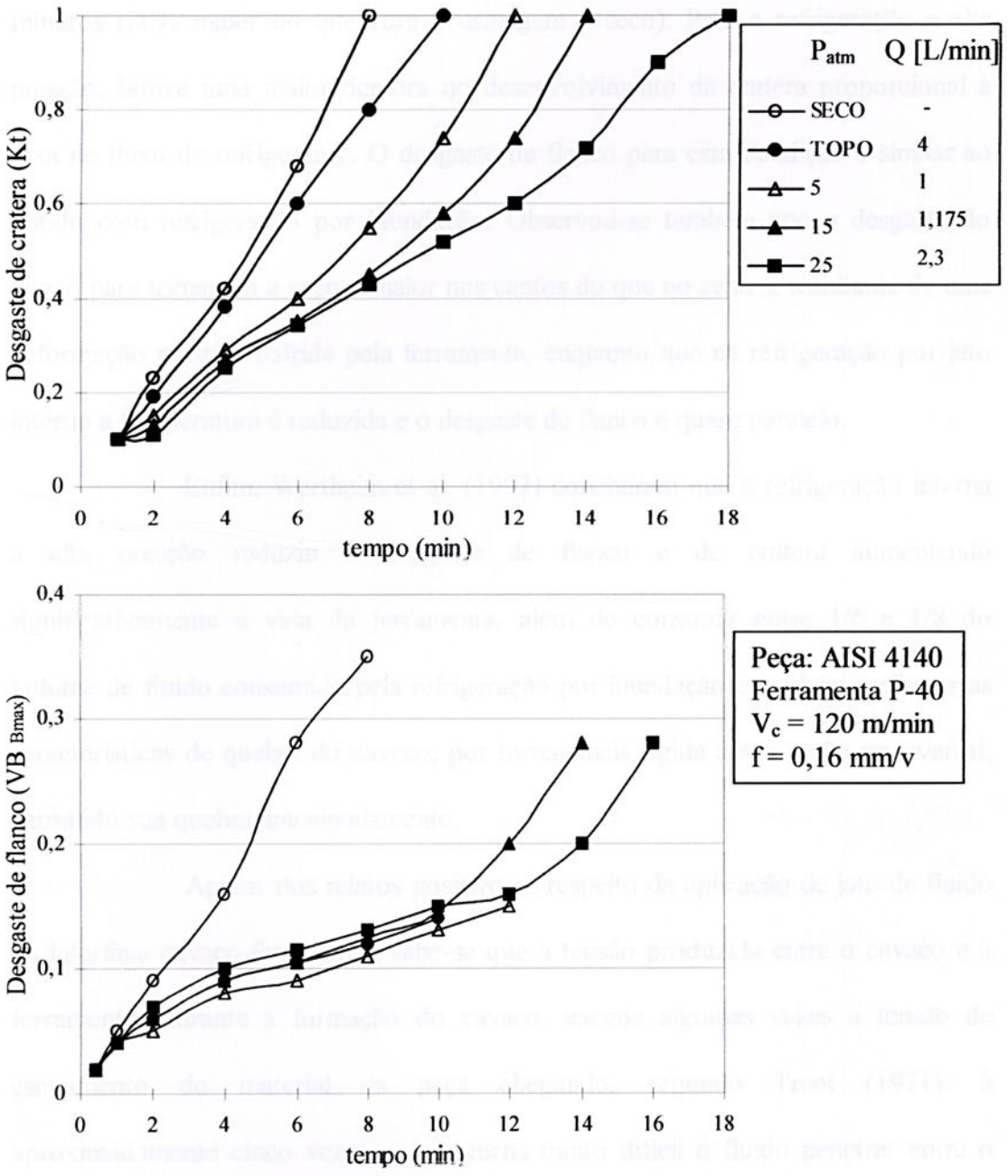


Figura 2.26 - Desgaste de flanco e cratera (Wertheim et al., 1997).

Pelo gráfico da Figura 2.26, pode-se constatar que a aplicação do fluido de corte de topo reduz significativamente o desgaste de flanco, mas afeta

muito pouco o desgaste de cratera, quando comparamos com a usinagem a seco. A cratera torna-se fator determinante para a vida da ferramenta, que neste caso é 10 minutos (20% maior do que com a usinagem a seco). Para a refrigeração a alta pressão, houve uma maior demora no desenvolvimento da cratera proporcional à taxa de fluxo de refrigerante. O desgaste de flanco para esta condição é similar ao obtido com refrigeração por inundação. Observou-se também que o desgaste do flanco para usinagem a seco é maior nos cantos do que no centro, resultante de uma deformação plástica sofrida pela ferramenta, enquanto que na refrigeração por jato interno a temperatura é reduzida e o desgaste de flanco é quase paralelo.

Enfim, Wertheim et al. (1997) concluíram que a refrigeração interna a alta pressão reduziu o desgaste de flanco e de cratera aumentando significativamente a vida da ferramenta, além de consumir entre 1/6 e 1/8 do volume de fluido consumido pela refrigeração por inundação e também melhorar as características de quebra do cavaco, por tornar mais rígida a sua seção transversal, causando sua quebra antecipadamente.

Apesar dos relatos positivos a respeito da aplicação de jato de fluido na interface cavaco-ferramenta, sabe-se que a tensão produzida entre o cavaco e a ferramenta, durante a formação do cavaco, excede algumas vezes a tensão de escoamento do material da peça chegando, segundo Trent (1971), à aproximadamente cinco vezes, o que torna muito difícil o fluido penetrar entre o cavaco e a ferramenta e alcançar a região de máximo aquecimento situada na ponta da ferramenta. No entanto não se pode negar o efeito benéfico da entrada do fluido, mesmo que parcialmente, entre o cavaco e a ferramenta na diminuição do comprimento de contato e com isso minorar o atrito e a geração de calor.

unesp

Quanto à injeção do fluido de corte entre a peça e a superfície de folga da ferramenta não se tem informações precisas de seu efeito na literatura, mas Shaw (1986) sugere que o comportamento do fluxo de calor estabelecido entre a peça e a ferramenta durante a usinagem é distinto nos casos onde o desgaste de flanco é pequeno e acentuado, respectivamente. No início da usinagem, com a ferramenta nova, a área de contato entre a peça e a ferramenta é pequena dificultando o estabelecimento do fluxo de calor entre eles, ao passo que a ferramenta desgastada apresenta maior área de contato e transferência de calor mais intensa. Neste último caso, pode-se admitir que o fluido de corte incidindo especificamente na região desgastada da ferramenta, entre a superfície de folga e a peça consiga minimizar o desgaste da ferramenta.

Com o aumento do rigor das legislações ambientais, principalmente nos países desenvolvidos, os procedimentos de descarte do fluido de corte são ditados por severas normas ambientais (ISO 14000), trazendo novos encargos à indústria mecânica. Este fato tem motivado o estudo da aplicação de mínima quantidade de fluido de corte na usinagem (MQFC), técnica que se dá através da atomização de gotículas de fluido, normalmente um óleo de origem mineral ou vegetal, pela ação do ar em alta velocidade, sendo que o consumo do fluido pode girar em torno de 10 a 100 ml/hora (Heisel et al., 1998). Esta técnica também é largamente conhecida pela sigla MQL, de "mínima quantidade de lubrificante", em alusão ao fato do fluido mais utilizado apresentar características mais lubrificante do que refrigerante.

A possibilidade da aplicação da técnica da mínima quantidade de fluido de corte na usinagem baseia-se, principalmente, no fato de que pequenas

unesp

partículas em contato com corpos quentes evaporam-se rapidamente removendo calor de maneira eficiente. Neste caso, fluidos de baixo ponto de ebulição e alto calor latente de vaporização produziriam melhores resultados. Em contrapartida, a aplicação de fluido de corte pelo método tradicional pode formar uma camada de vapor envolvendo as superfícies das partes quentes da região de corte, criando uma barreira que impede a penetração e o contato do fluido com as superfícies (Shaw, 1986).

Machado & Wallbank (1997) realizaram importante estudo utilizando a técnica da mínima quantidade de fluido de corte (200 a 300 ml/h) na operação de torneamento, comparando os resultados com as condições de usinagem a seco e convencional. Para isto foi usado um bico injetor tipo venturi, sendo a pressão do ar de 2,3 bar e a pressão do fluido de 2,0 bar, conforme mostra a Figura 2.27.

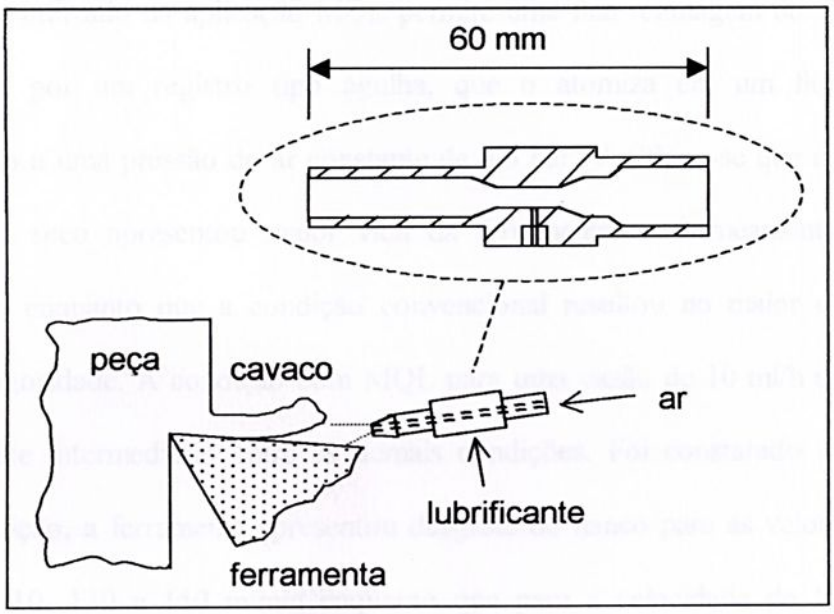


Figura 2.27 - Bico venturi para mínima quantidade de fluido (Machado & Wallbank, 1997).

Conforme observaram os autores, a força de corte diminui com a aplicação de fluido em baixas velocidades de corte e avanços, e em alguns casos a aplicação de fluido em mínimas quantidades mostrou-se mais eficiente que a aplicação convencional. Os resultados com a mistura "ar + água" são animadores, pois, além de resolver os problemas de poluição ambiental reduz drasticamente o custo do lubrificante, muito embora possa causar problemas de corrosão. Nestes experimentos os autores também verificaram ligeiras reduções na rugosidade e na espessura do cavaco na usinagem quando foi aplicado o fluido de corte (óleo solúvel 5% concentrado) atomizado em baixas velocidades de corte, comparando-se com a condição a seco e convencional.

Filho et al. (2001), estudaram a influência da mínima quantidade de lubrificante (MQL) no desgaste de ferramentas de PCBN para a operação de torneamento de aço endurecido (ABNT 52100), sob diferentes velocidades de corte. O aparelho utilizado na aplicação MQL permite uma fina regulagem do volume de lubrificante por um registro tipo agulha, que o atomiza em um fluxo de ar comprimido a uma pressão do ar constante de 4,5 bar. Verificou-se que a condição de corte a seco apresentou maior vida da ferramenta no torneamento do aço endurecido enquanto que a condição convencional resultou no maior desgaste e elevada rugosidade. A condição com MQL para uma vazão de 10 ml/h apresentou um desgaste intermediário entre as demais condições. Foi constatado ainda que, nesta condição, a ferramenta apresentou desgaste de flanco para as velocidades de corte de 110, 130 e 150 m/min enquanto que para a velocidade de 175 m/min ocorreu também desgaste de cratera.



Em outra pesquisa, Diniz & Scandiffio (2001), experimentaram a aplicação MQL (10 ml/h) no torneamento de aço ABNT 1045 com ferramenta de metal duro revestida, comparando-a com o corte a seco e com refrigeração convencional. Neste caso, a aplicação MQL não se mostrou superior ao corte a seco e aplicação convencional, nem em termos de rugosidade da peça nem em termos de esforços de corte e vida da ferramenta nas diversas condições de corte testadas. A Figura 2.28 mostra a vida da ferramenta em comprimento de corte (l_c) para as diversas condições.

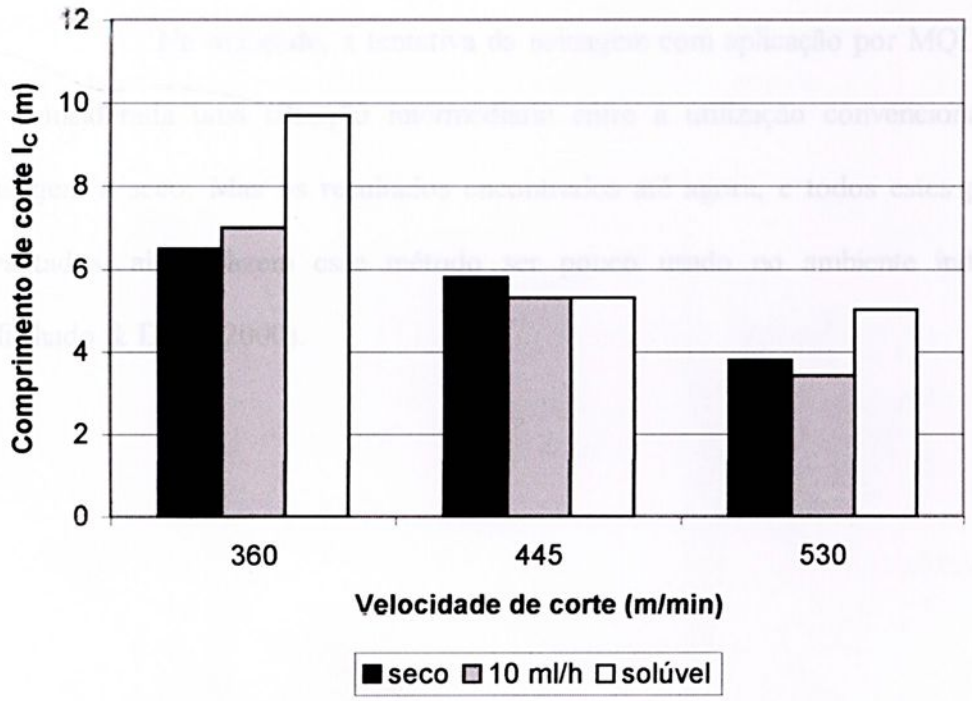


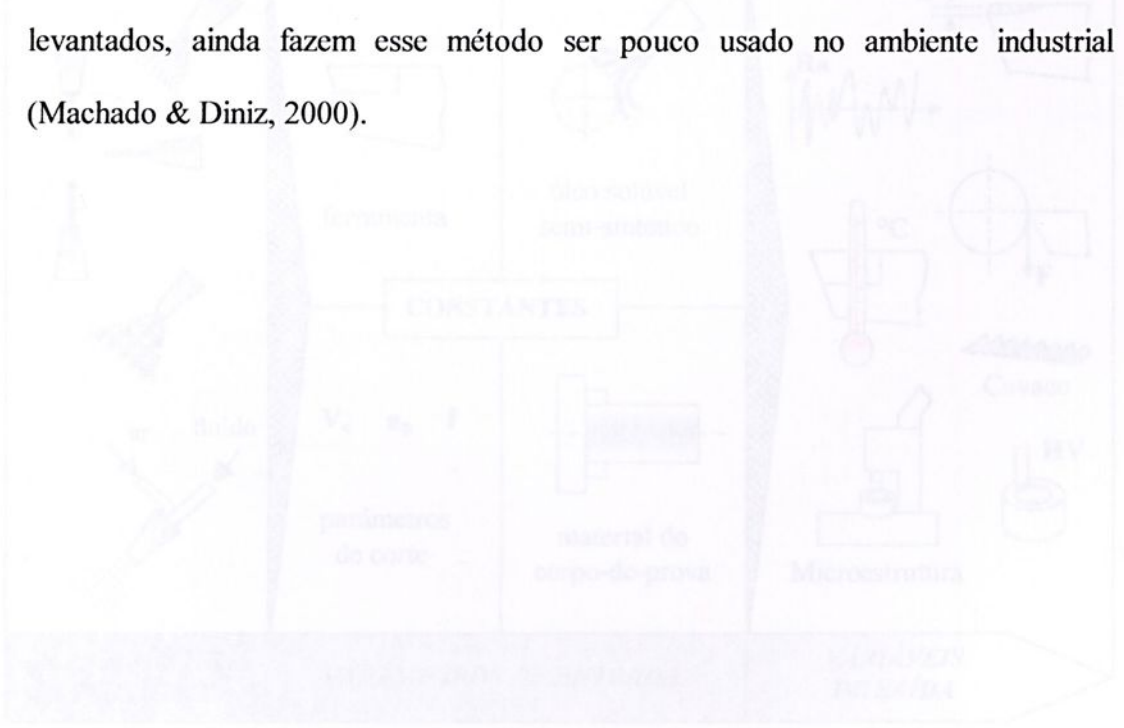
Figura 2.28 - Vida da ferramenta para diversas condições de corte e de refrigeração/lubrificação (Diniz & Scandiffio, 2001).

O processo de MQL possui ainda alguns inconvenientes, afirma Machado & Diniz (2000). A aplicação do fluido por névoa é considerada sem

retorno, isto é, com perda total do fluido. Mesmo nos mais baixos níveis de vazão (abaixo de 50 ml/h) o consumo deve ser calculado e considerado. Por exemplo, uma vazão de óleo integral de 10 ml/h com utilização contínua chegaria ao final de 3 meses com 5 litros de fluido consumido. Usuários de fluidos de corte garantem que alguns produtos sintéticos podem ter consumo muito inferior, quando utilizado em uma concentração normal de 5%.

O barulho gerado pelo ar comprimido também é um inconveniente desse sistema pois geralmente ultrapassa os limites admitidos pelo ouvido humano (acima de 80 dB).

Na realidade, a tentativa da usinagem com aplicação por MQL pode ser considerada uma situação intermediária entre a utilização convencional e a usinagem a seco. Mas os resultados encontrados até agora, e todos estes pontos levantados, ainda fazem esse método ser pouco usado no ambiente industrial (Machado & Diniz, 2000).



unesp

3. MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo são descritos os equipamentos, materiais, e procedimentos utilizados no trabalho experimental proposto.

O experimento consistiu, basicamente, no torneamento de um corpo-de-prova sob condições de usinagem constantes variando-se apenas as maneiras de aplicação do fluido de corte. Sob essas diferentes maneiras de aplicação foram medidos: o desgaste da ferramenta de corte, a rugosidade dos corpos-de-prova usinados, as componentes da força de usinagem, a temperatura relativa da ferramenta de corte, a análise da forma dos cavacos gerados, a microestrutura e a microdureza do material usinado. A Figura 3.1 mostra um esquema ilustrativo do experimento com as diferentes maneiras de aplicação do fluido de corte, os parâmetros de entrada e as variáveis de saída desejadas no trabalho.

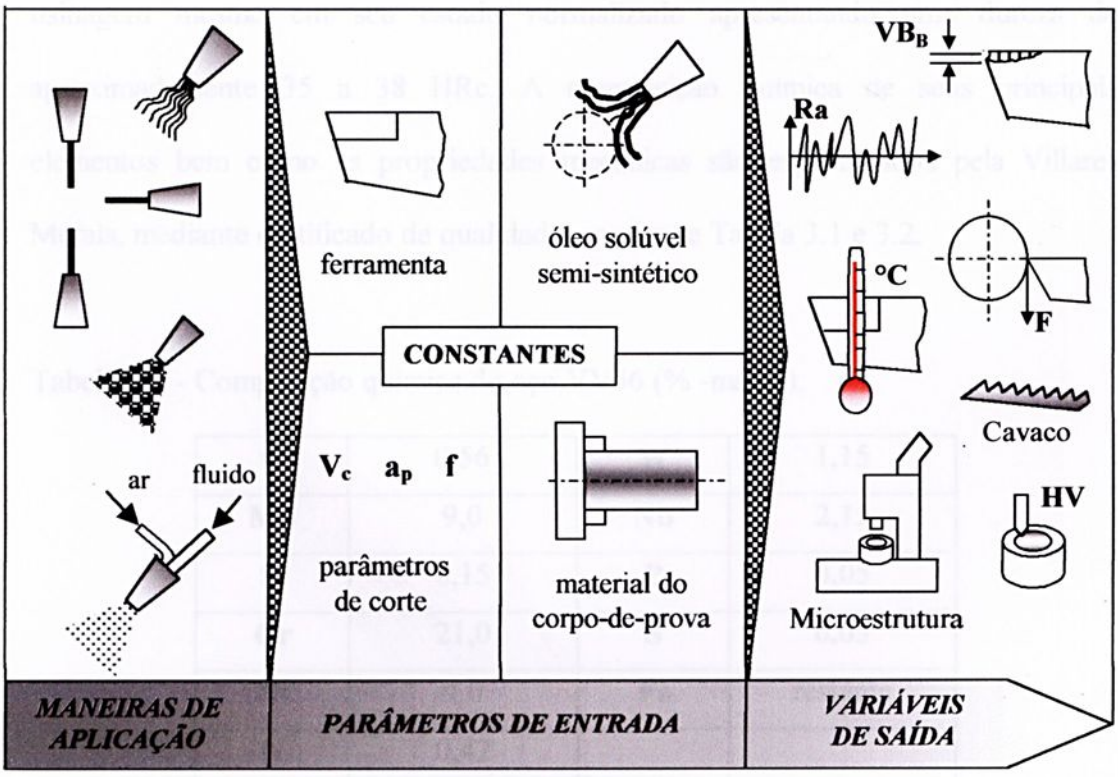


Figura 3.1 – Esquema ilustrativo do experimento.

3.1 Parâmetros de entrada

Conforme representado na Figura 3.1, os parâmetros de entrada envolvidos no trabalho são quatro, consistindo em:

material do corpo-de-prova

O material empregado nos ensaios foi o aço austenítico endurecido por precipitação do tipo Cromo-Manganês-Níquel, especificação Villares Metals VV 56, (SAE J775 UNS 63008 e ISO 683-XV-8). Este aço, resistente ao calor e recomendado na fabricação de válvulas de motor a combustão interna, é de difícil usinagem mesmo em seu estado normalizado apresentando uma dureza de aproximadamente 35 a 38 HRc. A composição química de seus principais elementos bem como as propriedades mecânicas são especificados pela Villares Metals, mediante certificado de qualidade, conforme Tabela 3.1 e 3.2.

Tabela 3.1 - Composição química do aço VV56 (% -massa).

C	0,56	**W**	1,15
Mn	9,0	**Nb**	2,15
Si	0,15	**P**	0,05
Cr	21,0	**S**	0,03
Ni	4,0	**Fe**	restante
N	0,42		

unesp

Tabela 3.2 - Propriedades mecânicas do aço VV56.

Limite de escoamento (0,2%)	600 MPa
Limite de resistência	980 - 1200 MPa
Alongamento	8 %
Estricção	10 %
Condutibilidade térmica (20°C)	15 W / m K

O aço, em questão, foi fornecido em barras cortadas de 2 polegadas de diâmetro (50,8 mm) e comprimento total de 155 mm. Após os ensaios preliminares os corpos-de-prova ficaram com as seguintes dimensões: ∅ 49 mm x 155 mm com uma tolerância geral de ± 0,1 mm. Em sua região central foi confeccionado um canal dividindo-o em duas partes iguais para que fossem usinadas (Figura 3.2).

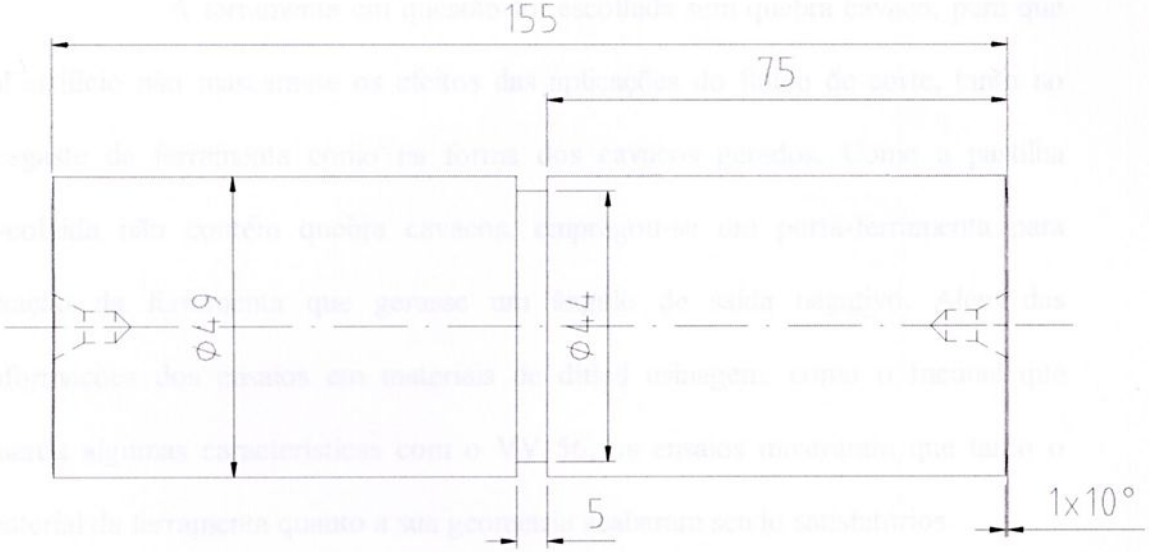


Figura 3.2 – Corpo-de-prova utilizado nos ensaios (medidas em mm).

ferramenta de corte

Diante do objetivo de se usar uma ferramenta de corte de baixo custo, de metal duro revestido, foram necessárias várias tentativas para a escolha daquela que proporcionasse o melhor desempenho, procurando-se minimizar o desgaste e o risco de danos de origem térmica. Após experimentar diferentes classes de ferramentas de duas marcas distintas, optou-se por uma pastilha de especificação ISO TNMA 160408, da Iscar, (revestida com TiCN, Al_3O_2 e TiN) com furo para fixação e classe IC 9015 (ISO P10 - P30 e K10 - K25), cuja característica é a ampla faixa de tenacidade aliada à boa resistência a quente. O porta-ferramenta utilizado foi o MTJNR 2020K 16M1 da Empresa Sandvik, com as seguintes geometrias do conjunto: ângulo de posição (χ_r) de 93°, ângulo de saída (γ_o) de -6°, ângulo de folga (α_o) de 6° e ângulo de inclinação (λ_s) de -6°.

A ferramenta em questão foi escolhida sem quebra cavaco, para que tal artifício não mascarasse os efeitos das aplicações do fluido de corte, tanto no desgaste da ferramenta como na forma dos cavacos gerados. Como a pastilha escolhida não contém quebra cavacos, empregou-se um porta-ferramenta para fixação da ferramenta que gerasse um ângulo de saída negativo. Além das informações dos ensaios em materiais de difícil usinagem, como o Inconel que guarda algumas características com o VV 56, os ensaios mostraram que tanto o material da ferramenta quanto a sua geometria acabaram sendo satisfatórios.



parâmetros de usinagem

Para a determinação dos parâmetros de usinagem, foram realizados diversos ensaios preliminares para que a condição escolhida pudesse mostrar de maneira suave a progressão do desgaste da ferramenta. Os ensaios preliminares e os definitivos foram executados num torno convencional ROMI TORMAX 30, com faixa de rotação de 45-2240 RPM e com 7,5 kW de potência no eixo-árvore.

A Tabela 3.3 mostra as várias condições ensaiadas. Nos ensaios de 1 a 7, não foi possível a análise dos fenômenos envolvidos no processo, pelo fato de serem condições de usinagem relativamente severas, ultrapassando o critério de vida de ferramenta (VB_B = 0,3 mm) já no primeiro ou segundo passe. Já a condição do ensaio 8, proporcionou uma evolução suave do desgaste. Portanto, a condição de usinagem do experimento foi: velocidade de corte de 172 m/min, avanço de 0,1 mm/volta e profundidade de usinagem de 0,5 mm.

Tabela 3.3 - Condições de usinagem realizada nos ensaios preliminares.

Ensaio	V_c (m/min)	f (mm/volta)	a_p (mm)
1	200	0,2	0,75
2	200	0,2	0,5
3	200	0,15	0,75
4	200	0,15	0,5
5	200	0,1	0,75
6	200	0,1	0,5
7	172	0,2	0,5
8	172	0,1	0,5

unesp

fluido de corte

O fluido de corte empregado nos sistemas de aplicação montados no trabalho foi o Ultracut 370, do tipo semi-sintético com 2,5% (1:40) de concentração, seguindo recomendações do fabricante.

Normalmente, os fluidos aplicados em sistemas de mínima quantidade de fluido de corte (MQFC) apresentam características mais lubrificantes do que refrigerantes, uma vez que este tipo de aplicação foi concebido para operações de baixas velocidades, como o serramento e roscamento. Entretanto, como se encontram na literatura muitos trabalhos de torneamento que empregam o óleo vegetal no sistema de MQFC decidiu-se, então, acrescentar além da aplicação com o fluido de corte semi-sintético, a aplicação com óleo lubrificante vegetal LB2000 ao sistema MQFC, sendo ambos do fabricante ITW Chemical Products Ltda (no Brasil conhecido pela marca ROCOL).

3.2 Variáveis de saída

As variáveis de saída, desejadas para a análise do desempenho das diferentes maneiras de aplicação de fluido de corte, são as seguintes:

desgaste da ferramenta de corte

O desgaste da ferramenta foi registrado por meio de um microscópio ótico, marca Nikon e modelo SMZ 800, conectado a uma câmara digital com 490

linhas (alta definição) da marca COPI e modelo DSP. O critério estabelecido para o fim de vida da ferramenta foi o desgaste de flanco médio (VB_B) no limite de 0,3 mm. Ao final de cada passe feito ao longo do corpo-de-prova (equivalente a 40 segundos), mediu-se o desgaste da ferramenta de corte.

rugosidade dos corpos-de-prova

O parâmetro de rugosidade selecionado foi o da média aritmética (R_a), adquirido com um rugosímetro portátil da marca Taylor Hobson modelo Surtronic3$^+$ (raio da ponta do apalpador de 0,2 μm). Diante da faixa de avanço utilizada no trabalho a medida foi feita com um comprimento de amostragem de 0,8 mm ("cut-off"). Os valores foram coletados na região central do corpo-de-prova, em três posições diametrais eqüidistantes, tomando-se uma média deles para a disposição dos resultados em gráfico. A rugosidade foi registrada ao final de cada passe realizado.

força de usinagem

As componentes da força de usinagem foram medidas com um dinamômetro piezoelétrico KISTLER modelo 9257 BA de três componentes, cujos dados foram adquiridos pelo software *LabView 6.1* e placa de aquisição A/D, ambos da National Instruments. A taxa de aquisição de dados foi de 200 pontos/segundo, durante todo o tempo de usinagem, sendo armazenadas em arquivos que

posteriormente foram colocados em planilhas do Excel, onde realizou-se uma média dos pontos a cada 2 segundos, para apresentação dos resultados.

temperatura relativa da ferramenta de corte

Para a medição da temperatura relativa da ferramenta utilizou-se o método do termopar encravado. Para uma comparação precisa da temperatura desenvolvida entre as diferentes maneiras de aplicação do fluido adotou-se pastilha e termopar únicos. Caso fosse empregado uma outra pastilha dificilmente se conseguiria posicionar novamente o termopar no exato local da fixação anterior.

Diante deste requisito selecionou-se uma pastilha de PCBN (CNMA 120408T-IB50, da Iscar), cuja resistência ao desgaste é significativamente superior à da pastilha de metal duro empregada nos ensaios. Desta maneira pôde-se minimizar o efeito do desgaste de flanco na medida da temperatura, sendo possível usar a mesma pastilha em todos os tipos de aplicação de fluido de corte. A pastilha escolhida foi uma de PCBN, código.

O termopar empregado foi do tipo K (níquel-alumínio/níquel-cromo), utilizado em temperaturas de até 1.200° C. O diâmetro da cabeça do termopar é de 1,2 mm, sendo o mesmo inserido e fixado no furo da pastilha com cimento refratário. Além disso, parte dele foi preso e protegido com araldite junto ao porta-ferramenta. A Figura 3.3 mostra o esquema representativo da ferramenta de corte podendo-se observar o furo para inserção do termopar, feito com auxílio de eletroerosão, interrompido na altura da camada de PCBN.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

O porta-ferramenta adotado foi o PCLNR 2020K 12, usado exclusivamente para o conjunto PCBN-termopar, com ângulo de posição (χ_r) de 93°, ângulo de saída (γ_o) de -6°, ângulo de folga (α_o) de 6° e ângulo de inclinação (λ_s) de -6°, idênticos ao porta-ferramenta utilizado no experimento. Este conjunto *pastilha/termopa/porta-ferramenta* foi usado em um único passe, ao final de cada maneira de aplicação do fluido, para registrar a temperatura relativa da ferramenta de cada tipo de aplicação de fluido.

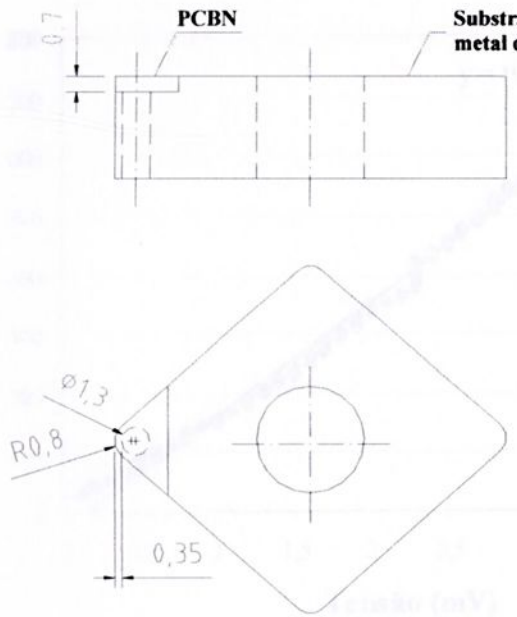


Figura 3.3 - Pastilha de PCBN com furo para colocação do termopar (medidas em mm).

Para a calibração do sistema de medição da temperatura na ferramenta, colocou-se o conjunto *pastilha/termopar/porta-ferramenta* dentro de

um recipiente contendo óleo diesel juntamente com o terminal de um milivoltímetro e de um medidor de temperatura portátil (marca Salvterm). Com os valores coletados, fez-se uma planilha estabelecendo a correspondência entre as temperaturas e as tensões elétricas ao longo do aquecimento do óleo até alcançar uma temperatura próxima à 800 °C. Através de uma regressão polinomial feita por software Excel, gerou-se um polinômio relacionando essas grandezas. A Figura 3.4 mostra a curva de calibração do termopar, representada pela equação da reta (*y = 191,63x - 28,249*).

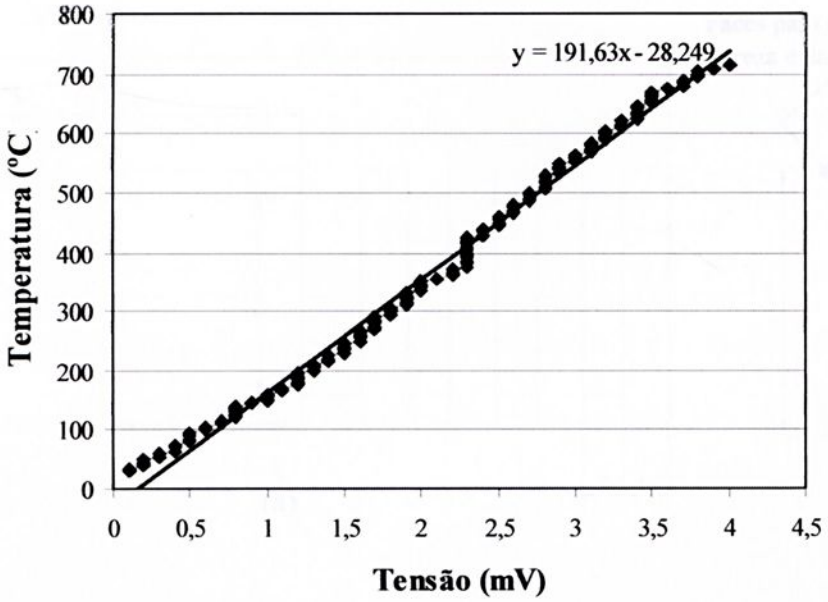


Figura 3.4 - Curva de calibração do termopar implantado.

microestrutura e microdureza

Na medição da microdureza e análise da microestrutura da seção transversal dos corpos-de-prova usinados, adotou-se o procedimento de construir

um corpo-de-prova específico para a obtenção dessas variáveis, com o propósito de evitar a influência do processo de preparação das amostras na estrutura do material analisado.

Este corpo-de-prova, ilustrado na Figura 3.5, apresenta sulcos separando cada amostra submetida à usinagem por um dos tipos de aplicação de fluido de corte. Posteriormente é feito o sangramento completo dos canais, seguido de um faceamento interno 5 mm abaixo da superfície das amostras a serem analisadas (Figura 3.5b) para, então, prepará-las segundo as técnicas metalográficas.

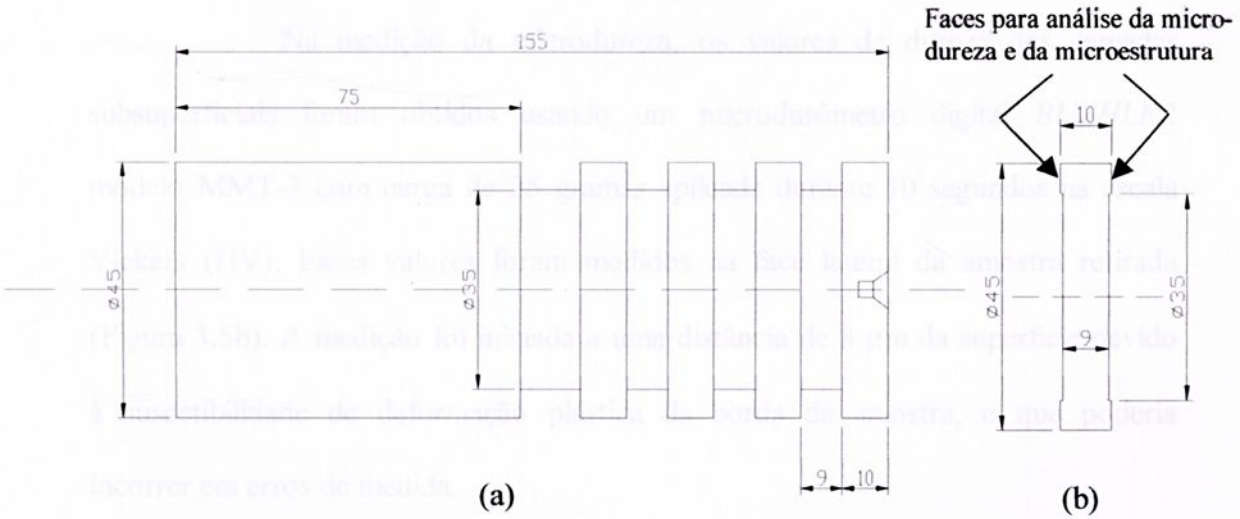


Figura 3.5 - Corpo-de-prova para análise de microestrutura e microdureza (a) com exemplo de uma amostra retirada (b) (adaptado de Silva, 2002).

Na tentativa de melhor reproduzir os possíveis efeitos da usinagem sob as diferentes aplicações de fluido de corte na estrutura do material do corpo-de-prova foram dados três passes sucessivos em cada amostra.

O embutimento dessas amostras foi feito em bakelite condutora, seguido de lixamento com lixas d'água que variam de 220 a 2000 Mesh, e polimento com bastão de óxido de cromo e pasta de alumina com a granulação de 1,0; 0,3 e 0,05 μm.

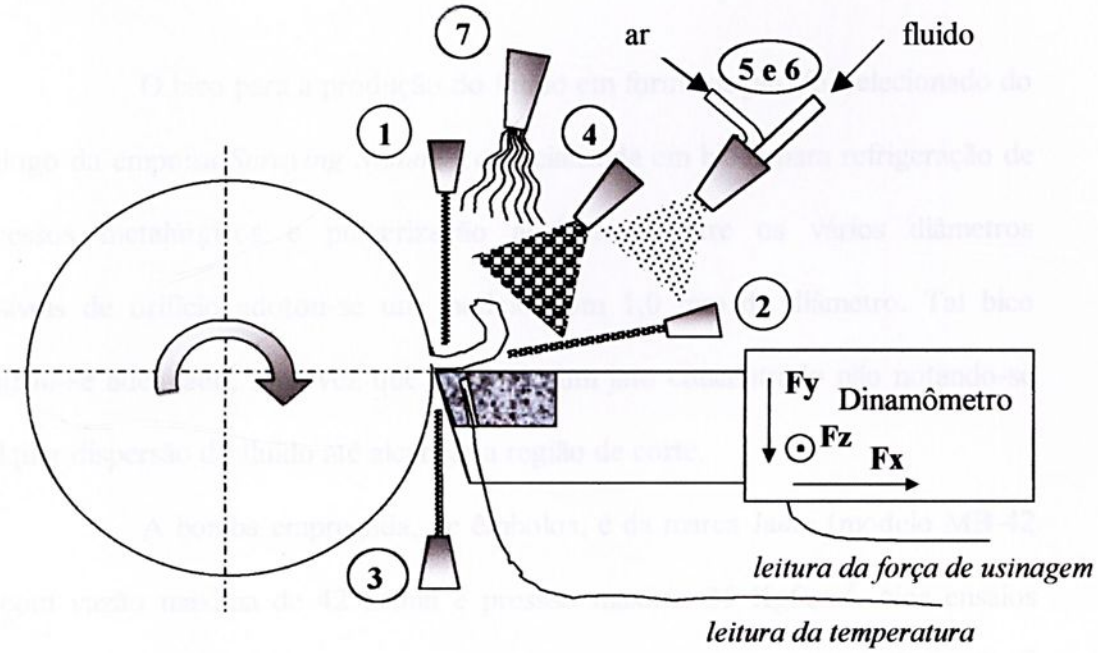
Para ataque químico nas amostras, usou-se uma solução composta de 1 g de ácido pícrico, 5 ml de ácido clorídrico e 100 ml de etanol durante 30 segundos em média. Após esse procedimento, as amostras foram avaliadas através de um microscópio eletrônico de varredura *ZEISS* modelo DSM 960 (*Digital Scanning Microscope*).

Na medição da microdureza, os valores de dureza das camadas subsuperficiais foram obtidos usando um microdurômetro digital *BUEHLER* modelo MMT-3 com carga de 25 gramas aplicada durante 10 segundos na escala Vickers (HV). Esses valores foram medidos na face lateral da amostra retirada (Figura 3.5b). A medição foi iniciada a uma distância de 8 μm da superfície devido à suscetibilidade de deformação plástica da borda da amostra, o que poderia incorrer em erros de medida.

3.3 Aplicação do fluido de corte

O experimento abrange os seguintes tipos de aplicações de fluido: jato dirigido na interface cavaco-ferramenta; jato dirigido entre a peça e o cavaco; jato dirigido entre a ferramenta e a peça; aplicação com mínima quantidade de fluido de corte (MQFC) utilizando fluido semi-sintético; MQFC utilizando óleo

vegetal; aplicação por pulverização; aplicação convencional (abundante); e aplicação mista (aplicação abundante e jato dirigido na interface cavaco-ferramenta simultaneamente). A Figura 3.6 ilustra genericamente todas as aplicações envolvidas no trabalho.



1 - Jato peça-cavaco	**2 - Jato cavaco-ferramenta**
3 - Jato ferramenta-peça	**4 - Pulverização**
5 - MQFC-SS (fluido semi-sintético)	**6 - MQFC-OV (óleo vegetal)**
7 - Abundante (convencional)	**8 - Mista**

Figura 3.6 - Ilustração dos tipos de aplicação de fluido de corte ensaiados.

Para a medição da vazão do fluido de corte nas aplicações com jato, abundante e pulverizada, utilizou-se um medidor de vazão da marca Contech e modelo SVTL 1/2", acoplado à bomba de êmbolos (jato e pulverizado) e ao sistema da máquina-ferramenta (abundante). Os dados de vazão foram lidos diretamente no registrador do equipamento. Nas aplicações com MQFC empregou-se uma proveta

graduada e um cronômetro digital. Foram realizadas 5 medições com uma duração de 15 minutos cada.

Aplicação de fluido em forma de jato

O bico para a produção do fluido em forma de jato foi selecionado do catálogo da empresa *Spraying Systems,* especializada em bicos para refrigeração de processos metalúrgicos e pulverização agrícola. Dentre os vários diâmetros possíveis de orifício adotou-se um modelo com 1,0 mm de diâmetro. Tal bico mostrou-se adequado, uma vez que produziu um jato concentrado não notando-se qualquer dispersão do fluido até alcançar a região de corte.

A bomba empregada, de êmbolos, é da marca Jacto (modelo MB-42 A) com vazão máxima de 42 L/min e pressão máxima 35 Kgf/cm^2. Nos ensaios com aplicação de fluido em forma de jato adotou-se uma pressão de 30 Kgf/cm^2 (2,94 MPa) correspondendo a uma vazão média de 3,75 L/min.

Por questões de segurança, para impedir que o fluido se espalhe fora da máquina durante a operação, foi construída uma proteção sobre a máquina ferramenta composta de perfis e chapas soldadas com uma tampa de acrílico transparente. Também foi construído um conjunto móvel sobre rodas, para a fixação da bomba e, sobre ela, um reservatório de fluido. Na Figura 3.7 pode-se observar o torno com a estrutura de proteção e ao lado o sistema de aplicação de fluido por jato, composto da bomba, do reservatório e do medidor de vazão.

unesp

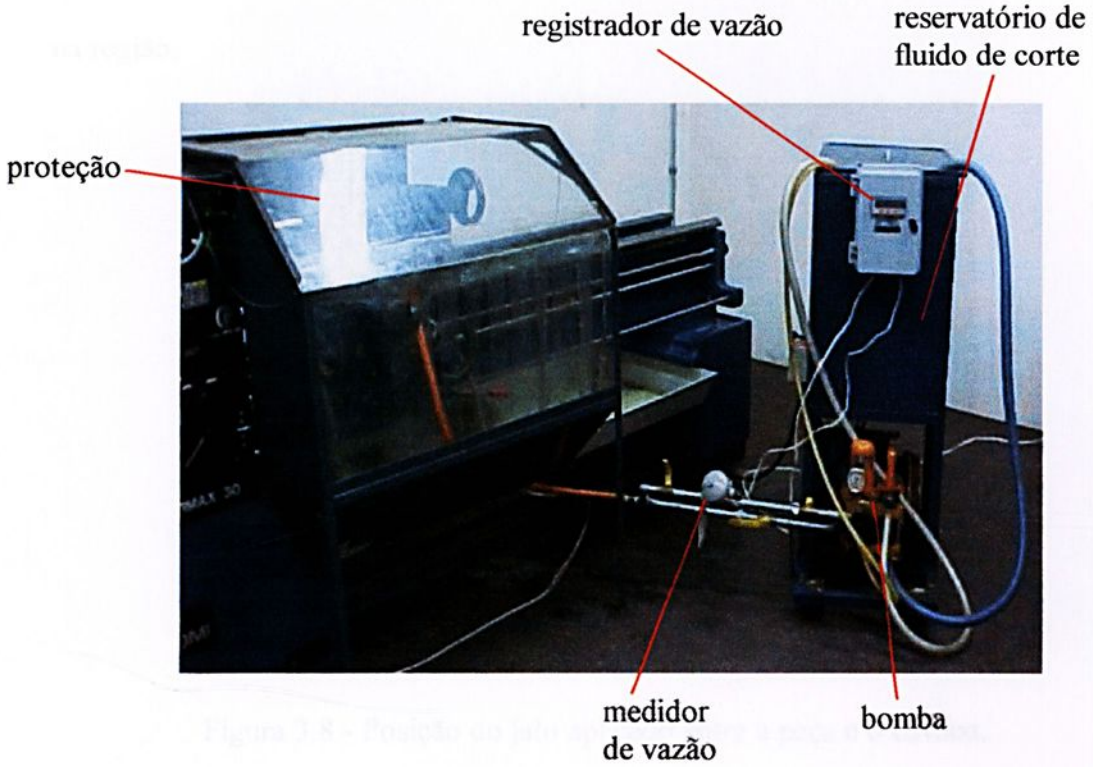


Figura 3.7 – Máquina-ferramenta e sistema de alta pressão.

Para cada uma das três direções de aplicação de jato foi construído um dispositivo de fixação do bico. Os dispositivos permitem uma movimentação fina para o ajuste da posição do bico em relação à ferramenta de corte.

Na Figura 3.8 é mostrado a posição do bico de jato na direção entre a peça e o cavaco. Na Figura 3.9 pode-se observar a direção do jato entre a superfície de saída e o cavaco. Por último, na Figura 3.10, é visto o jato dirigido entre a peça e a superfície de folga da ferramenta. A distância do bico para a ponta da ferramenta foi de aproximadamente 25 mm para as aplicações por jato. Em todos estas figuras foi empregado baixa pressão de fluido, uma vez que sob a pressão usada no ensaio

não seria possível visualizar as imagens, devido ao grande espalhamento de fluido na região.

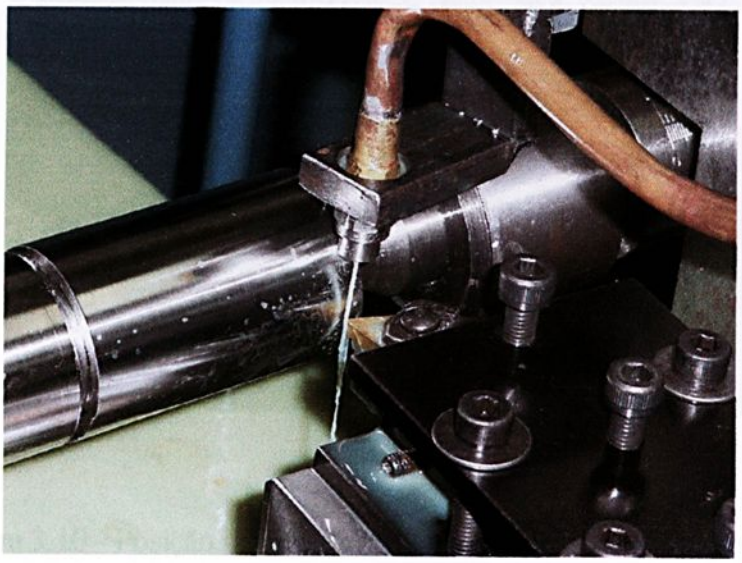


Figura 3.8 - Posição do jato aplicado entre a peça e o cavaco.

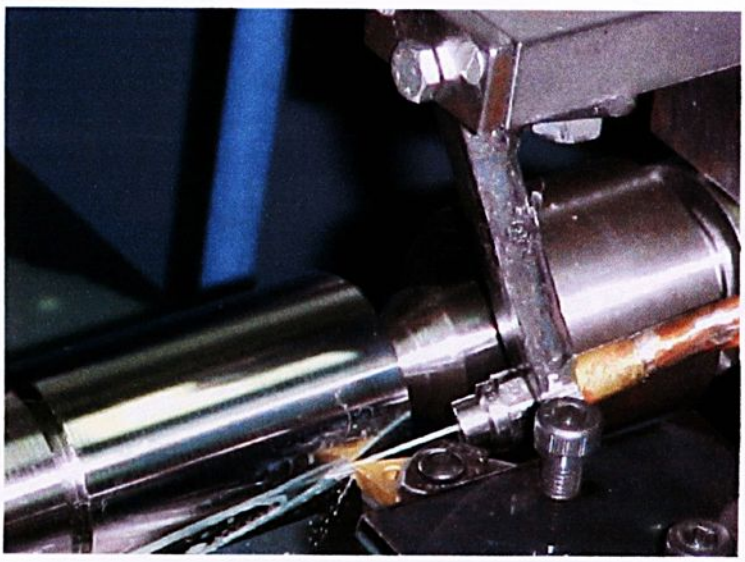


Figura 3.9 – Posição do jato entre o cavaco e a ferramenta. Ângulo entre o jato e a superfície de saída da ferramenta de 10°.

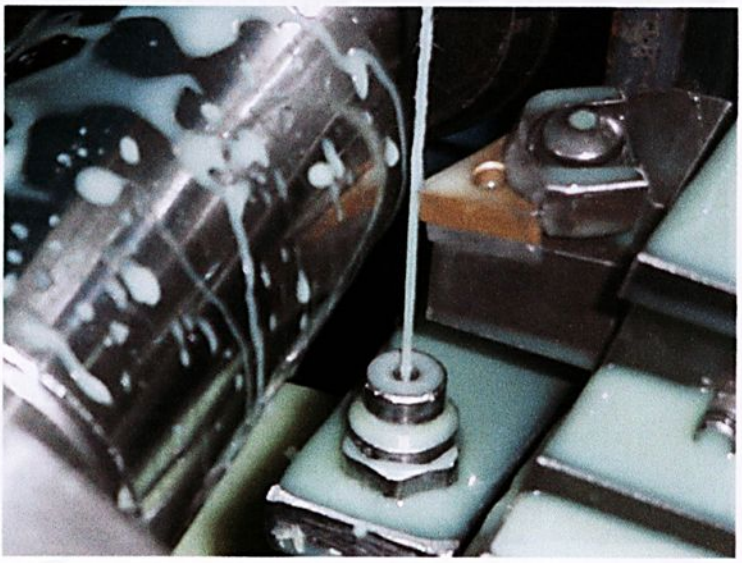


Figura 3.10 - Posição do jato dirigido entre a ferramenta e a peça.

Aplicação de fluido por pulverização

A aplicação de fluido por pulverização é feita com um bico apropriado, também selecionado em catálogo da *Spraying Systems*. Sob uma pressão de 4 Kgf/cm^2 (0,39 MPa) obteve-se uma vazão de 1,12 L/min, conforme especificação que limita a pressão máxima para este tipo de bico em 6 Kgf/cm^2. Tal pressão foi escolhida por proporcionar a cobertura de toda a região de corte e também por respeitar o limite recomendado pelo fabricante, já que o material do bico é fabricado em termoplástico podendo danificar-se em caso de pressão excessiva. A distância do bico neste caso foi de 50 mm até a ponta da ferramenta. A Figura 3.11 mostra a aplicação do fluido de corte por pulverização, onde as gotículas são formadas pela ação hidráulica do bico, sem o auxílio do ar.

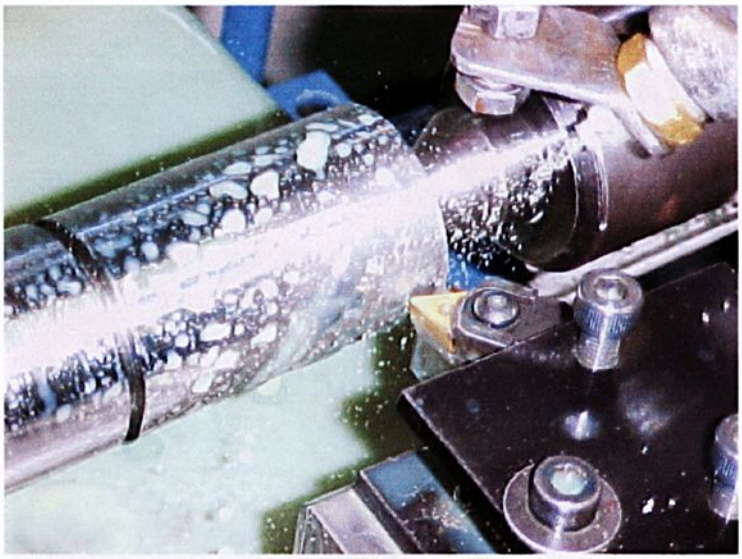


Figura 3.11 – Aplicação do fluido por pulverização. Ângulo entre o jato e o porta-ferramenta de 45°.

Aplicação de fluido em mínima quantidade

A aplicação de mínima quantidade de fluido de corte foi feita por meio de um bico atomizador tipo venturi, selecionado em catálogo da *Spraying Systems* do Brasil Ltda. Neste bico, a vazão de fluido é dependente da pressão, da vazão do ar comprimido, que foi controlado por meio de manômetro na entrada do venturi, e da distância entre a captação do fluido e o bico (250 mm). Para a formação de uma névoa uniforme e com vazão constante selecionou-se uma pressão de 4 Kgf/cm^2, obtendo-se uma vazão de 100 ml/h ($2{,}78.10^{-5}$ L/min). Nesta configuração utilizou-se o fluido semi-sintético (2,5% de concentração) e o óleo vegetal. A distância do bico neste caso foi de 50 mm até a ponta da ferramenta. A Figura 3.12 mostra este tipo de aplicação.

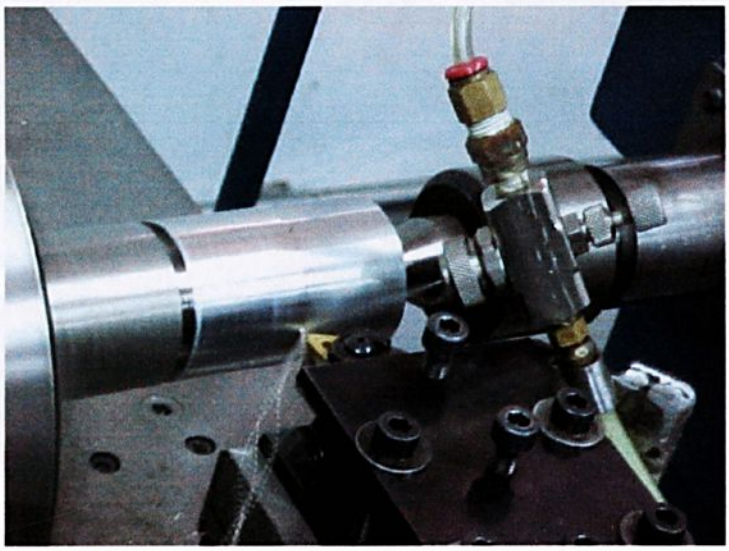


Figura 3.12 - Aplicação de fluido de corte em mínima quantidade. Ângulo entre o jato e o porta-ferramenta de 45°.

Aplicação de fluido abundante

O fluido aplicado pelo método abundante (convencional), utiliza o sistema original da máquina-ferramenta, ajustado para uma vazão de trabalho de 3,75 L/min, a mesma das aplicações por jato. A pressão do sistema é de 0,5 Kgf/cm^2. A posição é dirigida nas costas do cavaco, como tradicionalmente se utiliza. A Figura 3.13 mostra a aplicação do fluido de corte abundante, para melhor visualização do bico e da ferramenta, a foto foi tirada sem a utilização do fluido.

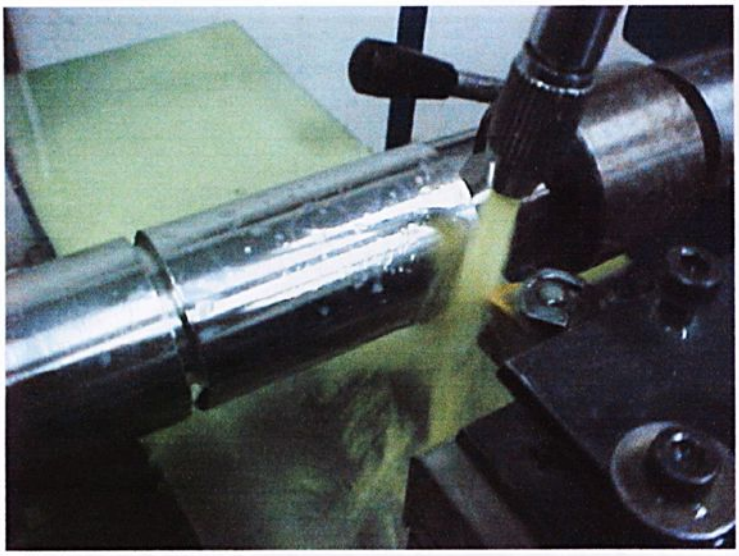


Figura 3.13 - Aplicação de fluido de corte abundante.

Aplicação mista

Esta aplicação é composta pelo método abundante associado ao jato de fluido de corte. Dentre as três direções de jato, escolheu-se aquele que demonstrou resultados mais satisfatórios em termos de vida da ferramenta (menor desgaste de flanco). A direção escolhida foi entre o cavaco e a ferramenta. Esta aplicação, portanto foi a última a ser feita por depender do desempenho das outras aplicações. A montagem deste modo de aplicação é mostrada na Figura 3.14.

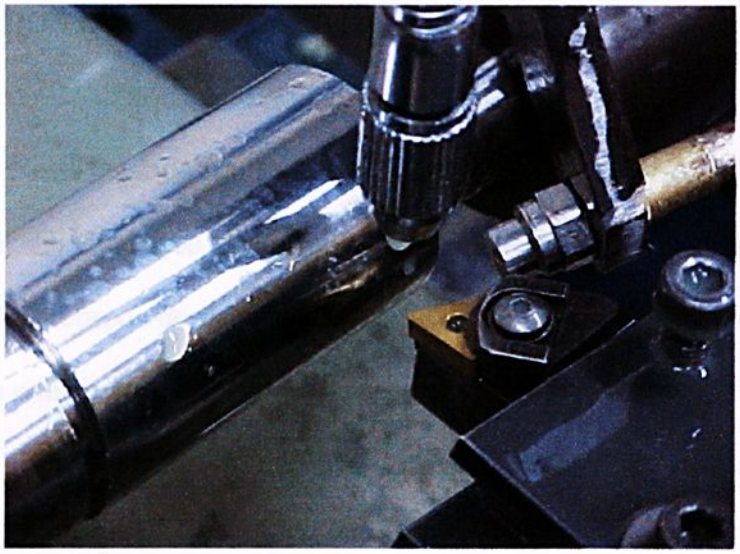


Figura 3.14 – Montagem da aplicação mista

O próximo capítulo mostrará e discutirá os resultados obtidos de todas as aplicações descritas neste capítulo.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são mostrados os resultados e as discussões referentes ao desgaste médio de flanco da ferramenta de corte, temperatura da ferramenta, rugosidade dos corpos-de-prova, força de usinagem, forma dos cavacos, microestrutura e microdureza dos corpos-de-prova usinados.

Para facilitar a visualização dos resultados, neste capítulo, adotou-se figuras ilustrativas, sugestivas das aplicações ensaiadas, como mostra a Figura 4.1.

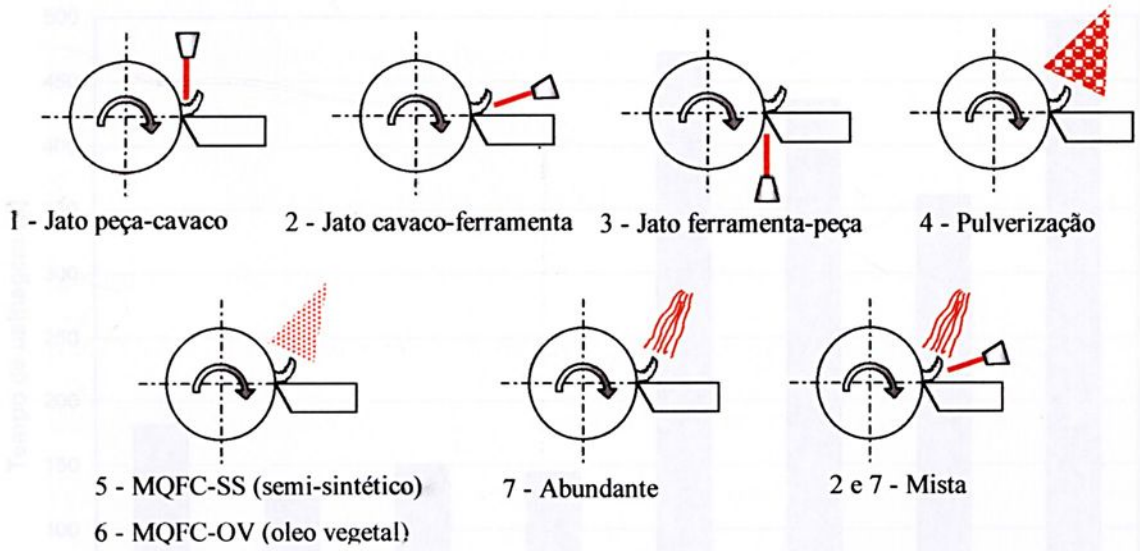


Figura 4.1 - Figuras ilustrativas das diferentes aplicações de fluido de corte.

4.1 Desgaste da ferramenta

O gráfico da Figura 4.2 apresenta o tempo de usinagem para todas as aplicações quando o desgaste de flanco médio (VB_B) da ferramenta de corte atingiu o critério de final de vida da ferramenta (0,3 mm). Desta forma, podemos identificar

dois grupos bem distintos, o "grupo 1", que abriga as aplicações do fluido de maneira abundante (convencional), MQFC-SS, MQFC-OV e pulverizada. Da mesma forma, o "grupo 2" contempla as aplicações por jato cavaco-ferramenta, peça-ferramenta, peça-cavaco e mista (abundante e cavaco-ferramenta simultaneamente).

A disposição dos resultados desta maneira deve-se à melhor visualização da vida da ferramenta para os diferentes tipos de aplicações, dispostos então em grupos, e também à dificuldade de visualização devido ao grande número de curvas num mesmo gráfico.

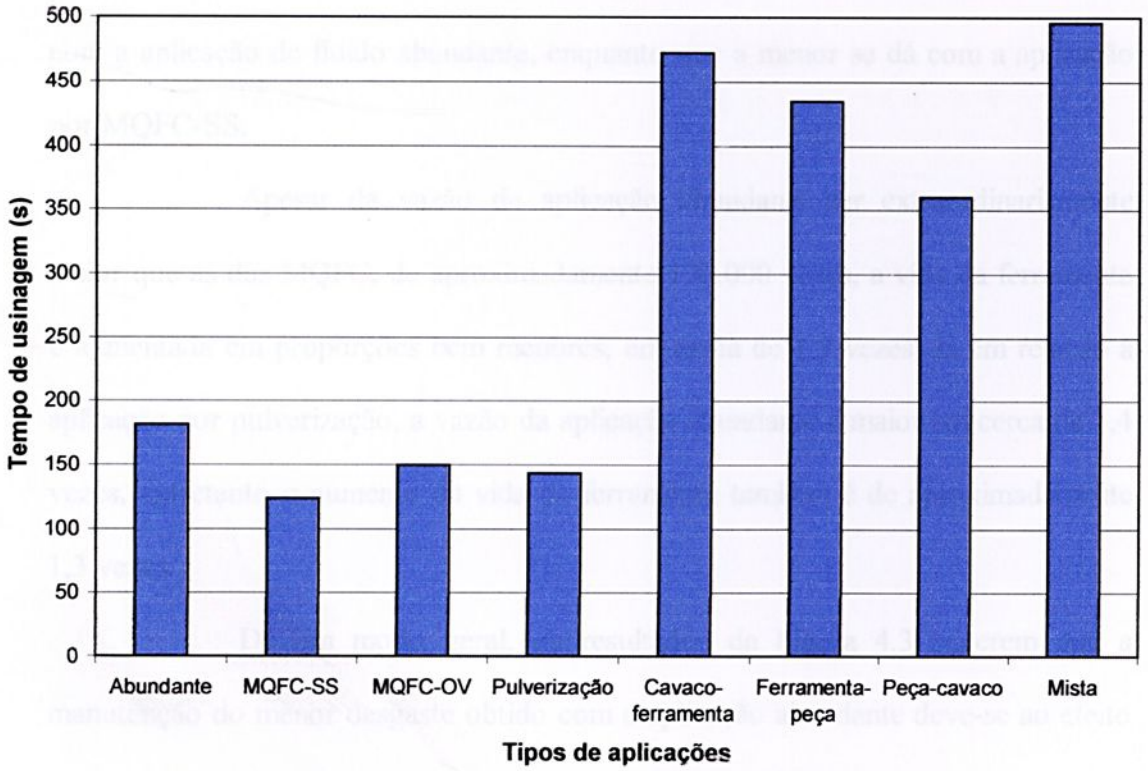


Figura 4.2 – Tempo de usinagem para todas as aplicações quando o desgaste médio de flanco (VB_B) da ferramenta obteve 0,3 mm.

Conforme observa-se no gráfico da Figura 4.2, as aplicações do grupo 1 apresentam vida de ferramenta significativamente inferior aos demais tipos de aplicações. Todas as outras aplicações, em que pelo menos uma forma de jato foi utilizada, apresentaram maiores vidas de ferramenta para o mesmo critério de desgaste de ferramenta do grupo 1.

Especificamente em relação ao grupo 1, nota-se pelo gráfico da Figura 4.3 que, com exceção da aplicação por pulverização, todas as outras apresentam valores de desgaste bastante parecidos até 80 segundos. A partir deste ponto, até o final dos ensaios, verifica-se que a maior vida da ferramenta é obtida com a aplicação de fluido abundante, enquanto que a menor se dá com a aplicação por MQFC-SS.

Apesar da vazão da aplicação abundante ser extraordinariamente maior que às das MQFC, de aproximadamente 136.000 vezes, a vida da ferramenta é aumentada em proporções bem menores, em cerca de 1,3 vezes. Já em relação à aplicação por pulverização, a vazão da aplicação abundante é maior em cerca de 3,4 vezes, entretanto o aumento da vida da ferramenta também é de aproximadamente 1,3 vezes.

De um modo geral, os resultados da Figura 4.3 sugerem que a manutenção do menor desgaste obtido com a aplicação abundante deve-se ao efeito refrigerante produzido por sua maior vazão. Da mesma forma o pior desempenho proporcionado pela às aplicação por MQFC-SS deve estar associado ao baixo volume de fluido cumprindo em menor grau sua função refrigerante. No caso da aplicação por MQFC-OV, seu desempenho mostra-se um pouco superior ao da MQFC-SS graças, provavelmente, ao efeito lubrificante do óleo que atua na

minimização do atrito na interface cavaco-ferramenta, reduzindo o desgaste mais do que a mesma quantidade de fluido de corte pode reduzir pela ação refrigerante.

Em última análise, as aplicações do grupo 1 mostram tendências e valores de desgaste de ferramenta modestamente discrepantes para volumes de fluido de corte bastante diferentes, permitindo ao usuário a melhor escolha em função dos custos econômicos e ambientais. Neste aspecto o método de MQFC-SS mostra-se atraente pelo baixo consumo de fluido de corte e baixo valor econômico, menor do que o óleo vegetal.

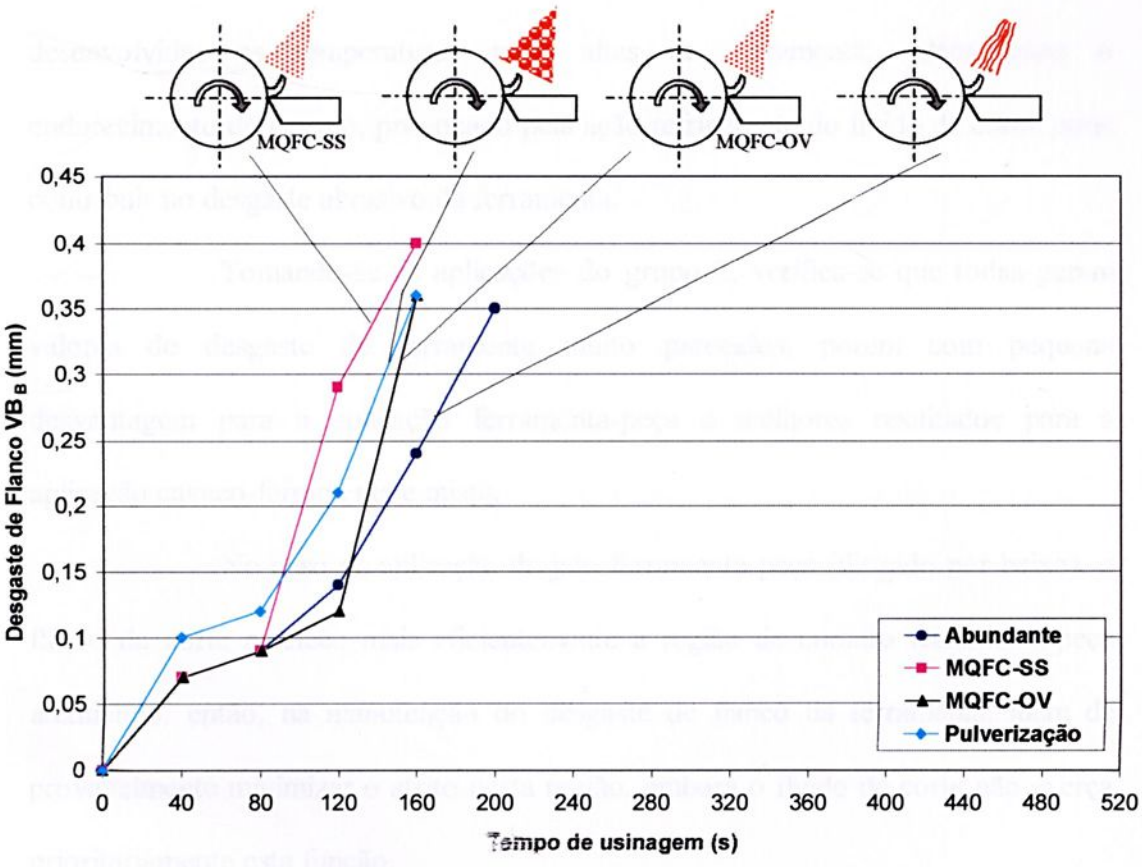


Figura 4.3 - Desgaste médio de flanco (VB_B) em função do tempo de usinagem para aplicações do grupo 1.

O gráfico da Figura 4.4 mostra o desgaste de flanco das aplicações pertencentes ao grupo 2. Nestes resultados, nota-se que a posição do jato peça-cavaco, dirigido às costas do cavaco, é a aplicação por jato menos eficiente. Esta posição é análoga à abundante, em que o fluido de corte atua preferencialmente no arrefecimento do cavaco e, por conseguinte, na zona primária de cisalhamento. Embora a vazão de fluido de corte pelo método abundante e jato sejam as mesmas, esta última é capaz de atingir de maneira mais intensa e concentrada a zona primária de cisalhamento, reduzindo a parcela de calor para a ferramenta. No entanto, o fluido de corte não é capaz de penetrar nas proximidades da aresta de corte onde são desenvolvidas as temperaturas mais altas da ferramenta. Além disso o endurecimento do cavaco, provocado pela ação refrigerante do fluido de corte, pode contribuir no desgaste abrasivo da ferramenta.

Tomando-se as aplicações do grupo 2, verifica-se que todas geram valores de desgaste de ferramenta muito parecidos, porém com pequena desvantagem para a aplicação ferramenta-peça e melhores resultados para a aplicação cavaco-ferramenta e mista.

No caso da aplicação do jato ferramenta-peça (dirigido por baixo), o fluido de corte arrefece mais eficientemente a região de contato ferramenta-peça auxiliando, então, na manutenção do desgaste de flanco da ferramenta, além de provavelmente minimizar o atrito nesta região, embora o fluido de corte não exerça prioritariamente esta função.

Considerando-se todas as aplicações, o jato cavaco-ferramenta, juntamente com a posição mista, produz os menores desgastes de flanco dentre todas as aplicações ensaiadas. Neste caso, o fluido de corte é dirigido à região da

unesp

interface cavaco-ferramenta onde são desenvolvidas as maiores temperaturas da ferramenta, sendo que o calor é gerado principalmente pelas zonas de cisalhamento secundária e primária propagando-se para a ferramenta na zona de aderência/escorregamento. Dentre os principais fatores responsáveis pelo desempenho superior desta aplicação devem estar: a maior capacidade do fluido em alcançar a região próxima à aresta de corte; a minimização do atrito na interface cavaco-ferramenta, uma vez que o fluido consegue maior penetração nesta região; e a ação da pressão do fluido na parte inferior do cavaco atuando como um quebra-cavaco, reduzindo o comprimento de contato. Todos estes fatores fazem com que a temperatura e o desgaste da ferramenta sejam minorados.

Na aplicação mista, em que o jato cavaco-ferramenta é associado com a aplicação abundante, embora se tenha verificado um leve prolongamento da vida da ferramenta no final do ensaio de desgaste, o volume de fluido de corte utilizado é o dobro daquele do jato cavaco-ferramenta, sugerindo que o método de aplicação abundante contribui muito pouco em relação ao jato cavaco-ferramenta. No entanto, na aplicação mista, o fluido do método abundante espalha-se pelo corpo da ferramenta servindo na diminuição de seu gradiente de temperatura, podendo minimizar possíveis colapsos por fadiga tal como relatado em Sanchez (et al. 2001) em que a aplicação jato cavaco-ferramenta produziu fratura numa ferramenta de tenacidade intermediária.



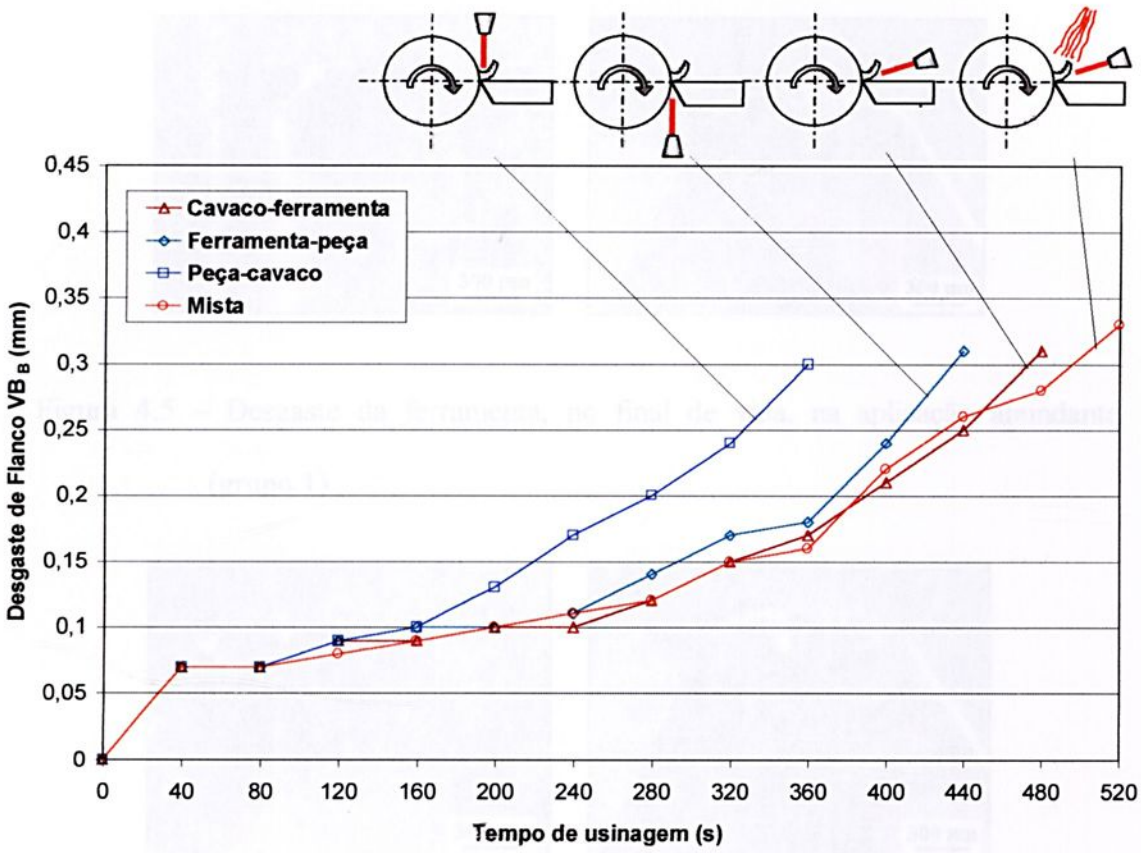


Figura 4.4 – Desgaste de flanco (VB_B) em função do tempo de usinagem para o grupo 2 .

4.2 Mecanismos de desgaste da ferramenta

As Figuras 4.5 a 4.12 mostram o aspecto das regiões da ponta da ferramenta e da superfície de saída, em cada um dos tipos de aplicação de fluido ensaiados, no instante em que o critério de desgaste de flanco foi atingido, ou ultrapassado.

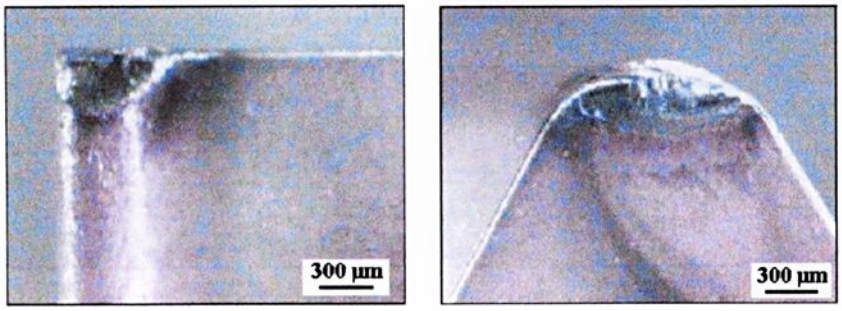


Figura 4.5 – Desgaste da ferramenta, no final de vida, na aplicação abundante (grupo 1).

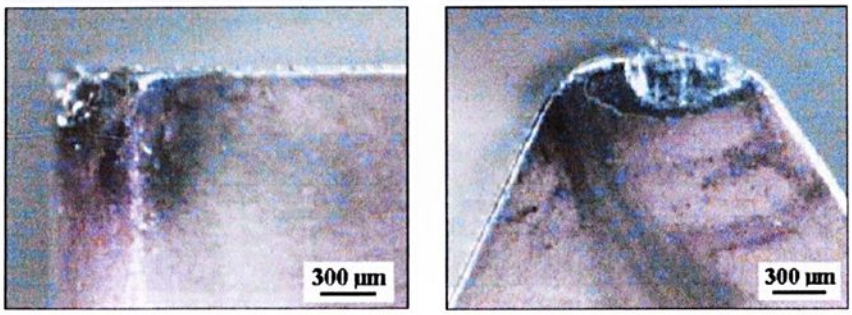


Figura 4.6 – Desgaste da ferramenta, no final de vida, na aplicação por MQFC-SS (grupo 1).

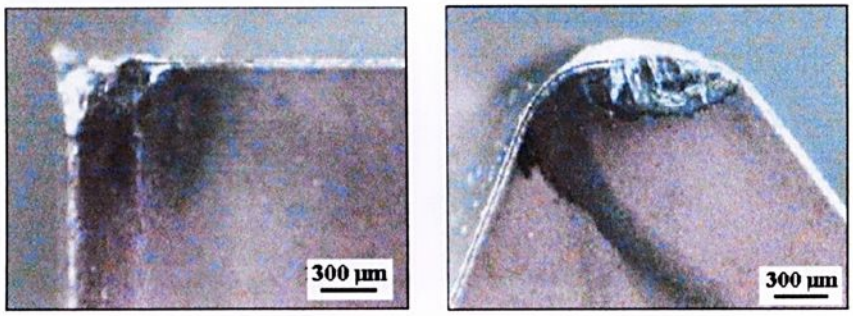


Figura 4.7 – Desgaste da ferramenta, no final de vida, na aplicação por MQFC-OV (grupo 1).

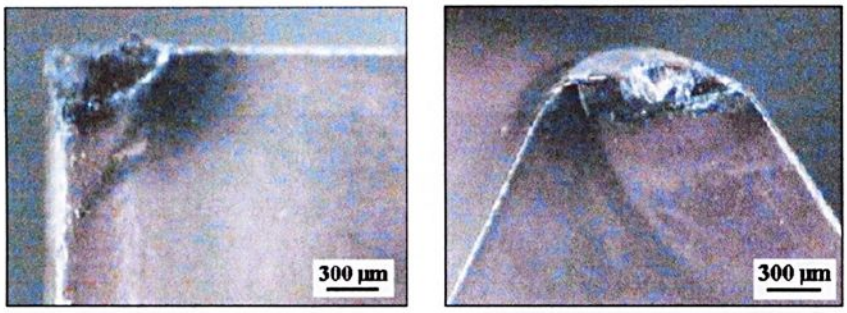


Figura 4.8 – Desgaste da ferramenta, no final de vida, na aplicação por pulverização (grupo 1).

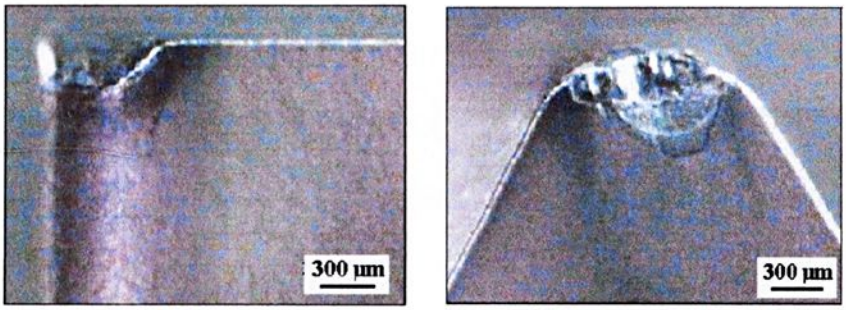


Figura 4.9 – Desgaste da ferramenta, no final de vida, na aplicação jato peça-cavaco (grupo 2).

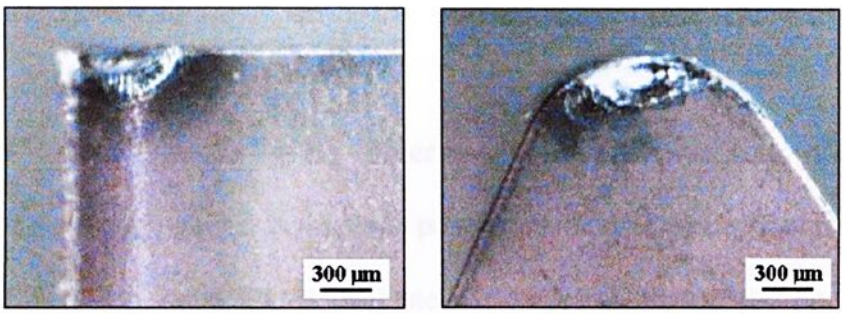


Figura 4.10 – Desgaste da ferramenta, no final de vida, na aplicação jato cavaco-ferramenta (grupo 2).

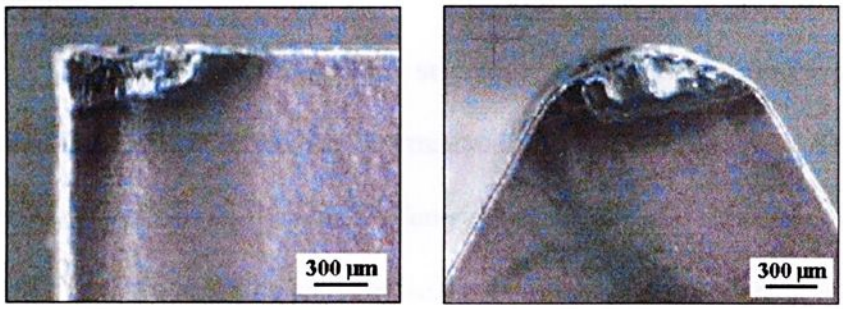


Figura 4.11 – Desgaste da ferramenta, no final de vida, na aplicação jato ferramenta-peça (grupo 2).

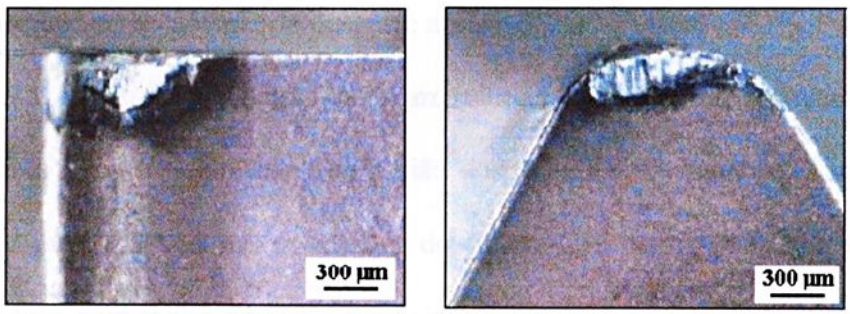


Figura 4.12 – Desgaste da ferramenta, no final de vida, na aplicação mista (grupo 2).

De maneira geral, observa-se que aparentemente não ocorreu desgaste de cratera, entalhe, nem aresta postiça claramente perceptível em nenhuma das condições, sugerindo que o desgaste não envolveu mecanismo de difusão na interface cavaco-ferramenta.

Outro fato que chama a atenção é a semelhança entre os mecanismos de desgaste apresentado nas diversas condições. Aparentemente, a diferença reside

na maior intensidade da taxa de desgaste na usinagem das aplicações do grupo 1, principalmente.

Em todas as fotografias, sugere-se que o mecanismo preponderante de desgaste é do tipo abrasivo, normalmente caracterizado pela deterioração concentrada da região de flanco da ferramenta. Além do aspecto do desgaste apontar para essa possibilidade, sabe-se, pela micrografia realizada e que será melhor detalhada posteriormente, que o material usinado apresenta quantidades de cromo capazes de precipitar carbonetos. Além de altas temperaturas, verificadas na região de corte, a presença de carbonetos de elevada dureza, como o carboneto de cromo, acentua o mecanismo de desgaste abrasivo.

Por último, nota-se marcas que sugerem ser provenientes do aquecimento excessivo em torno da região desgastada da ferramenta. Estas marcas são muito mais intensas nas aplicações do grupo 1, e dentre elas a condição sob MQFC, tanto com fluido de corte semi-sintético quanto óleo vegetal, e pulverizada são mais severas que a aplicação abundante. Neste aspecto, as aplicações com jato de fluido de corte apresentam marcas tênues, evidenciando claramente o maior arrefecimento da ferramenta de corte. Considerando-se todos os tipos de aplicação, nota-se que a aplicação cavaco-ferramenta teve os menores prejuízos térmicos e sua deterioração manteve-se confinada numa menor região desgastada, tanto na superfície de folga quanto na de saída.



4.3 Temperatura da ferramenta de corte

A Figura 4.13 mostra o comportamento relativo das temperaturas da ferramenta de corte, desde o seu contato com a peça até atingir a estabilização térmica. Neste gráfico, nota-se que a maior temperatura ocorre para o método de aplicação por MQFC-OV seguido das aplicações por MQFC-SS, pulverização e abundante. Dentre essas aplicações pertencentes ao grupo 1, a maior temperatura do método MQFC-OV deve-se à utilização do óleo vegetal, cuja principal função é a lubrificação da interface cavaco-ferramenta e a conseqüente redução do atrito nesta região. Com o uso do fluido de corte semi-sintético a aplicação por mínimo volume (MQFC-SS) reduz a temperatura da ferramenta, no entanto seu pequeno efeito refrigerante, por se tratar de um pequeno volume de fluido, não consegue sobrepor significativamente o efeito lubrificante do método MQFC-OV produzindo desgastes de flanco e forças de usinagem próximas. Tratando-se ainda das aplicações do grupo 1, o método por pulverização e abundante são capazes de diminuir a temperatura da ferramenta, em relação à aplicação por MQFC, uma vez que seus volumes de fluido de corte são muito maiores, principalmente do método abundante, o qual produz menor desgaste de flanco e forças de usinagem.

Quanto às aplicações por jato, as temperaturas da ferramenta com esses métodos mostram-se significativamente menores daquelas do grupo 1, refletindo claramente em menores desgastes e forças de usinagem. Mais uma vez, o método de aplicação jato cavaco-ferramenta e misto mostram seu desempenho superior frente aos demais, por conseguirem atingir diretamente a região da interface cavaco-ferramenta. Entretanto, o jato ferramenta-peça registrou a menor

unesp

temperatura dentre todos os tipos de aplicação, mesmo não tendo o melhor desempenho quanto às outras variáveis de saída medidas. Este resultado pode ser creditado não à maior eficiência térmica deste método mas ao posicionamento do termopar, inserido no interior da ferramenta, próximo à superfície de folga onde o fluido de corte é dirigido.

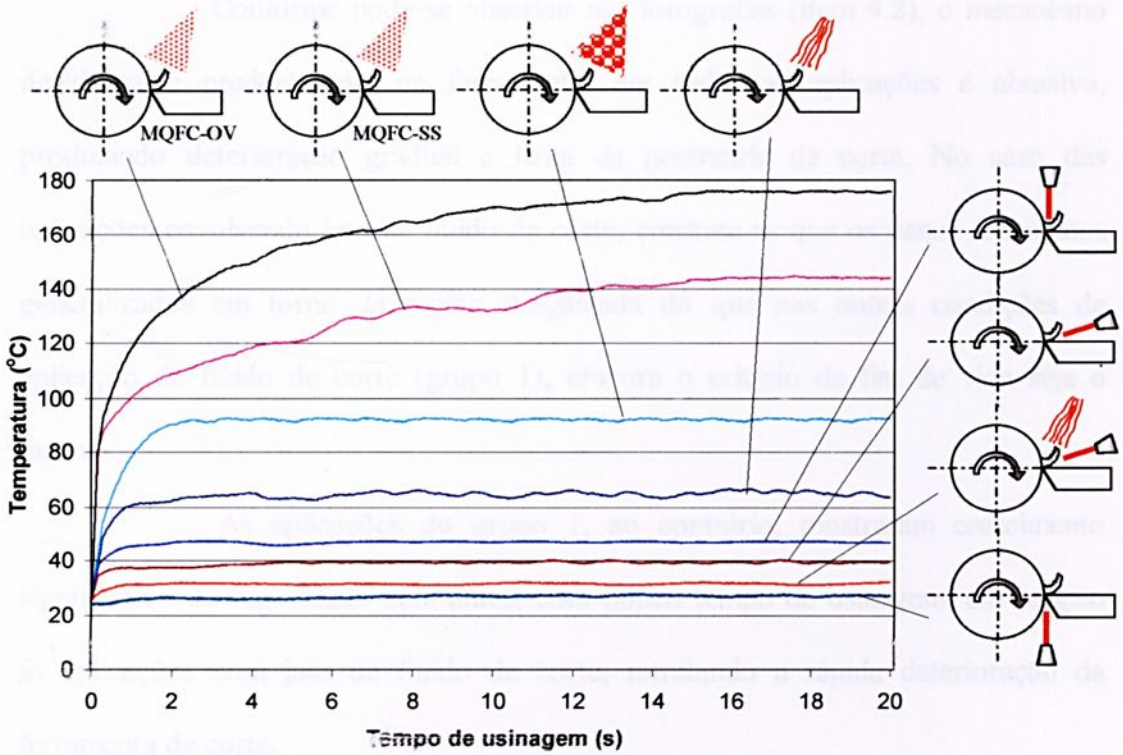


Figura 4.13 - Temperatura da ferramenta em diferentes tipos de aplicação de fluido de corte.

4.4 Rugosidade dos corpos-de-prova

Em relação à rugosidade dos corpos-de-prova usinados, pode-se observar no gráfico da Figura 4.14 que, de maneira geral, as aplicações que empregam o jato de fluido de corte (grupo 2) são capazes de manter os valores de

rugosidade em níveis praticamente constantes, o que não ocorre com o restante das aplicações (grupo 1). Neste aspecto, em especial, as aplicações jato cavaco-ferramenta e mista, refletem o comportamento dos seus desgastes de flanco, com o rápido crescimento da rugosidade verificado apenas próximo ao final da vida da ferramenta.

Conforme pode-se observar nas fotografias (item 4.2), o mecanismo de desgaste predominante na ferramenta, em todas as aplicações é abrasivo, produzindo deterioração gradual e lenta da geometria de corte. No caso das aplicações envolvendo jato de fluido de corte, constata-se que os danos são menos generalizados em torno da região desgastada do que nas outras condições de aplicação de fluido de corte (grupo 1), embora o critério de fim de vida seja o mesmo.

As aplicações do grupo 1, ao contrário, mostraram crescimento significativo da rugosidade bem antes, com pouco tempo de usinagem, em relação às aplicações com jato de fluido de corte, retratando a rápida deterioração da ferramenta de corte.

Por último, nota-se que as curvas de rugosidade, assim como as de desgaste de flanco, também poderiam ser agrupadas segundo suas tendências.

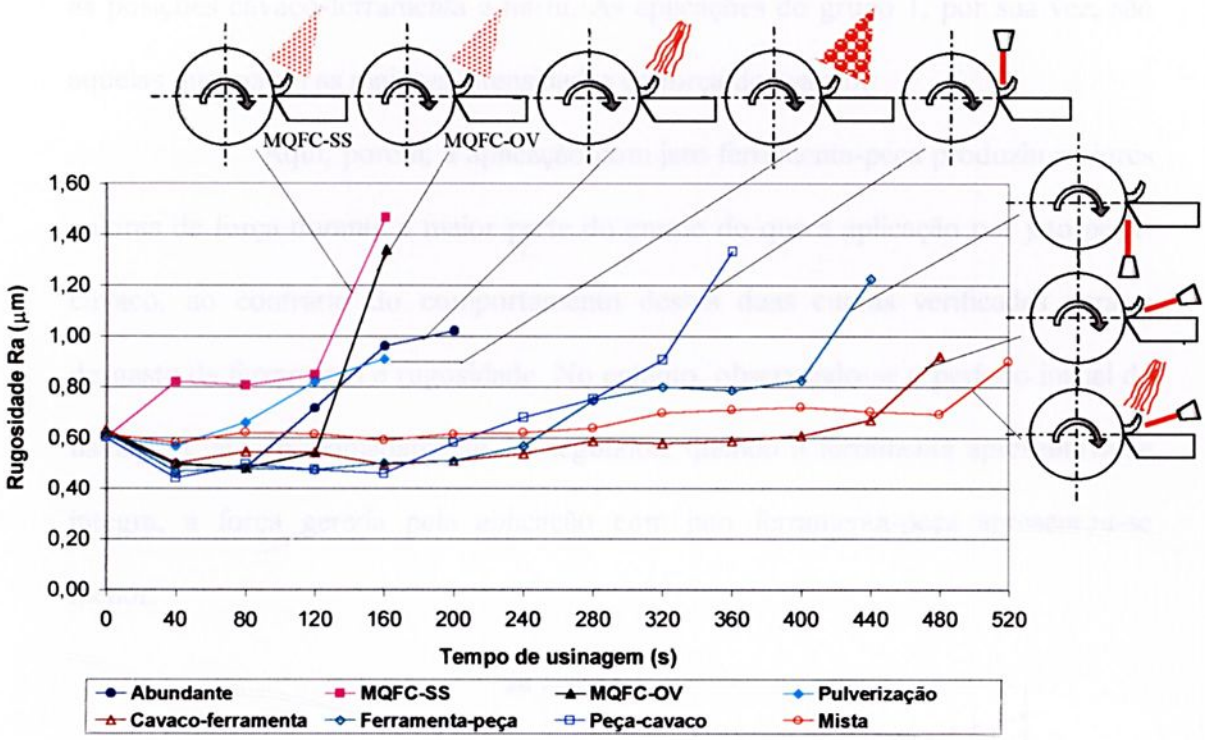


Figura 4.14 – Rugosidade das peças usinadas sob diferentes maneiras de aplicação de fluido de corte.

4.5 Força de usinagem

As Figuras 4.15 a 4.17 apresentam o comportamento das três componentes da força de usinagem, respectivamente a força de avanço (F_f), força de profundidade (F_p) e força de corte (F_c), ao longo do tempo.

A Figura 4.15 mostra, de modo geral, que a força de avanço para os diferentes tipos de aplicação de fluido de corte também podem ser agrupados segundo suas tendências de crescimento ao longo do tempo de usinagem, tal como distinguidos no gráfico do desgaste de flanco. Como pode-se perceber, as menores forças de avanço são relativas às aplicações por jato destacando-se, principalmente,

as posições cavaco-ferramenta e mista. As aplicações do grupo 1, por sua vez, são aquelas que geram as maiores intensidades de força de avanço.

Aqui, porém, a aplicação com jato ferramenta-peça produziu maiores valores de força durante a maior parte do ensaio do que a aplicação por jato peça-cavaco, ao contrário do comportamento dessas duas curvas verificadas para o desgaste da ferramenta e rugosidade. No entanto, observando-se o período inicial de usinagem, até aproximadamente 30 segundos, quando a ferramenta apresentava-se íntegra, a força gerada pela aplicação com jato ferramenta-peça apresentou-se menor.

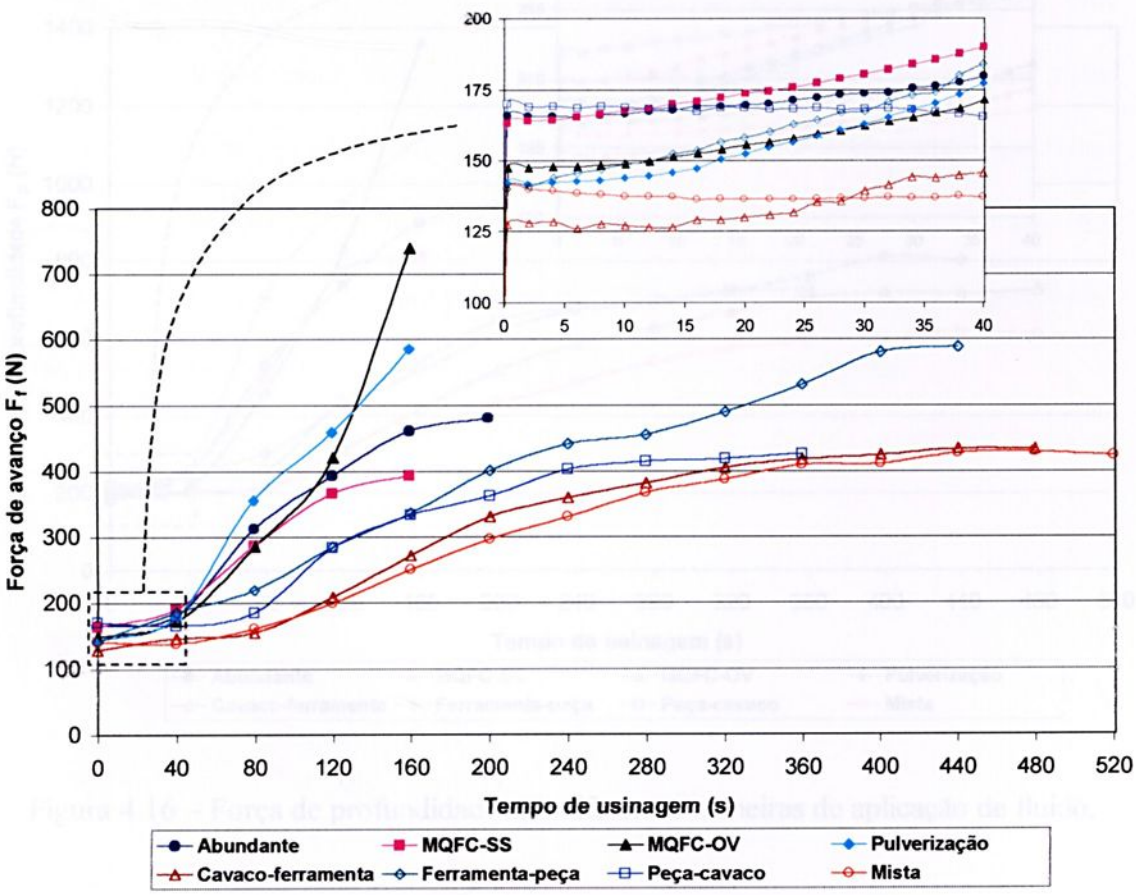


Figura 4.15 – Força de avanço sob diferentes maneiras de aplicação de fluido de corte.

O melhor desempenho das aplicações com jato de fluido de corte (grupo 2) também é ratificado pela força de profundidade. No gráfico da Figura 4.16, observa-se que a intensidade das forças de profundidade das aplicações do grupo 2 são substancialmente menores do que para as aplicações do grupo 1. Entretanto, a aplicação com jato ferramenta-peça produz maior nível de força no início da usinagem, fato que pode ser creditado à refrigeração mais eficiente da porção da peça adjacente ao plano de cisalhamento primário, aumentando a resistência ao corte nesta direção pela manutenção da dureza do material usinado.

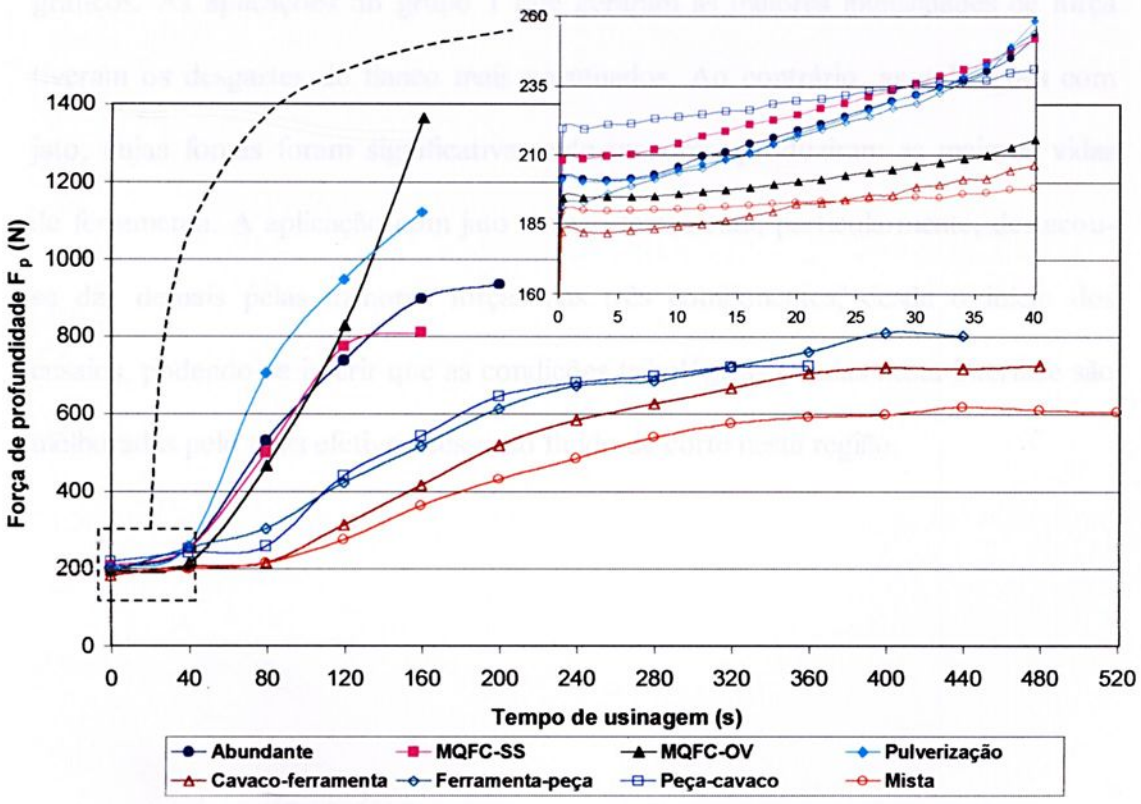


Figura 4.16 – Força de profundidade sob diferentes maneiras de aplicação de fluido.

A força de corte, freqüentemente utilizada no cálculo da potência da máquina ferramenta, é considerada a componente mais importante dentre as três,

uma vez que reflete melhor a dificuldade/facilidade de remoção de material na operação de usinagem. No gráfico da Figura 4.17, destaca-se o crescimento moderado da força de corte ao longo da usinagem das aplicações com jato cavaco-ferramenta e mista, que igualmente geraram os menores valores nas outras componentes de força.

Por último, nota-se que o comportamento das componentes da força de usinagem corrobora com os resultados obtidos tanto no desgaste de flanco da ferramenta quanto da rugosidade, cujas curvas assumem posições análogas em seus gráficos. As aplicações do grupo 1 que geraram as maiores intensidades de força tiveram os desgastes de flanco mais acentuados. Ao contrário, as aplicações com jato, cujas forças foram significativamente menores, produziram as maiores vidas de ferramenta. A aplicação com jato cavaco-ferramenta, particularmente, destacou-se das demais pelas menores forças nas três componentes, desde o início dos ensaios, podendo-se inferir que as condições tribológicas criadas nesta interface são melhoradas pelo mais efetivo acesso do fluido de corte nesta região.

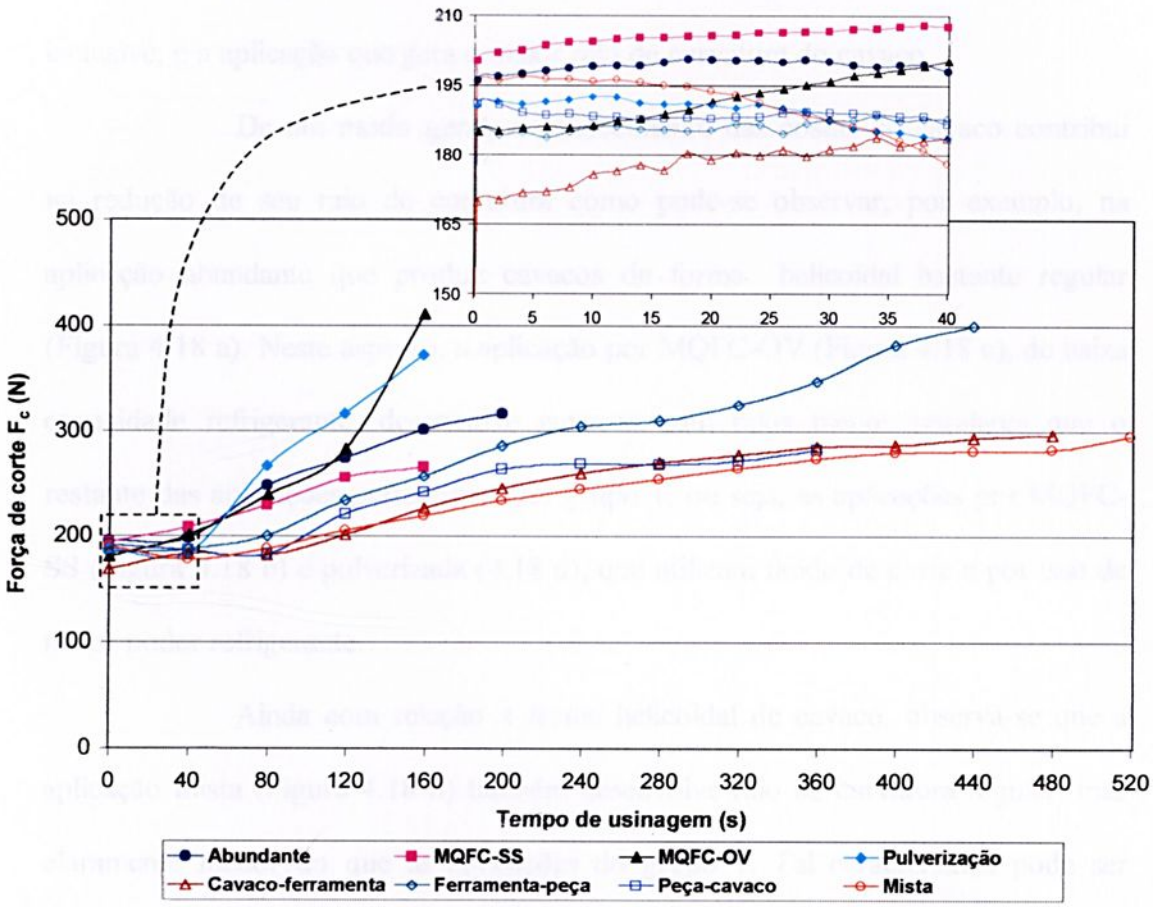


Figura 4.17 – Força de corte sob diferentes maneiras de aplicação de fluido de corte.

4.6 Forma dos cavacos

A Figura 4.18 mostra o aspecto dos cavacos produzidos nas diferentes aplicações de fluido de corte. Como pode-se observar, as aplicações de fluido, com exceção do jato cavaco-ferramenta, apresentam forma helicoidal de cavaco. Esta forma de cavaco pode ser considerada inerente à operação de torneamento sob as condições de corte, geometria de ferramenta e material

utilizados nos ensaios, uma vez que ela é gerada mesmo em aplicação de fluido de corte não dirigido ao cavaco, como no jato ferramenta-peça (Figura 4.18 f) a qual, inclusive, é a aplicação que gera o maior raio de curvatura do cavaco.

De um modo geral, o arrefecimento das costas do cavaco contribui na redução de seu raio de curvatura como pode-se observar, por exemplo, na aplicação abundante que produz cavacos de forma helicoidal bastante regular (Figura 4.18 a). Neste aspecto, a aplicação por MQFC-OV (Figura 4.18 c), de baixa capacidade refrigerante, desenvolve cavacos com raios menos regulares que o restante das aplicações pertencentes ao grupo 1, ou seja, as aplicações por MQFC-SS (Figura 4.18 b) e pulverizada (4.18 d), que utilizam fluido de corte e por isso de maior poder refrigerante.

Ainda com relação à forma helicoidal de cavaco, observa-se que a aplicação mista (Figura 4.18 h) também desenvolve raio de curvatura regular, mas claramente menor do que as aplicações do grupo 1. Tal característica pode ser creditada à permanente ação refrigerante da aplicação abundante nas costas do cavaco, na região do plano de cisalhamento primário, e à atuação do jato de fluido de corte na parte debaixo do cavaco. A contração das costas do cavaco deve flexioná-lo para cima adicionado do momento fletor do jato de fluido no mesmo sentido.

O jato de fluido de corte dirigido na interface cavaco-ferramenta gera cavacos helicoidais com o menor raio de curvatura dentre todas as aplicações (Figura 4.18 e). Embora seu tipo seja contínuo, ele é curto tendendo aos cavacos em lascas. Esta forma pode ser creditada à menor resistência mecânica do cavaco em sua parte superior, uma vez que suas costas não são refrigeradas e, portanto, menos



dura, cedendo mais facilmente ao jato de fluido de corte que empurra-o para cima, diminuindo significativamente o raio de curvatura, mas cuja tensão quando excedida pode cisalhá-lo.

A única forma de cavaco diferente das demais é encontrada na aplicação jato peça-cavaco. Neste caso o jato de fluido dirigido nas costas do cavaco pressiona-o para baixo impedindo sua curvatura, resultando em cavacos na forma de fita. No entanto, como pode-se inferir, o comprimento de contato com a ferramenta é maior do que nas outras aplicações por jato acarretando maior desgaste da ferramenta, conforme visto no gráfico da Figura 4.4. Neste aspecto, o desempenho superior da aplicação jato cavaco-ferramenta também pode ser atribuído ao reduzido comprimento de contato do cavaco com a ferramenta de corte.

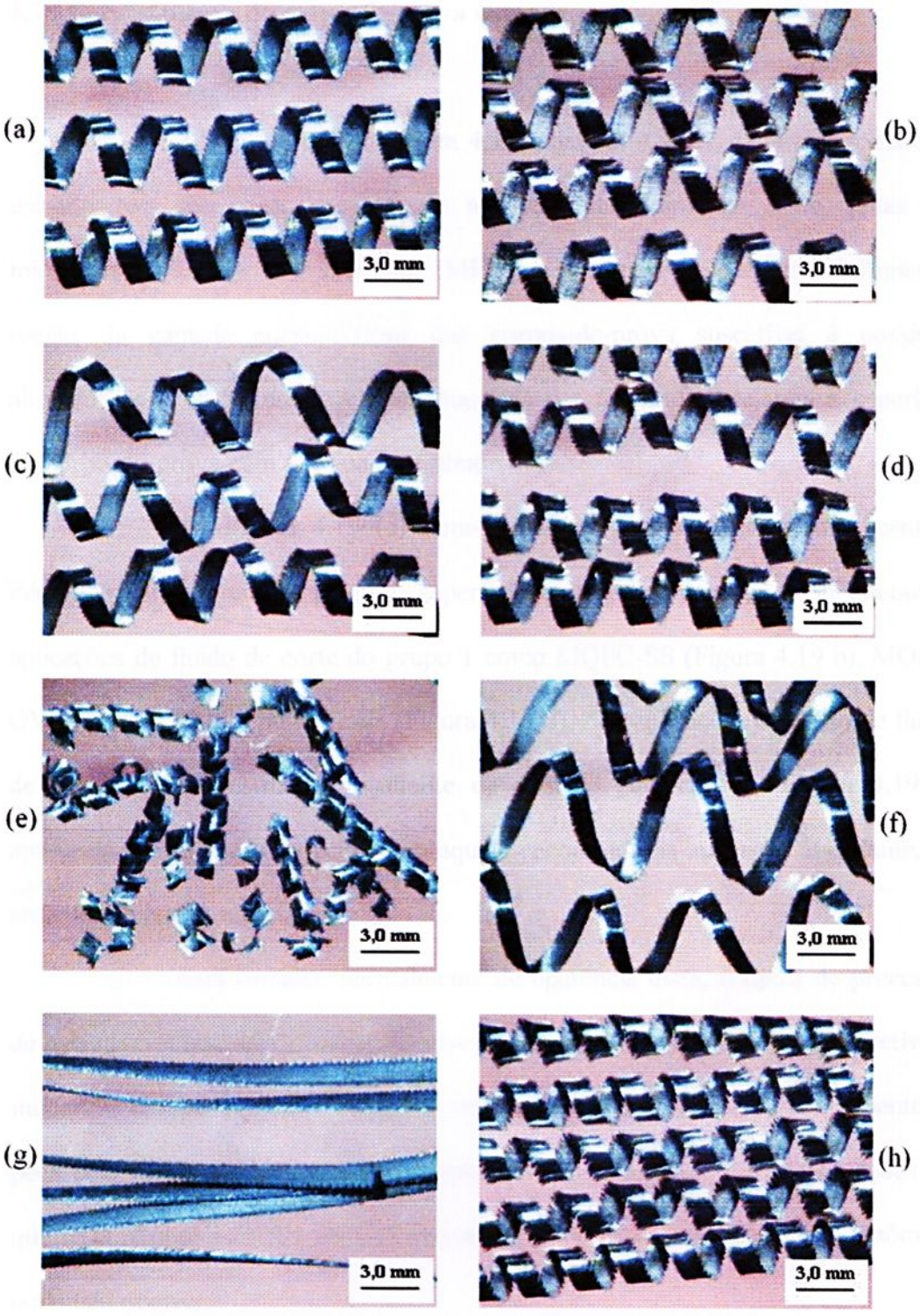


Figura 4.18 - Cavacos gerados pelas aplicações abundante (a), MQFC-SS (b), MQFC-OV (c), pulverização (d), jato cavaco-ferramenta (e), jato ferramenta-peça (f), jato peça-cavaco (g) e mista (h). Aumento de 10 x.

4.7 Microestrutura do corpo-de-prova usinado

As fotografias da Figura 4.19 mostram a microestrutura do material usinado sob diferentes maneiras de aplicação de fluido de corte, feitas em microscópio eletrônico de varredura (MEV). As imagens em questão privilegiam a região da camada subsuperficial dos corpos-de-prova suscetível à possíveis alterações microestruturais. A linha tracejada nas fotografias delimita a superfície do corpo-de-prova com a resina do embutimento.

Na Figura 4.19 (a) nota-se, dentre outros aspectos, uma camada microestrutural estreita ao longo da superfície do corpo-de-prova, ausente em outras aplicações de fluido de corte do grupo 1 como MQFC-SS (Figura 4.19 b), MQFC-OV (Figura 4.19 c) e pulverizada (Figura 4.19 d). Nas aplicações com jato de fluido de corte, a microestrutura resultante da posição peça-cavaco (Figura 4.19 g) apresenta uma camada parecida com aquela encontrada na aplicação abundante, no entanto um pouco mais larga.

Esta camada, normalmente de aparência clara, é típica de processos de usinagem submetido à condições severas de corte, e material da peça suscetível à mudanças microestruturais, em que as altas temperaturas e posterior resfriamento da peça pelo fluido de corte produzem uma fina camada endurecida. Em situações em que se consegue manter a temperatura da região de corte mais baixa este fenômeno pode não ocorrer.

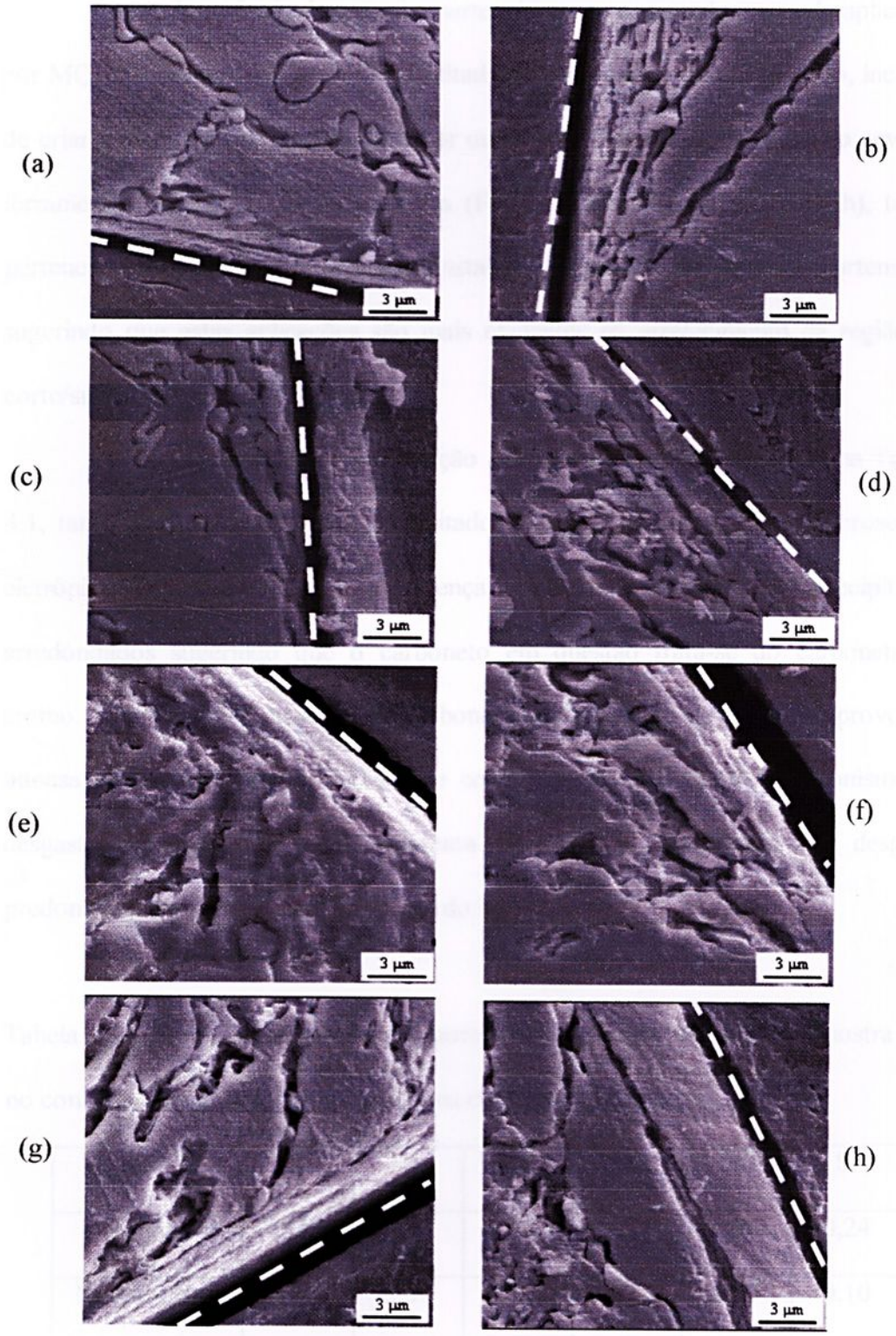


Figura 4.19 – Microestrutura das aplicações abundante (a), MQFC-SS (b), MQFC-OV (c), pulverização (d), jato cavaco-ferramenta (e), jato ferramenta-peça (f), jato peça-cavaco (g) e mista (h). Aumento de 5000 x.

A ausência da camada martensítica nos corpos-de-prova da aplicação por MQFC e pulverizada pode ser creditada ao baixo poder de refrigeração, incapaz de criar este tipo de microestrutura. Por outro lado, nas aplicações por jato cavaco-ferramenta (Figura e), peça-ferramenta (Figura f) e misto (Figura 4.19 h), todos pertencentes ao grupo 2, não se constata a presença da camada martensítica sugerindo que estas aplicações são mais eficientes no arrefecimento da região de corte/superfície da peça usinada.

Pela análise da composição química do material, mostrado na Tabela 4.1, tanto da matriz quanto do precipitado, feita por microssonda em microscópio eletrônico de varredura, revela a presença de alto teor de cromo nos precipitados arredondados sugerindo que o carboneto em questão trata-se do carboneto de cromo. Sabe-se que a presença de carbonetos duros, como o de cromo, provocam intensa deterioração da ferramenta de corte fazendo prevalecer o mecanismo de desgaste abrasivo, tal como aparenta ter sido o mecanismo de desgaste predominante nas ferramentas de corte do item 4.2.

Tabela 4.1 – Composição química em porcentagem em peso no grão da amostra e no contorno dos grãos após usinagem na condição convencional.

Elemento	Cr	Mn	Fe	Ni	Mo	Si
No grão	18,93	6,93	71,67	1,77	0,26	0,24
No contorno (Precipitados)	56,46	5,54	35,27	0,73	0,99	0,10

unesp

4.8 Microdureza do corpo-de-prova usinado

As Figuras 4.20 e 4.21 mostram os gráficos com os valores da microdureza abaixo da superfície usinada dos corpos-de-prova, para as aplicações do grupo 1 e com jato de fluido de corte, respectivamente.

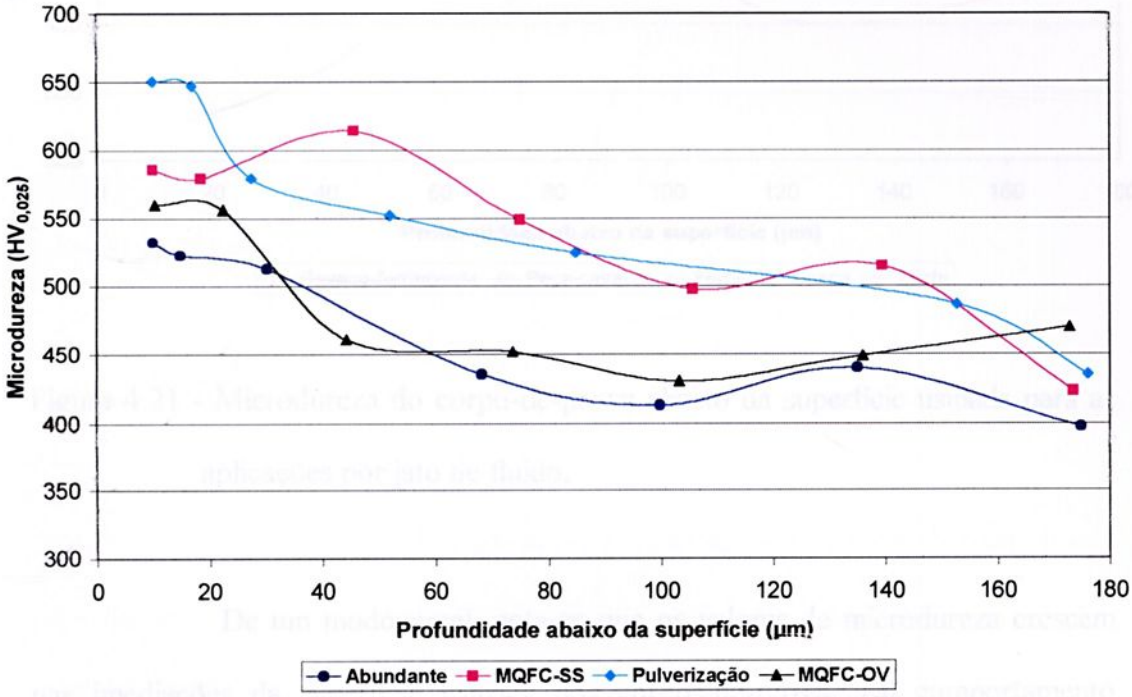


Figura 4.20 - Microdureza do corpo-de-prova abaixo da superfície usinada para as aplicações do grupo 1.

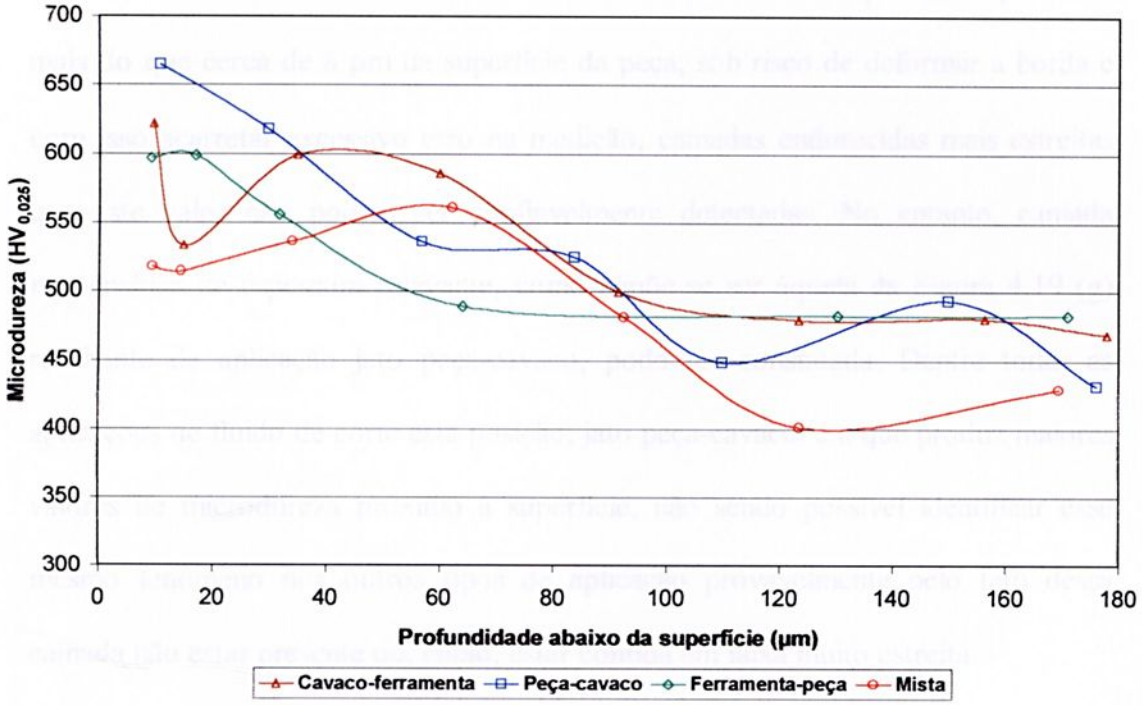


Figura 4.21 - Microdureza do corpo-de-prova abaixo da superfície usinada para as aplicações por jato de fluido.

De um modo geral, nota-se que os valores de microdureza crescem nas imediações da superfície usinada dos corpos-de-prova. Tal comportamento pode, em parte, ser justificado pelo encruamento dessa região, causado pela ação da ferramenta de corte que deforma plasticamente os grãos do material. Outra razão pode ser a transformação microestrutural, como por exemplo a formação de uma estreita camada de martensita. Em ambos os casos, a medida que se avança em direção ao interior da peça a estrutura do material deixa de sofrer a influência mecânica e térmica da usinagem alcançando valores menores e mais constantes de microdureza.

Pelo fato do indentador do microdurômetro não poder se aproximar mais do que cerca de 8 μm da superfície da peça, sob risco de deformar a borda e com isso acarretar excessivo erro na medição, camadas endurecidas mais estreitas que este valor não podem ser confiavelmente detectadas. No entanto, camada martensítica de espessura relevante, como supõe-se ser àquela da Figura 4.19 (g) resultante da aplicação jato peça-cavaco, pode ser constatada. Dentre todas as aplicações de fluido de corte esta posição, jato peça-cavaco, é a que produz maiores valores de microdureza próximo à superfície, não sendo possível identificar esse mesmo fenômeno nos outros tipos de aplicação provavelmente pelo fato dessa camada não estar presente ou, então, estar contida em faixa muito estreita.

4.9 Ensaio Adicional

Em adição às aplicações previstas no trabalho, fez-se uma última na qual empregou-se os três jatos aplicados simultaneamente (peça-cavaco, cavaco-ferramenta e ferramenta-peça). Apesar de neste item não serem analisadas todas as variáveis de saída, a Figura 4.22 mostra o desgaste de flanco de todas as aplicações envolvendo jato de fluído de corte.

O jato simultâneo foi aplicado com uma pressão de 30 Kgf/cm^2 e vazão média de 3,1 L/min para cada jato, sendo as condições de usinagem as mesmas dos ensaios anteriores.

Como pode-se observar na Figura 4.22, a aplicação por jato simultâneo resultou em um desgaste de flanco ainda menor que os demais. Isso pode ser creditado à capacidade dos jatos de fluido de corte atingir todas as regiões

unesp

próximas à aresta de corte, conseguindo refrigerar e diminuir o atrito na interface cavaco-ferramenta.

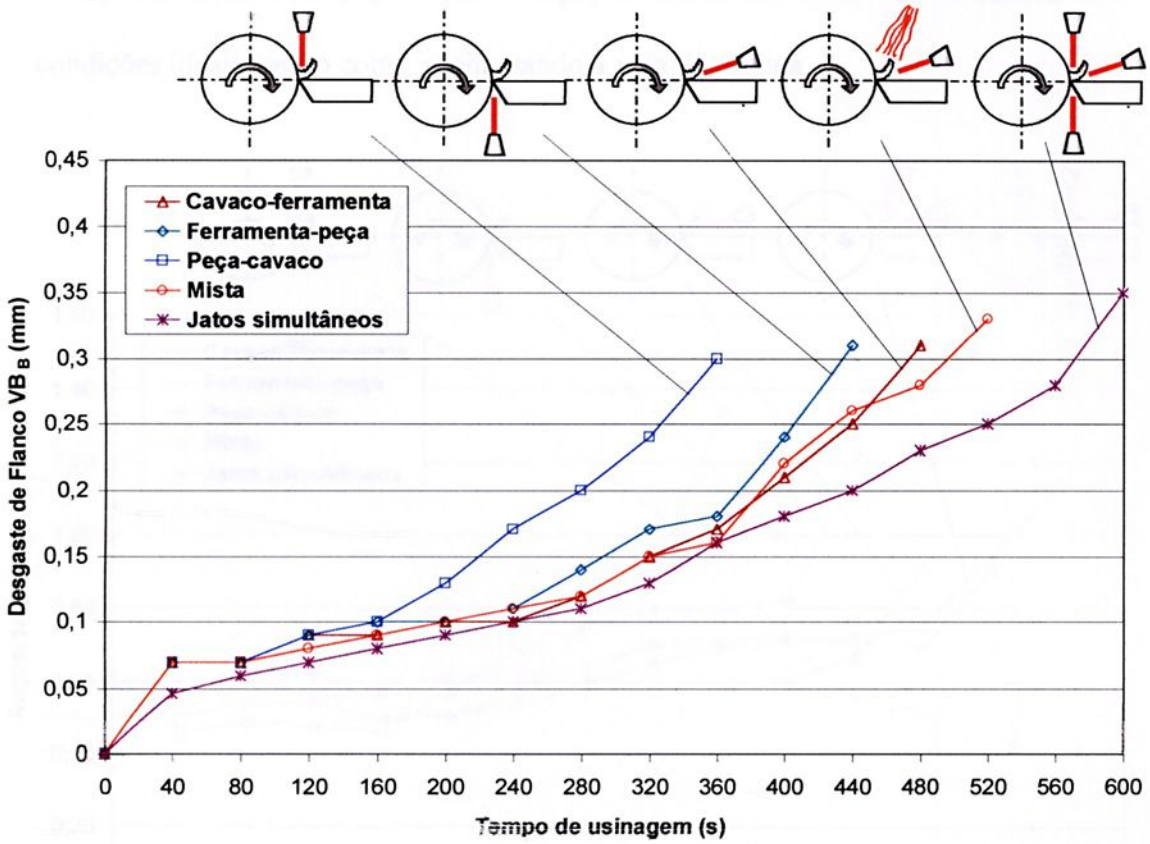


Figura 4.22 - Desgaste de flanco médio (VB_B) para as aplicações por jato de fluido.

Em relação à rugosidade, pode-se observar no gráfico da Figura 4.23 que a aplicação por jatos simultâneos de fluido de corte também é capaz de manter os valores de rugosidade em níveis praticamente constantes, como ocorre com o restante das aplicações por jato. Neste aspecto, em especial, a aplicação por jatos simultâneos reflete o comportamento dos seus desgastes de flanco, com um crescimento mais acentuado da rugosidade verificado apenas próximo ao final da vida da ferramenta.

As aplicações por jato, de maneira geral, mostraram um crescimento lento e gradual da rugosidade, retratando a lenta deterioração da ferramenta de corte, mantendo assim, por mais tempo, a aresta de corte da ferramenta em condições ideais para o corte, prolongando a vida da mesma.

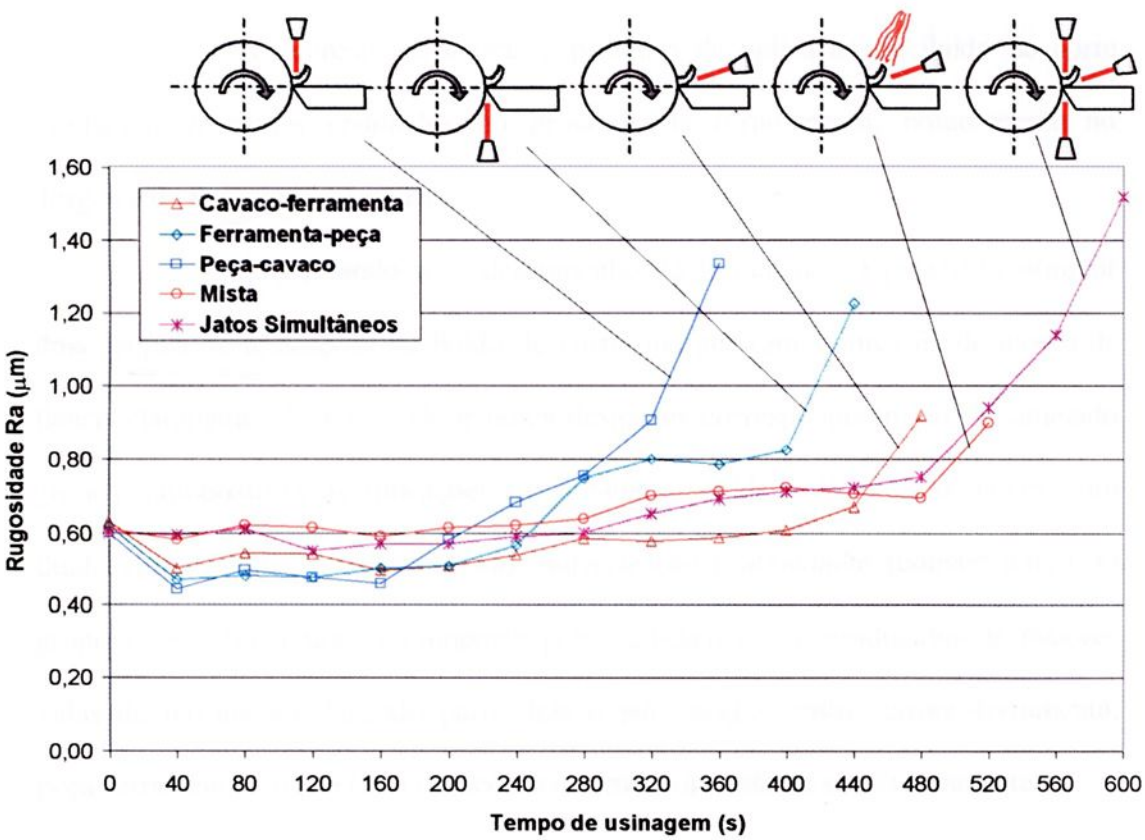


Figura 4.23 - Rugosidade (R_a) para as aplicações por jato de fluido.

5. CONCLUSÕES

Considerando-se os resultados obtidos, pode-se apresentar de forma objetiva as seguintes conclusões a respeito deste trabalho:

As diferentes maneiras e posições de aplicação de fluido de corte produzem diferentes resultados no processo de torneamento, notadamente no desgaste da ferramenta de corte;

Considerando-se o desempenho da ferramenta, é possível distinguir dois grupos de aplicações de fluido de corte que geraram valores de desgastes de flanco claramente distintos. Os maiores desgastes corresponderam ao denominado grupo1, composto pelas aplicações por mínima quantidade de fluido de corte (com fluido semi-sintético e óleo vegetal), pulverização e abundante (convencional). O grupo 2, por outro lado, é composto pelas aplicações que produziram as maiores vidas de ferramenta, fazendo parte dele o jato dirigido entre cavaco-ferramenta, peça-ferramenta e mista (jato cavaco-ferramenta e abundante simultaneamente).

Tomando-se as aplicações do grupo 1, não verificou-se diferenças significativas de desgaste da ferramenta entre os métodos de baixo consumo de fluido, o que coloca a aplicação por pulverização em desvantagem uma vez que sua vazão é consideravelmente superior à aplicação por MQFC. O método abundante apresenta melhor desempenho do que os demais de seu grupo, no entanto sua vazão é bastante superior;

Utilizando-se a mesma vazão, as aplicações por jato de fluido de corte mostraram desempenho muito superior ao método abundante, principalmente

unesp

o jato cavaco-ferramenta. Por seu destacado desempenho este método foi associado ao abundante duplicando a vazão de fluido, no entanto praticamente não se constatou aumento da vida da ferramenta podendo-se, então, constatar o efeito preponderante da atuação do fluido na interface cavaco-ferramenta, capaz de penetrar mais próximo da aresta de corte;

Das três aplicações por jato de fluido, o jato peça-cavaco foi o que apresentou pior desempenho, provavelmente pela incapacidade do fluido atingir a região de corte da ferramenta. Tal fato pode ser comprovado pela maior temperatura da ferramenta com a aplicação deste jato, em relação aos outros dois;

A rugosidade dos corpos-de-prova usinados retrataram, em grande parte, o comportamento do desgaste de flanco dos métodos de aplicação de fluido de corte, novamente com vantagem para os métodos por jato de fluido e desvantagem, principalmente, para a aplicação por MQFC com fluido semi-sintético;

As componentes da força de usinagem, de um modo geral, também refletem o comportamento do desgaste de flanco e rugosidade, mantendo as aplicações agrupadas segundo seus valores. A aplicação jato cavaco-ferramenta foi novamente superior, mostrando menores intensidades de força desde os períodos iniciais de usinagem. Este resultado, em particular, pode ser creditado em parte à ação lubrificante do fluido de corte, ainda que não específico para este fim, atuando na diminuição do atrito na interface cavaco-ferramenta e também na redução do comprimento de contato do cavaco.

As aplicações de fluido em forma de jato foram capazes de alterar a forma do cavaco, enquanto que as aplicações do grupo 1 produziram um mesmo

tipo, de forma helicoidal. O jato peça-cavaco gerou cavacos em forma de fita provocando um desgaste mais acentuado, na superfície de saída da ferramenta, dentre todas as outras aplicações. O jato cavaco-ferramenta, ao contrario desenvolveu os cavacos de menor raio de curvatura refletindo no desgaste de flanco concentrando numa menor extensão dentre todas as aplicações.

O mecanismo de desgaste predominante da ferramenta de corte aparece ter sido o mesmo, do tipo abrasivo, em todas as aplicações de fluido variando apenas a intensidade.

As microestruturas do material usinado sob as diferentes aplicações de fluido de corte apontam para a formação de precipitados duros, provavelmente carbonetos de cromo.

As microdurezas das amostras apresentam-se pouco conclusivas, porém nota-se uma camada microestrutural mais dura quanto mais próximo da superfície usinada. No caso da aplicação jato peça-cavaco, onde identificou-se a camada subsuperficial de material alterada mais larga, obteve-se o maior valor de microdureza.

Em decorrência dos resultados do trabalho pode-se também acrescentar algumas sugestões para trabalhos futuros, como:

Investigar com maior profundidade o efeito da aplicação simultânea de jato de fluido de corte nas três direções estudas;

Diante da menor eficiência do jato de fluido dirigido entre a ferramenta e a peça, em relação aos outros dois jatos, investigar o torneamento sob

unesp

a aplicação simultânea dos jatos dirigidos na interface cavaco-ferramenta e peça-cavaco;

Construir um dispositivo de fixação dos bicos de jato de fluido de corte capaz de variar precisamente o ângulo de aplicação do jato na tentativa de se encontrar a melhor direção de aplicação;

Verificar a influencia da aplicação dos jatos de fluido de corte no emprego de diferentes materiais de ferramentas de corte e de peça.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Abrão, A.M., Aspinwall, D.K., Wise, M. L.H. A vida da ferramenta e a integridade das peças no torneamento de aços temperados. Máquinas e Metais, p. 260-283, Abr. 1996.

Addhoum, H., Broussaud, D. Interaction of ceramic cutting tools with nickel-based alloys. *Materials Science and Engineering*, n.109, p. 379-387, 1989.

Childs, T.H.C., Rowe, G.W. Physics in Metal Cutting, *Rep. Prog. Physics*, v. 36, 1973, p. 142-150, 1973.

Cook, N. H. Tool wear and tool life. *Journal of Engineering for Industry*, p. 931-938, Nov. 1973.

Diniz, A. E., Marcondes, F. C., Coppini, N.L. Tecnologia da usinagem dos materiais. 2ª Ed, Artliber Editora, São Paulo, 244 p, 2000.

Diniz, A. E., Scandiffio, I. Uma Contribuição ao Estudo do Corte a Seco e do Corte com Mínima Quantidade de Lubrificante em Torneamento de Aço. I Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 2001.

Ezugwu, E. O., Wang, Z. M., Machado, A. R. The machinability of nickel-based alloys: a review. *Journal of Materials Processing Technology*, v.86, p. 1-16, 1999.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

Ferraresi, D. Fundamentos da usinagem dos metais. Ed. Edgard Blücher, São Paulo, Brasil, 1977.

Filho, F. T., Ferreira, J. R., Santos, J.N., Diniz, A. E. O uso (ou não) da refrigeração/lubrificação no torneamento de aço endurecido. Máquinas e Metais, nº 423, p. 260-283, Abr. 2001.

Hanasaki, S., Fujiwara, J., Miyamoto, T. Mechanism of groove wear formation in cuttng of hi-niquel alloy. *In: Progress of Cutting and Grinding*, v.3, IGPCG, p. 114-119, 1996

Heisel, U., Lutz, M. Pesquisa de fluidos de refrigeração e de lubrificação. Máquinas e metais, p. 40-49, Mai. 1998.

Heisel, U., Lutz, M., Spath, D., Wassmer, R., Walter, U. A técnica da quantidade mínima de fluidos e sua aplicação nos processos de corte. Máquinas e Metais, p. 22-38, 1998.

International Organization for Standardization - ISO 3685. Tool life testing with single-point turning tools, 1993.

Jack, D.H. Hard Materials for metal cutting, *Metals and Materials*, p. 516-520, Sept. 1987.

Jun, Z., Jianxin, D., Jianhua, Z., Xing, A. Failure mechanisms of a whisker-reinforced ceramic tool when machining nickel-based alloys. *Wear*, v.208, p. 220-225, 1997.

Kaminski, J., Alvelid, B. Temperature reduction in the cutting zone in water-jet assisted turning. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 106, p. 68-73, 2000.

Kovacevic, R., Cherukuthota, C., Mohan, R. Improving milling performance with high pressure waterjet assisted cooling/lubrication. *Journal of Engineering for Industry*, v. 117, p. 331-339, Aug. 1995.

Kramer, B. M. On tool materials for high-speed machining. *Journal of Engineering for Industry*, v.109, p. 87-91, 1987.

Li, X. Study of the jet-flow rate of cooling in machining. Part 1. Theoretical analysis. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 62, p. 149-156, 1996a.

Li, X. Study of the jet-flow rate of cooling in machining. Part 2. Simulation study. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 62, p. 157-165, 1996b.

Lindeke, R. R., Schoening, Jr., F. C., Khan, A. K, Haddad, J. Machining of α-β titanium with ultra-high pressure through the insert lubrification/cooling. *Transactions of NAMRI/SME*, p. 154-161, 1991.

Machado, A. R., Diniz, E. A. Vantagens e desvantagens do uso (ou não) de fluidos de corte. Máquinas e metais, p. 134-150, Dez. 2000.

Machado, A. R., Silva, M. B. Usinagem dos Metais. Apostila do Curso de Usinagem dos Metais da Universidade Federal de Uberlândia, MG, 1999.

Machado, A. R., Wallbank, J. The effect of extremely low lubricant volumes in machining. *Wear*, v. 210, p. 76-82, 1997.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

Machado, A. R., Wallbank, J. The effects of a high-pressure coolant jet on machining. *ImechE*, v. 208, p. 29-38, 1994.

Matsumoto, Y., Barash, M. M., Liu, C. R. Effect of hardness on the surface integrity of AISI 4340 steel. *Journal of Engineering for Industry*, v.108, p. 169-175, 1986.

Mazurkiewicz, M. A manufacturing tool for a new century. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 106, p. 112-118, 2000.

Mazurkiewicz, M., Kubala, Z., Chow, J. Metal machining with high pressure water-jet cooling assistence – A new possibility. *Journal of Engineering for Industry*, v. 111, p. 7-12, 1989.

Motta, M. F., Machado, A. R. Influência do fluido de corte no torneamento do aço AISI 8640 com pastilha de metal duro. Máquinas e metais, p. 58-70, 1995.

Pigott, R.J.S., Colwell, A. T. High pressure system for increasing tool life. *SAE Quarterly Transactions*, v. 6, nº 3, p. 547-564, 1952.

Postinikov, S.N. Penetrating ability of cutting fluids, *Wear*, v. 10, p. 142-150, 1967.

Rahman, M., Seah, W. K. H., Teo, T. T. The machinability of Inconel 718. *Journal of Materials Processing Technology*, n.63, p. 199-204, 1997.

Richards, N., Aspinwall, D. Use of ceramic tools for machining nickel basead alloys. *Internacional Journal Machine Tools Manufacturing*, v.29, n.4, p. 575-588, 1999.

Sales, W. F., Diniz, A. E., Machado, A. R. Application of cutting fluids in machining processes. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences*, v.23, n.2, Rio de Janeiro, 2001.

Sanchez, L. E. A., Losnak, C., Gusi, F.A., Peruzzo, L.L. Aplicação de fluido de corte em forma de jato na operação de torneamento. XVI Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, Uberlândia-MG, 2001.

Sandvik Coromant, Modern Metal Cutting, AB Sandvik Coromant, Sandviken, Sweden, 1994.

Seah, K. H. W., Li, X., Lee, K. S. The effect of applying coolant on tool wear in metal machining. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 48, p. 495-501, 1995.

Sharman, A., Dewes, R. C., Aspinwall, D. K. Tool life when high speed ball nose end milling. *Journal of Materials Processing Technology*, v.118, p. 29-35, 2001.

Shaw, M.C. Metal cutting principles. Oxford University Press, ISBN 0-19-859002-4, 594 p., 1986.

Silva, L.R. Estudo da geometria da aresta de corte de ferramentas aplicadas ao torneamento de superligas à base de níquel com alta velocidade, Tese de Doutorado, EESC - USP, São Carlos, 2002.

Silva, M. B., Chu, T., Wallbank, J. Medição da temperatura em usinagem utilizando sensor infravermelho. XV Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, Águas de Lindóia, SP, 1999.

Trent, E. M. Cutting Steel and iron with cemented carbide tools – Part II: Conditions of seizure at the tool/work interface, *Journal of the Iron and Steel Institute*, p. 923-932, Nov. 1963.

Trent, E. M. The wear process which control performance of cemented carbide cutting tools. *SME Technical paper MR71-913*, 16 p., 1971.

Trent, E.M. Metal cutting and the tribology of seizure: II Movemente of work material over the tool in metal cutting, *Wear*, v. 128, p. 47-64, 1988.

Trent, E.M. Metal cutting, 2nd Edition, Butterworths, ISBN 0-408-10856-8, 245 p., 1984.

Wertheim, R., Rotberg, J., Ber, A. Efeitos do fluido a alta pressão através da superfície de saída da ferramenta. Máquinas e metais, p. 58-79, Dez. 1997.

unesp

0810001161