

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

AVALIAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA MINIMIZAÇÃO E ELIMINAÇÃO DO FLUIDO DE
CORTE NO PROCESSO DE FRESAMENTO DE TOPO RETO

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA À UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA PARA A
OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA

PABLO DEIVID VALLE

FLORIANÓPOLIS, FEVEREIRO DE 2001

AVALIAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA MINIMIZAÇÃO E ELIMINAÇÃO DO FLUIDO DE
CORTE NO PROCESSO DE FRESAMENTO DE TOPO RETO

PABLO DEIVID VALLE

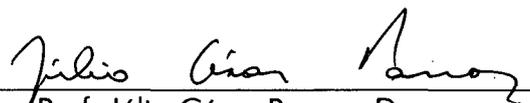
ESSA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE

MESTRE EM ENGENHARIA

ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA, ÁREA DE CONCENTRAÇÃO FABRICAÇÃO E
APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA



Prof. Rolf Bertrand Schroeter, Dr. Eng.
Orientador

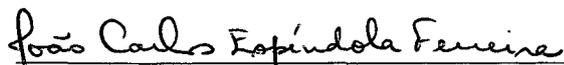


Prof. Júlio César Passos, Dr.
Coordenador do Curso

BANCA EXAMINADORA



Prof. Carlos Henrique Ahrens, Dr. Eng.



Prof. João Carlos Espíndola Ferreira, Ph. D.



Joel Martins Crichigno Filho, Dr.-Ing.



Prof. Walter Lindolfo Weingaertner, Dr.-Ing.

*“Aquele que deseja construir torres altas,
deverá permanecer longo tempo nos
fundamentos”*

Anton Bruckner (1824-1896)

Aos meus pais Vanildo e Ivanilde, e irmã Emanuele.

AGRADECIMENTOS

Ao Professor Rolf Bertrand Schroeter pela orientação e, acima de tudo, pela amizade construída neste período de LMPano, assim como pelo seu exemplo de humanidade e profissionalismo.

Ao amigo e excepcional Professor Cleiton R. Teixeira, pelo incentivo constante, pela paciência e valiosos ensinamentos desde os primeiros momentos deste trabalho.

Ao grande mestre e Professor Walter L. Weingaertner, pelo indubitável apoio e proveitosas discussões técnicas para melhoria deste manuscrito.

Aos companheiros de grupo e, evidentemente amigos, Pablo R. A. Castro "Negão" e Walmir Markus, pela grande ajuda no desenvolvimento desta pesquisa, sem a qual não seria possível a conclusão neste prazo.

Aos meus tios Osnilo "Tio Cuca" Stahelin e Leonilde "Tia Neide" Stahelin, pela grande ajuda e apoio neste período de mané da ilha.

À linda Eliani "Eli" Bertolini pela enorme paciência e apoio nos momentos de fraqueza.

Aos grandes amigos de "picaretagem" formados neste período de LMPano, Jefferson "Jeff" de Oliveira Gomes, Joel Martins Crichigno Filho, Milton "Miltinho" Pereira, Cláudia "Clô" Heusi Silveira, Isaias Masiero Filho, Rodrigo "Guigo" Lima Stoeterau, entre tantos outros.

Às empresas BARDAHL, I. TERSTEGEN, GERDAU e TITEX, pelo fornecimento dos insumos necessário para execução deste trabalho.

À CAPES, pela concessão da bolsa de estudo.

Aos técnicos, laboratórios e funcionários do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina, pela disponibilidade de equipamentos e fundamental contribuição na realização desta pesquisa, em especial ao Sr. Hélio Irineu José e ao Sr. Paulo Magalhães.

E, finalmente, meus sinceros agradecimentos a todos os integrantes do LMP pela cooperação prestada nas mais diversas situações.

RESUMO

O principal objetivo deste trabalho é analisar o comportamento das forças na usinagem e da vida da ferramenta no processo de fresamento de topo reto com a eliminação ou minimização do fluido de corte. Utilizaram-se fresas inteiriças de metal-duro e aço-rápido, com e sem revestimento de carbonitreto de titânio (TiCN). As ferramentas de metal-duro são de mesma geometria, assim como as de aço-rápido, todas com 10 mm de diâmetro, dois gumes e haste cilíndrica. Nesse estudo foi empregada a usinagem a seco, a usinagem com emulsão e a usinagem com mínimas quantidades de fluido de corte vegetal e mineral (MQFC). Obtiveram-se, assim, informações tecnológicas que permitem uma comparação entre as situações atuais de produção que utilizam emulsão como meio lubri-refrigerante (fluido de corte) e a usinagem com eliminação ou minimização do fluido de corte. Essa característica é importante do ponto de vista econômico e ecológico, pois no processo de fresamento os custos envolvidos desde a compra até o descarte do fluido são, na maioria das vezes, maiores que os benefícios proporcionados à ferramenta em termos de vida, além dos prejuízos à saúde do operador e ao meio ambiente causados pelos fluidos. Nos experimentos foi monitorada também a evolução do desgaste na face e nos flancos de cada gume da ferramenta. O material utilizado para a execução dos ensaios foi o aço SAE 1040 e as condições de usinagem selecionadas para a operação de desbaste. A avaliação dos resultados obtidos mostrou que a utilização de emulsão é prejudicial à vida da ferramenta na maioria dos casos analisados. Esse aspecto ratifica a tendência de eliminação do fluido de corte no processo de fresamento de topo reto. Outra conclusão importante refere-se aos benefícios do revestimento TiCN ao processo de fresamento em termos de taxa de usinagem Q , pois esse tipo de revestimento permite a utilização de maiores velocidades de corte, assim como proporciona maiores vida à ferramenta de corte.

ABSTRACT

This research has as a main goal to analyze the tool wear and machining forces during all tool life in the end milling process, under 4 different cooling machining conditions. The cooling machining conditions evaluated were; dry machining, with emulsion, with minimum amounts of vegetable and mineral cutting fluids. The tools used to carried out this work were high speed steel with the same geometry, and carbide with the same geometry as well, one of each kind uncoated and coated with titanium carbonitride coating TiCN, deposited by PVD (Physical Vapour Deposition). The workpiece material used was SAE 1040 steel. The cutting parameters were chosen to roughing conditions. These technological information allow a comparison among the current situations of production that use emulsion as cutting fluid and machining with minimum amounts of cutting fluids or even dry machining. That characteristic is important to the economic and ecological point of view, because in the milling process the costs involved from the purchase of the fluid to it discards, most of the time, are larger than the benefits provided to the tool in terms of life. Besides that, the damages to the operator health and to the environment are also caused by the cutting fluids. The evaluation of the obtained results showed that the emulsion is harmful to the tool life in most of the analyzed cases. That aspect ratifies the tendency of elimination of the cutting fluid in the end milling process. Another important conclusion refers to the benefits of the coating TiCN to the milling process in terms of machining rate Q , because that coating type allows to improve the cutting speeds, as well as it provides larger tool life.

ÍNDICE

LISTA DE FIGURAS.....	X
LISTA DE TABELAS	XV
LISTA DE REDUÇÕES	XVIII
1 INTRODUÇÃO.....	1
2 ESTADO DA ARTE	4
2.1 Métodos de Fresamento.....	4
2.2 Fresamento de Topo Reto.....	7
2.2.1 Características construtivas das fresas de topo reto.....	9
2.3 Vida da Ferramenta no Fresamento	10
2.4 Desgaste da Ferramenta no Fresamento	16
2.4.1 Desgaste abrasivo.....	16
2.4.2 Desgaste por aderência	17
2.4.3 Desgaste por difusão	18
2.4.4 Desgaste por oxidação.....	19
2.4.5 Desgaste por fadiga (térmica ou mecânica).....	19
2.5 Revestimentos de Ferramenta.....	21
2.6 Forças no Fresamento.....	24
2.7 Rugosidade no Fresamento	30
2.8 Influência dos Principais Parâmetros de Corte no Fresamento	32
2.8.1 Taxa de Usinagem em Relação à Profundidade de Corte Axial e ao Avanço.....	31
2.8.2 Taxa de Usinagem em Relação à Profundidade de Corte Radial e ao Diâmetro da Ferramenta	34
2.8.3 Influência da Posição Relativa entre Peça e Ferramenta no Desgaste da Fresa	39
2.8.4 Influência da Velocidade de Corte no Desgaste da Fresa.....	41

2.9 Meios Lubri-Refrigerantes	42
2.9.1 Funções dos Meios Lubri-Refrigerantes.....	43
2.9.2 Tipos de Meios Lubri-Refrigerantes.....	46
2.9.3 Usinagem a seco	47
2.9.4 Usinagem com Mínimas Quantidades de Fluido de Corte.....	48
2.9.5 Característica do Fluido de Corte no Processo de Fresamento	51
3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	53
3.1 Material Ensaiado	53
3.1.1 Corpo de Prova para Desgaste da Ferramenta e Estratégia de Usinagem	54
3.1.2 Corpo de Prova para Aquisição dos Dados de Forças e Rugosidade	55
3.2 Ferramentas e Parâmetros de Corte	57
3.3 Equipamentos Utilizados.....	59
3.3.1 Máquina-Ferramenta	59
3.3.2 Sistema de Aquisição das Forças de Usinagem.....	60
3.3.3 Sistema de Medição do Desgaste da Ferramenta	61
3.3.4 Medição de Rugosidade.....	62
3.3.5 Sistemas de Fornecimento de Fluido de corte	63
3.3.6 Calibração dos Equipamentos	65
3.4 Metodologia dos Experimentos	66
3.4.1 Avaliação dos Dados de Desgaste.....	67
3.4.2 Avaliação dos Dados de Força	68
3.4.3 Avaliação dos Dados de Rugosidade	71
4 ANÁLISE DOS RESULTADOS.....	72
4.1 Ensaios com Ferramentas de Aço-Rápido sem Revestimento.....	73
4.1.1 Evolução das Marcas de Desgaste na Ferramenta	73
4.1.2 Comportamento da Força Resultante Máxima	76
4.1.3 Dados de Rugosidade	78
4.1.4 Considerações sobre os Resultados	79
4.2 Ensaios com Ferramentas de Aço-Rápido com Revestimento	80
4.2.1 Evolução das Marcas de Desgaste na Ferramenta	80

4.2.2 Comportamento da Força Resultante Máxima	84
4.2.3 Dados de Rugosidade	85
4.2.4 Considerações sobre os Resultados	87
4.3 Ensaio com Ferramentas de Metal-Duro sem Revestimento	88
4.3.1 Evolução das Marcas de Desgaste na Ferramenta	88
4.3.2 Comportamento da Força Resultante Máxima	92
4.3.3 Dados de Rugosidade	93
4.3.4 Considerações sobre os Resultados	94
4.4 Ensaio com Ferramentas de Metal-Duro com Revestimento	95
4.4.1 Evolução das Marcas de Desgaste na Ferramenta	95
4.4.2 Comportamento da Força Resultante Máxima	99
4.4.3 Dados de Rugosidade	100
4.4.4 Considerações sobre os Resultados	102
4.5 Análise em Função do Tipo de Meio Lubri-Refrigerante.....	103
4.5.1 Ensaio a Seco	103
4.5.2 Ensaio com Minimização de Óleo Vegetal.....	105
4.5.3 Ensaio com Minimização de Óleo Mineral.....	107
4.5.4 Ensaio com Emulsão.....	109
5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS	113
5.1 Conclusões.....	113
5.2 Sugestões para Futuros Trabalhos.....	115
6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	117
7 ANEXOS.....	125
7.1 Dados Técnicos da Máquina-Ferramenta Utilizada neste Experimento	125
7.2 Dados Técnicos da Plataforma Piezométrica Utilizada neste Experimento	125
7.3 Dados Técnicos para os Amplificadores Utilizados neste Trabalho.....	127
7.4 Especificações dos Meios Lubri-Refrigerantes Utilizados neste Trabalho	127
7.5 Dados Técnicos do Atomizador para Aplicação de Mínimas Quantidades de Fluido de Corte	129

LISTA DE FIGURAS

CAPÍTULO 2

Figura 1 - Exemplo da remoção de material no processo de fresamento	4
Figura 2 - Métodos de fresamento: a - Frontal, b - Periférico [14, 19, 25]	5
Figura 3 - Fresamento periférico: a - Discordante, b - Concordante, c - Simultâneo [25]	6
Figura 4 - Fresa de topo reto de haste cilíndrica [19, 25]	8
Figura 5 - Desgaste de flanco e cratera na cunha de uma fresa [2, 19, 26]	12
Figura 6 - Evolução da marca de desgaste no flanco da ferramenta em relação ao tempo de corte [16]	13
Figura 7 - Evolução da marca de desgaste no flanco da ferramenta em relação ao tempo de corte para várias velocidades de corte ($v_{c5} < v_{c4} < v_{c3} < v_{c2} < v_{c1}$) [16]	13
Figura 8 - Gráficos da vida da ferramenta em função da velocidade corte [16]	14
Figura 9 - Mecanismos básicos de desgaste no processo de fresamento: a - Abrasão, b - Adesão, c - Difusão, d - Oxidação, e - Fadiga térmica ou mecânica [16]	17
Figura 10 - Causas do desgaste na usinagem [26]	20
Figura 11 - Classificação das formas de desgaste [26]	26
Figura 12 - Grandezas geométricas para determinação do ângulo de engajamento ϕ_c e do comprimento de corte circular l_{cp} [4, 28]	26
Figura 13 - Variações do grau de recobrimento do gume : a - sem recobrimento, b - com recobrimento, c - fresamento uniforme [4, 28, 32, 46]	28

Figura 14 - Exemplo de variação da força de corte resultante em função das diferentes profundidades de corte axial a_p e radial a_e [46]	30
Figura 15 - Comportamento da força de corte em função da profundidade de corte axial a_p e da velocidade de avanço v_f [4].....	34
Figura 16 - Variação do diâmetro da fresa com a profundidade de corte radial a_e constante ($D_1 < D_2 < D_3$, $f_{z1} > f_{z2} > f_{z3}$ e $\varphi_{c1} > \varphi_{c2} > \varphi_{c3}$)	36
Figura 17 - Variação do diâmetro da fresa para um mesmo grau de sobreposição a_e/D ($D_1 < D_2 < D_3$, $a_{e1} < a_{e2} < a_{e3}$)	37
Figura 18 - Variação do comprimento de corte circular l_{cp} em função do diâmetro da fresa ($D_1 < D_2 < D_3$, $l_{cp1} < l_{cp2} < l_{cp3}$)	38
Figura 19 - Representação esquemática dos esforços ocorridos no gume em função do grau de sobreposição da operação: a - $a_e > 0,5D$, b - $a_e = 0,5D$, c - $a_e < 0,5D$	40
Figura 20 - Exemplo da aplicação de fluido de corte na operação de fresamento [24].....	43
Figura 21 - Exemplo dos desgastes presentes no gume da fresa devido os choques térmicos: a - Face, b - Flanco Principal	44
Figura 22 - Arranjo experimental para a investigação da utilização de mínimas quantidades de fluido de corte no processo de fresamento	50

CAPÍTULO 3

Figura 23 - Disposição dos corpos de prova na mesa da máquina-ferramenta.....	53
Figura 24 - Estratégia de usinagem em círculos para desgaste da ferramenta (vista superior)	54
Figura 25 - Processo de usinagem com a ferramenta de metal-duro (usinagem a seco).....	55
Figura 26 - Corpo de prova para medição das forças e da rugosidade (vista superior).....	56

Figura 27 - Fresa usinando o canal para aquisição dos dados de rugosidade.....	56
Figura 28 - Bancada experimental para execução dos experimentos.....	60
Figura 29 - Direções de aquisições dos sinais de força através da plataforma piezelétrica (ensaio a seco)	61
Figura 30 - Sistema de aquisição de imagens	62
Figura 31 - Meios lubri-refrigerantes ensaiados: a - Seco, b - MQFC 1, c - MQFC 2, d - Emulsão 6% [22]	64
Figura 32 - Reservatório e dispositivos de controle para aplicação das mínimas quantidades de fluido de corte vegetal	65
Figura 33 - Vista da face (a) e do flanco (b) no ensaio sem fluido.....	68
Figura 34 - Forças medidas durante a execução de um rasgo [19].....	69
Figura 35 - Comportamento da força resultante FR [22, 23]	70
Figura 36 - Visualização da direção longitudinal de medição da rugosidade nas superfícies concordante e discordante	71

CAPÍTULO 4

Figura 37 - Comportamento da marca de desgaste máxima no flanco principal $VB_{máx}$ para as fresas de aço-rápido sem revestimento nas diversas condições ensaiadas	74
Figura 38 - Comportamento da marca de desgaste máxima na face $KB_{máx}$ para as fresas de aço-rápido sem revestimento nas diversas condições ensaiadas	75
Figura 39 - Comportamento da força resultante máxima para as fresas de aço-rápido sem revestimento nas diversas condições ensaiadas.....	77

- Figura 40 - Comportamento da marca de desgaste máxima no flanco principal $VB_{m\acute{a}x}$ para as fresas de aço-rápido com revestimento nas diversas condições ensaiadas 81
- Figura 41 - Comportamento da marca de desgaste máxima na face $KB_{m\acute{a}x}$ para as fresas de aço-rápido com revestimento nas diversas condições ensaiadas..... 82
- Figura 42 - Marcas de desgaste máximo final para a ferramenta B4 após 171 cm³ de material removido por gume: a - Face; b - Flanco principal 83
- Figura 43 - Comportamento da força resultante máxima para as fresas de aço-rápido com revestimento nas diversas condições ensaiadas 84
- Figura 44 - Comportamento da marca de desgaste máxima no flanco principal $VB_{m\acute{a}x}$ para as fresas de metal-duro sem revestimento nas diversas condições ensaiadas 89
- Figura 45 - Comportamento da marca de desgaste máxima na face $KB_{m\acute{a}x}$ para as fresas de metal-duro sem revestimento nas diversas condições ensaiadas 90
- Figura 46 - Marcas de desgaste máximo final no flanco principal após 171 cm³ de material removido por gume: a - Fresa C2; b - Fresa C3 91
- Figura 47 - Marca de desgaste máximo final no flanco principal para a ferramenta C4 após 228 cm³ de material removido por gume 91
- Figura 48 - Comportamento da força resultante máxima para as fresas de metal-duro sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas 92
- Figura 49 - Comportamento da marca de desgaste máxima no flanco principal $VB_{m\acute{a}x}$ para as fresas de metal-duro com revestimento nas diversas condições ensaiadas 96
- Figura 50 - Comportamento da marca de desgaste máxima na face $KB_{m\acute{a}x}$ para as fresas de metal-duro com revestimento nas diversas condições ensaiadas..... 97

Figura 51 - Desgaste no flanco principal da ferramenta após 460 cm ³ de material removido por gume: a - Ensaio D4, b - Ensaio D5	98
Figura 52 - Comportamento da força resultante máxima para as fresas de metal-duro com revestimento nas diversas condições ensaiadas	100
Figura 53 - Comportamento do desgaste no flanco principal $VB_{m\acute{a}x}$ para os ensaios a seco com ferramentas de aço-rápido.	104
Figura 54 - Comportamento do desgaste no flanco principal $VB_{m\acute{a}x}$ para os ensaios a seco com ferramentas de metal-duro	105
Figura 55 - Comportamento do desgaste no flanco principal $VB_{m\acute{a}x}$ para os ensaios com minimização de óleo vegetal e ferramentas de aço-rápido.....	106
Figura 56 - Comportamento do desgaste no flanco principal $VB_{m\acute{a}x}$ para os ensaios com minimização de óleo vegetal e ferramentas de metal-duro.....	107
Figura 57 - Comportamento do desgaste no flanco principal $VB_{m\acute{a}x}$ para os ensaios com minimização de óleo mineral e ferramentas de aço-rápido	108
Figura 58 - Comportamento do desgaste no flanco principal $VB_{m\acute{a}x}$ para os ensaios com minimização de óleo mineral e ferramentas de metal-duro	109
Figura 59 - Comportamento do desgaste no flanco principal $VB_{m\acute{a}x}$ para os ensaios com emulsão como fluido de corte e ferramentas de aço-rápido.....	110
Figura 60 - Comportamento do desgaste no flanco principal $VB_{m\acute{a}x}$ para os ensaios com emulsão como fluido de corte e ferramentas de metal-duro.....	111

CAPÍTULO 5

Figura 61 - Volume de material removido por gume da fresa de aço-rápido sem revestimento nas condição a seco e com minimização de fluido de corte ao final de cada teste com sua respectiva marca de desgaste de flanco $VB_{m\acute{a}x}$	114
--	-----

LISTA DE TABELAS

CAPÍTULO 2

Tabela 1 - Principais fatores de influência nos parâmetros de Taylor [16, 26, 29, 30]	15
Tabela 2 - Principais características para uma ferramenta de corte [16, 26, 29].....	20

CAPÍTULO 3

Tabela 3 - Condições de usinagem para as ferramentas de aço-rápido sem revestimento	57
Tabela 4 - Condições de usinagem para as ferramentas de aço-rápido com revestimento	57
Tabela 5 - Condições de usinagem para as ferramentas de metal-duro sem revestimento	58
Tabela 6 - Condições de usinagem para as ferramentas de metal-duro com revestimento	58
Tabela 7 - Especificações para as medições da rugosidade.....	63
Tabela 8 - Seqüência de execução dos ensaios	67

CAPÍTULO 4

Tabela 9 - Rugosidade R_a nas superfícies concordante e discordante para as fresas de aço-rápido sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas	78
Tabela 10 - Rugosidade R_q nas superfícies concordante e discordante para as fresas de aço-rápido sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas	78

Tabela 11 - Rugosidade R_z nas superfícies concordante e discordante para as fresas de aço-rápido sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas	79
Tabela 12 - Rugosidade $R_{máx}$ nas superfícies concordante e discordante para as fresas de aço-rápido sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas.....	79
Tabela 13 - Rugosidade R_a nas superfícies concordante e discordante para as fresas de aço-rápido com revestimento, nas diversas condições ensaiadas.....	85
Tabela 14 - Rugosidade R_t nas superfícies concordante e discordante para as fresas de aço-rápido com revestimento, nas diversas condições ensaiadas.....	86
Tabela 15 - Rugosidade R_z nas superfícies concordante e discordante para as fresas de aço-rápido com revestimento, nas diversas condições ensaiadas.....	86
Tabela 16 - Rugosidade $R_{máx}$ nas superfícies concordante e discordante para as fresas de aço-rápido com revestimento, nas diversas condições ensaiadas	86
Tabela 17 - Rugosidade R_a nas superfícies concordante e discordante para as fresas de metal-duro sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas	93
Tabela 18 - Rugosidade R_t nas superfícies concordante e discordante para as fresas de metal-duro sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas	94
Tabela 19 - Rugosidade R_z nas superfícies concordante e discordante para as fresas de metal-duro sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas	94
Tabela 20 - Rugosidade $R_{máx}$ nas superfícies concordante e discordante para as fresas de metal-duro sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas.....	94
Tabela 21 - Rugosidade R_a nas superfícies concordante e discordante para as fresas de metal-duro sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas	101
Tabela 22 - Rugosidade R_t nas superfícies concordante e discordante para as fresas de metal-duro sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas	101

Tabela 23 - Rugosidade R_z nas superfícies concordante e discordante para as fresas de metal-duro sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas	101
Tabela 24 - Rugosidade $R_{máx}$ nas superfícies concordante e discordante para as fresas de metal-duro sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas.....	102

LISTA DE REDUÇÕES

ABREVIATURAS

apud	_____	Citado por, conforme ou segundo
et al.	_____	Mais de três autores

SIGLAS

AR	_____	Aço-Rápido
CBN	_____	Nitreto de Boro Cúbico
CNC	_____	Controle Numérico Computadorizado
CVD	_____	Chemical Vapour Deposition
DIN	_____	Deutsche Industrie-Norm
HSC	_____	High Speed Cutting
HSM	_____	High Speed Machining
HSP	_____	High Speed Performance
LMP	_____	Laboratório de Mecânica de Precisão
MD	_____	Metal-Duro
MQFC	_____	Mínima Quantidade de Fluido de Corte
PVD	_____	Physical Vapour Deposition
QRFC	_____	Quantidade Reduzida de Fluido de Corte
SAE	_____	Society of Automotive Engineers
UFSC	_____	Universidade Federal de Santa Catarina

SÍMBOLOS

κ	[°]	Âng. de Incidência do Gume Principal
----------	-----	--------------------------------------

λ	[°]	Ângulo de Hélice do Gume Principal
γ'_p	[°]	Ângulo de Saída Passivo do Gume Secundário
α'_{p1}	[°]	1° Âng. de Incidência Passivo do Gume Secundário
α'_{p2}	[°]	2° Âng. de Incidência Passivo do Gume Secundário
κ'_r	[°]	Âng. de Direção do Gume Secundário
γ_0	[°]	Ângulo de Saída Ortogonal do Gume Principal
α_{03}	[°]	3° Âng. de Incidência Ortogonal do Gume Principal
φ_c	[°]	Ângulo de Engajamento
$1-m_c$	_____	Expoente de Kienzle
a_e	[mm]	Profundidade de Corte Radial
Al_2O_3	_____	Óxido de Alumínio
a_p	[mm]	Profundidade de Corte Axial
$b_{\alpha 1}$	[°]	Largura do 1° Flanco Cilíndrico
$b_{\alpha 2}$	[°]	Largura do 2° Flanco Detalonado
C	_____	Carbono
Co	_____	Cobalto
D	[mm]	Diâmetro da Fresa
d_1	[mm]	Diâmetro dos Gumes
d_2	[mm]	Diâmetro da Haste
F_c	[N]	Força de Corte
Fe	_____	Ferro
FR	[N]	Força Resultante
F_x	[N]	Força na Direção X
F_y	[N]	Força na Direção Y
f_z	[mm]	Avanço por Gume
F_z	[N]	Força na Direção Z
h_m	[mm]	Espessura Média do Cavaco
K	_____	Relação de Desgaste
$k_{cl.1}$	[N/mm ²]	Força Específica de Corte
KM	[mm]	Afastamento Médio da Cratera
KT	[mm]	Profundidade de Cratera

l_1	[mm]	Comprimento Total
l_2	[mm]	Comprimento dos Gumes
l_3	[mm]	Comprimento da Haste
l_{cp}	[mm]	Comprimento de Corte Circular
l_s	[mm]	Comprimento do Gume em Ação para $\lambda \neq 0^\circ$
l_{sg}	[mm]	Comprimento do Gume em Ação para $\lambda = 0^\circ$
l_t	[mm]	Comprimento Total dos Gumes em Ação
N	[N]	Newton
n	[rpm]	Rotação do Fuso da Máquina-Ferramenta
N	_____	Nitrogênio
O	_____	Oxigênio
P_c	[kW]	Potência de Corte
Q	[mm ³ /min]	Taxa de Usinagem
R	[mm]	Raio
R_a	[μ m]	Rugosidade Média Aritmética
$R_{máx}$	[μ m]	Profundidade Máxima dentre as 5 Partes
R_t	[μ m]	Rugosidade Máxima entre Cumes (Inferior e Superior)
R_z	[μ m]	Profundidade Média das Distâncias entre Cumes num Comprimento de Medição Dividido em 5 Partes Iguais
SV_γ	[mm]	Deslocamento do Gume Medido sobre a face da Ferramenta
SV_α	[mm]	Deslocamento do Gume Medido sobre o Flanco da Ferramenta
t	[s]	Tempo
T_f	[min]	Vida da Ferramenta em Função do Avanço
Ti6Al4V	_____	Liga de Titânio Comercial
TiAlCN	_____	Titânio-Alumínio-Carbono-Nitreto
TiAlN	_____	Titânio-Alumínio-Nitreto
TiAlNbN	_____	Titânio-Alumínio-Nióbio-Nitreto
TiC	_____	Carboneto de Titânio
TiCN	_____	Carbonitreto de Titânio
TiN	_____	Nitreto de Titânio
U_t	_____	Divisão Periférica

V	[V]	Volts
VB	[mm]	Desgaste Médio de Flanco
VB _{máx}	[mm]	Desgaste Máximo de Flanco
v _c	[m/min]	Velocidade de Corte
v _f	[mm/min]	Velocidade de Avanço
z	_____	Número de Gumes
z _{ie}	_____	Número de Gumes em Ação

1 INTRODUÇÃO

A usinagem é um dos mais importantes processos de fabricação da indústria mecânica. Embora pareça simples, é muito complexa sua otimização para se obter bons resultados de trabalho, pois são muitas as variáveis envolvidas [1]. Neste sentido, apenas a seleção otimizada de ferramentas e de máquinas-ferramentas para realizar uma operação desejada não é condição para tornar um processo de usinagem mais rentável. Para isso há a necessidade de se determinar parâmetros de corte e meios lubri-refrigerantes adequados, de maneira a resolver os problemas específicos inerentes às peculiaridades de cada operação.

Dentre os vários processos de usinagem destaca-se o fresamento, pela sua grande versatilidade e por permitir altas taxas de remoção de material. Entre os tipos de fresamento o de topo é o mais utilizado atualmente pelas empresas, principalmente por apresentar grande disponibilidade de geometria de ferramenta e boa capacidade para fresar formas complexas. Constata-se este fato especialmente na fabricação de cavidades para moldes e matrizes, onde o fresamento de topo é largamente aplicado [2, 3, 4, 5].

Além do fresamento convencional outras tecnologias vêm sendo utilizadas com sucesso nos meios industriais, tais como o fresamento com alta velocidade de corte (HSC - *high speed cutting*), fresamento com alta taxa de remoção de material (HSM - *high speed machining*) e fresamento com alta produtividade (HSP - *high speed performance*). Nestas tecnologias a interação entre máquina-ferramenta, comando numérico, dispositivos de fixação da peça e a própria ferramenta devem ser otimizadas para permitir um rendimento aceitável do conjunto; caso contrário, estes processos podem ser subutilizados [6, 7, 8, 9, 10, 11, 12].

Também de grande importância é a tendência atual de evolução da qualidade das ferramentas através da utilização de fresas de metal-duro com granulometria extra fina e do surgimento de novos tipos de revestimentos, ambas impulsionadas basicamente pela necessidade de incremento da velocidade de corte, pelas novas ligas de materiais a serem usinadas e pela necessidade de redução dos custos de produção. Estas novas tecnologias acarretam num aumento significativo da vida da ferramenta, através da maior resistência térmica e mecânica atribuída à superfície do gume e da maior tenacidade proporcionada ao

substrato da fresa. Porém, o custo inicial destas ferramentas é elevado e para assegurar seus benefícios em termos econômicos é fundamental, novamente, que as condições de usinagem sejam muito bem determinadas [10, 13, 14, 15, 16, 17, 18].

Além da otimização de máquinas, ferramentas e parâmetros de corte, outra crescente tendência mundial é a preocupação das indústrias quanto aos aspectos ecológicos da produção. Por esta razão o uso de fluidos de corte vem sendo reavaliado. Atualmente a maioria das indústrias nacionais utiliza fluidos de corte convencionais na sua produção, o que comprovadamente provoca danos ao ser humano e ao meio ambiente. Neste contexto, o operador é o principal afetado pela toxicidade destes produtos, podendo vir a desenvolver várias doenças de pele, pulmão e alguns tipos de câncer [19, 20].

Nos últimos anos o consumo de energia, a poluição do meio ambiente e os resíduos industriais têm despertado especial atenção por parte das autoridades públicas. Motivados pela pressão dos órgãos ambientais, os governantes têm elaborado leis cada vez mais rigorosas no sentido de proteger o meio ambiente e preservar os recursos energéticos. Desta maneira, a necessidade de investigar a eliminação ou minimização do emprego de fluidos de corte vem crescendo na medida que os aspectos ecológicos tornam-se fundamentais dentro da estratégia de produção das empresas. Assim sendo, observa-se o trabalho intenso dos ambientalistas para minimizar os danos causados pelas indústrias ao meio ambiente, para estabilizar ou reduzir os atuais níveis de destruição ambiental que vem ocorrendo nas últimas décadas. Dentre estes esforços aparece como uma das principais propostas, a tentativa de atingir a "Produção Verde", que significa produção sem agressões ao meio ambiente; isto é, fazer com que os atuais processos produtivos ocorram dentro de uma política de preservação ambiental [19, 20]. Logo, a tendência para reduzir ou eliminar os volumes de fluido de corte utilizados nos processos de usinagem com ferramentas de geometria definida fica especialmente reforçada sob o ponto de vista ecológico. No entanto, por estar em fase inicial de investigação, existem ainda muitos problemas a serem estudados e resolvidos. As primeiras pesquisas indicam que é possível usinar a seco em muitos casos, entretanto não é possível usinar totalmente a seco em todos os processos. Todavia, porém, é possível reduzir a quantidade de fluido de corte reforçando algumas características fundamentais a cada processo [20, 21, 22, 23, 24].

Diante desta nova tendência, a necessidade de avaliação das características do processo de fresamento de topo sob influência das condições de corte e dos aspectos gerais

da utilização de cada meio lubri-refrigerante é fundamental para assegurar um desempenho adequado ao processo. Assim sendo, o objetivo principal deste trabalho será a avaliação do desempenho de 4 meios lubri-refrigerantes distintos no processo de fresamento de rasgos com fresas de topo reto. As condições analisadas são a usinagem a seco, o fresamento com aplicação de mínimas quantidades de óleo vegetal, o fresamento com aplicação de mínimas quantidades de óleo mineral e o processo com adução abundante de emulsão como fluido de corte. A usinagem a seco foi escolhida pois é a condição ecologicamente ideal de trabalho, como também a de menor custo em termos econômicos. A utilização de mínimas quantidades de fluido foi selecionada em função da característica do pequeno impacto ambiental que esta condição provoca nos casos em que o fluido é indispensável. No entanto, fez-se necessária também a avaliação da condição de usinagem com emulsão para obter um parâmetro que possibilite a comparação entre os demais meios lubri-refrigerantes estudados neste experimento e a condição atual de trabalho.

Para tanto, visando obter estas informações, foram selecionados 4 tipos de fresas para integrar o lote de ferramentas a serem testadas, quais sejam, aço-rápido e metal-duro com e sem revestimento de carbonitreto de titânio (TiCN). O material a ser usinado é o aço SAE 1040. A avaliação do rendimento de cada meio lubri-refrigerante no processo de fresamento para cada lote testado ocorre através das marcas de desgaste ocorridas no gume da fresa e do comportamento dos esforços de usinagem no decorrer da vida da ferramenta. O estudo do desgaste visa a determinação da forma com que este se processa e evolui ao longo de um volume de material removido, observando os diferentes tipos de desgaste ocorridos em cada ferramenta sob cada meio lubri-refrigerante utilizado nestes experimentos.

O objetivo secundário deste trabalho será a análise da eficiência do revestimento carbonitreto de titânio (TiCN) depositado através do processo PVD (*physical vapour deposition*) nos diferentes materiais de ferramentas utilizados sob os vários meios lubri-refrigerantes testados. As ferramentas de aço-rápido sem e com revestimento têm a mesma geometria, assim como as fresas de metal-duro, viabilizando a avaliação do revestimento. Esta avaliação será realizada em função novamente das marcas de desgaste ocorridas na ferramenta e dos esforços de usinagem, ambos em função do volume de material removido por gume da fresa.

2 ESTADO DA ARTE

O fresamento é um processo de usinagem no qual a remoção de material da peça se realiza de modo intermitente, pelo movimento relativo entre peça e ferramenta, através de um ou mais gumes em ação no corte (Fig. 1). As vantagens do processo residem na variedade de formas que podem ser produzidas, na qualidade das superfícies geradas, nas altas taxas de remoção de cavacos (alta produtividade) e na disponibilidade de ampla variedade de ferramentas, que podem ser construídas ou associadas para produzir superfícies bastante complexas [2, 4, 13, 19, 25].

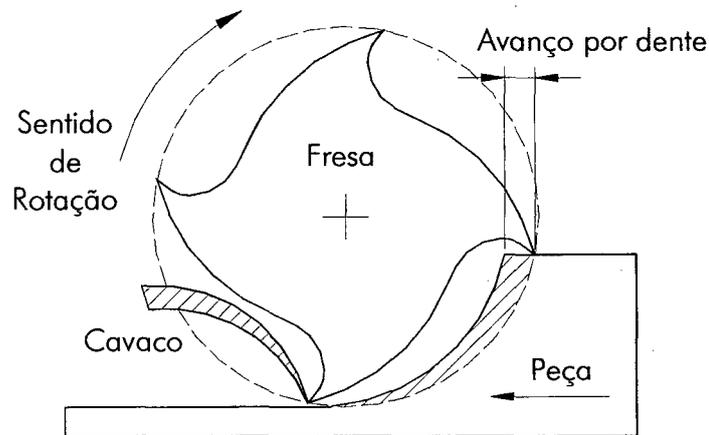


Figura 1 - Exemplo da remoção de material no processo de fresamento.

De modo geral, tanto a peça como a ferramenta podem assumir movimentos relativos, independentes ou combinados, permitindo a realização de um ampla variedade de operações, gerando superfícies planas ou curvas, ranhuras, ressaltos, roscas, engrenagens e outras configurações possíveis [2, 4, 13, 19, 25].

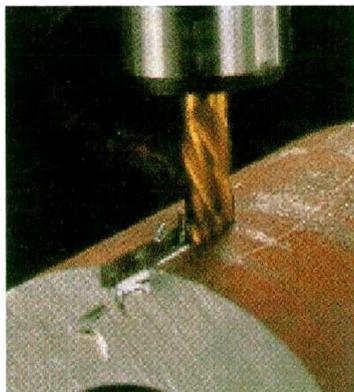
2.1 Métodos de Fresamento

O processo básico de formação de cavaco no fresamento é similar aos outros processos da usinagem, onde o gume afiado da fresa penetra na peça removendo uma camada de material. Contudo, o fresamento apresenta algumas diferenças em relação aos processos de torneamento e furação. Praticamente toda a operação de fresamento consiste em corte interrompido, onde cada gume ou inserto atua num tempo igual ou inferior à

metade do tempo necessário para a ferramenta completar uma revolução. A espessura do cavaco produzido pelo gume ou inserto varia constantemente devido ao movimento de rotação da fresa e de avanço da peça ou da própria ferramenta [4, 14, 19, 25].

Neste sentido, os métodos de fresamento podem ser divididos em dois grupos básicos principais: periférico e frontal (Fig. 2). Outros métodos são variações ou combinações destes dois e dependem do tipo de peça e ferramenta utilizados [14, 19, 25].

No fresamento periférico (fresamento de topo), a superfície usinada é gerada por dentes ou insertos posicionados na periferia da fresa, e é geralmente um plano paralelo ao eixo da ferramenta. Operações para produção de relevos ou perfis estão incluídas neste método. A seção transversal da superfície fresada corresponde ao perfil da fresa na direção do eixo de rotação (Fig. 2a)[14, 19, 25].



(a)



(b)

Figura 2 - Métodos de fresamento: a - Periférico, b - Frontal [14, 19, 25].

No fresamento frontal, a superfície usinada resulta da ação combinada dos gumes localizados na periferia e na face frontal da fresa, estando geralmente em ângulo reto ao eixo da ferramenta. Normalmente a superfície fresada é plana, sem qualquer relação com o contorno dos dentes (Fig. 2b) [14, 19, 25].

De acordo com a direção de corte e de avanço, distinguem-se ainda o fresamento concordante e o discordante no caso de fresamento periférico (Fig. 3). No concordante os movimentos de corte e de avanço têm o mesmo sentido, iniciando-se o corte com a espessura máxima de cavaco. No fresamento discordante os movimentos de corte e de avanço têm sentidos opostos, iniciando-se o corte com a espessura mínima de cavaco. No caso do eixo da fresa interceptar a peça, tem-se simultaneamente fresamento concordante e

discordante. Isto ocorre geralmente no processo de fresamento frontal (Fig. 3) [14, 25, 26, 27].

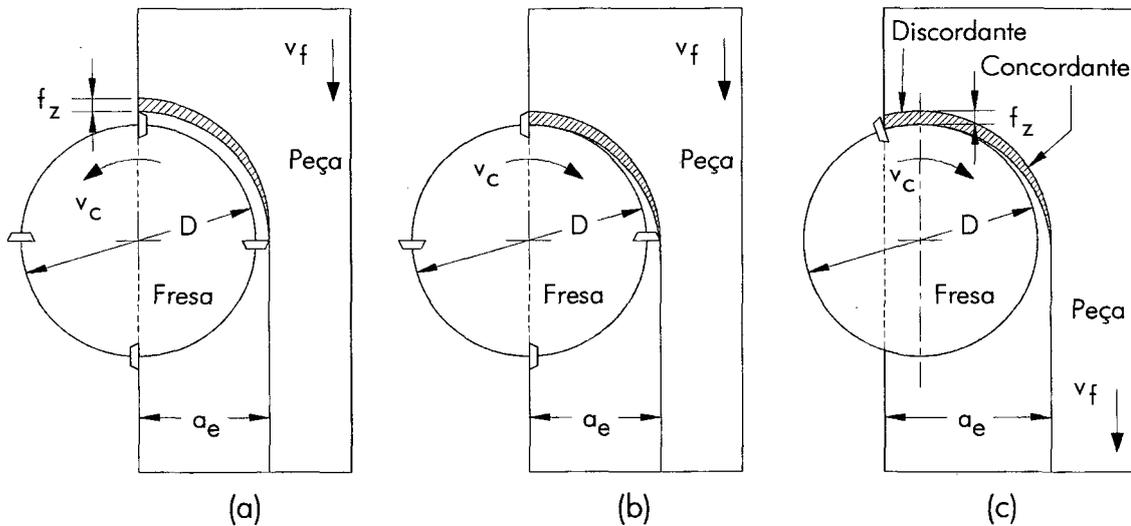


Figura 3 - Fresamento periférico: a - Discordante, b - Concordante, c - Simultâneo [25].

No fresamento discordante a espessura inicial de corte é teoricamente zero. Assim, inicialmente uma camada de material é encruada pela compressão da ferramenta. Somente quando é atingida uma espessura mínima de corte é que se inicia a remoção de material. O resultado disso é o desgaste abrasivo sofrido pelo flanco principal da fresa que atrita sobre uma camada de material endurecido pelo dente anterior, reduzindo assim a vida da ferramenta. Além disso, cavacos ficam ocasionalmente aderidos no dente da fresa, podendo provocar sua quebra quando o mesmo entrar novamente na peça [14, 25, 26].

As vantagens do fresamento concordante em relação ao discordante são as seguintes:

- A resultante das forças empurra a peça contra a sua fixação na mesa, minimizando a possibilidade de vibração;
- Menor desgaste e, por conseqüência, maior vida da ferramenta;
- Melhor qualidade superficial gerada, devido ao movimento relativo entre as velocidades de avanço e de corte;
- Menor potência de avanço;
- Menor caminho percorrido pelo gume. Embora não seja algo óbvio, a redução é, em média, da ordem de 3%, com redução correspondente do nível de desgaste [19, 25].

Apesar das várias vantagens do fresamento concordante, existem casos em que ele não pode ser utilizado, como:

- Quando existe folga no fuso da mesa da máquina-ferramenta;
- Quando a superfície da peça tiver resíduo de areia de fundição, for muito irregular ou o material for proveniente de processos de forjamento [19, 25].

Normalmente, no fresamento de topo utilizam-se ferramentas que são usadas para facear, ranhurar, executar bolsões, rebaixos, matrizes, gravações, rasgos de todos os tipos e tamanhos, fresar contornos, etc. Este tipo de fresa corta tanto na periferia como na parte frontal, podendo ser usadas em fresadoras horizontais e verticais. Estas fresas podem ser de corte à direita ou de corte à esquerda, com ranhuras retas ou em hélice direita ou hélice esquerda. Se o corte se efetua simultaneamente na periferia e na parte frontal, a direção de corte e da hélice devem ter nomes iguais (usualmente corte à direita e hélice direita), pois desta forma os cavacos são puxados para cima, gerando-se porém uma força axial que tende a tirar a ferramenta de seu suporte (cone ou mandril). Neste caso, há necessidade de uma fixação eficiente, quer por um maior aperto no mandril, no caso de fresas de haste cilíndrica, quer por meio de um parafuso de fixação encaixado no furo roscado, existente para tal fim, na parte traseira das fresas de haste cônica [19, 25, 26, 28].

A face frontal das fresas de topo pode ser plana (topo reto) ou semi-esférica e o número de dentes depende do material a ser usinado, da forma da peça a ser gerada, assim como do diâmetro da ferramenta [19, 25, 26, 28].

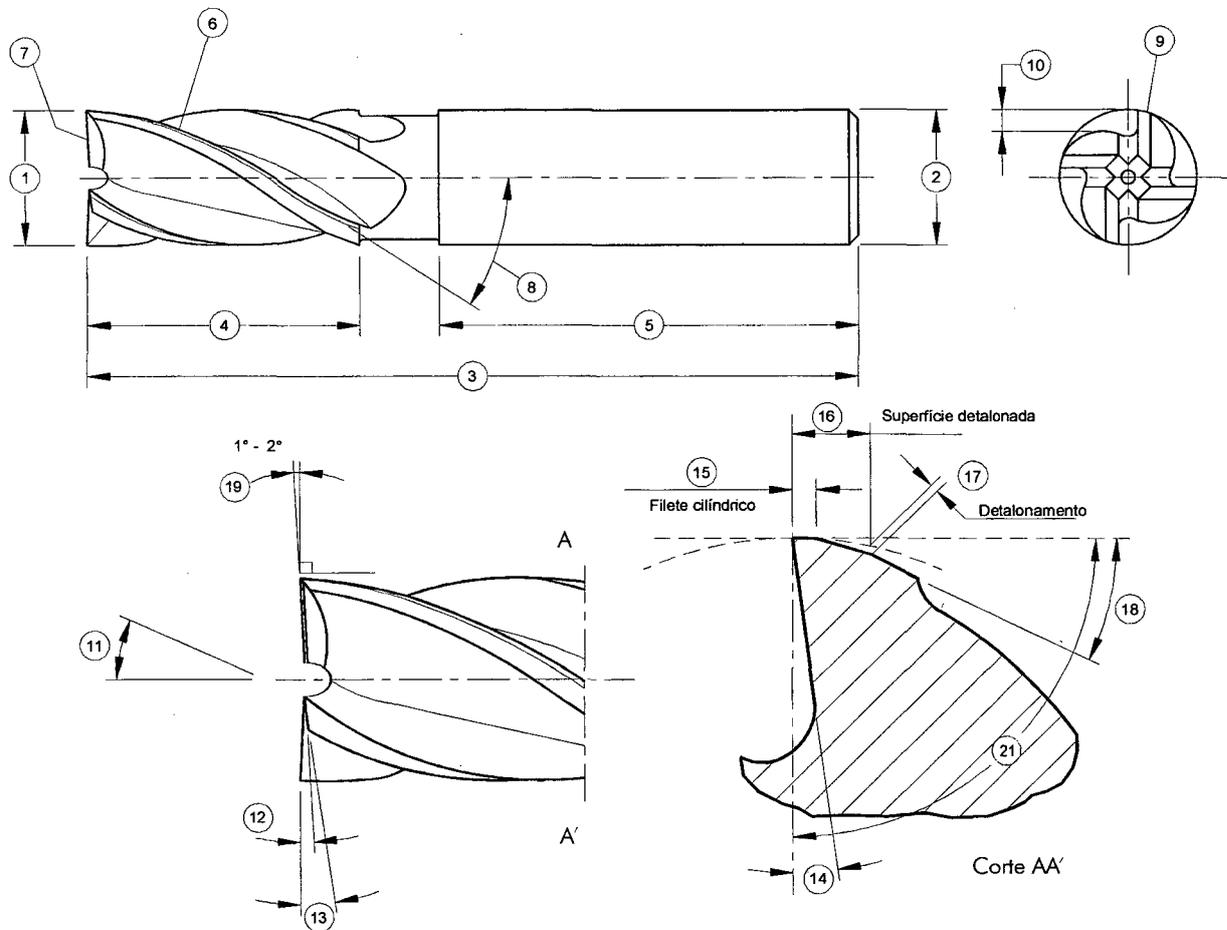
2.2 Fresamento de Topo Reto

Conforme a norma DIN 844, as fresas de topo reto apresentam de 2 a 10 gumes, dependendo do diâmetro. Os elementos dimensionais e os ângulos principais estão indicados na figura 4 [19, 25, 26, 28].

Os gumes secundários em geral não se estendem até o centro da fresa. No caso de encomenda especial, com gumes de topo estendendo-se até o centro, a fresa é caracterizada pela letra M na sua especificação [19, 25, 26, 28].

No fresamento de contornos, em que são usados apenas os gumes periféricos, as direções de corte e da hélice devem ser opostas (fresamento concordante), pois assim gera-

se uma força axial que aumenta a fixação da fresa no cone de suporte e uma melhor qualidade superficial [25, 28].



- | | |
|---|---|
| 1: d_1 (diâmetro dos gumes) | 11: γ'_p (âng. de saída passivo do gume secundário) |
| 2: d_2 (diâmetro da haste) | 12: α'_{p1} (1° âng. de incidência passivo do gume secundário) |
| 3: l_1 (comprimento total) | 13: α'_{p2} (2° âng. de incidência passivo do gume secundário) |
| 4: l_2 (comprimento dos gumes) | 14: γ° (ângulo de saída ortogonal do gume principal) |
| 5: l_3 (comprimento da haste) | 15: b_{α_1} (largura do 1° flanco cilíndrico) |
| 6: gume principal (periférico) | 16: b_{α_2} (largura do 2° flanco detalonado) |
| 7: gume secundário (de topo) | 17: valor do detalonamento |
| 8: λ (ângulo de hélice do gume principal) | 18: α_{03} (3° âng. de incidência ortogonal do gume principal) |
| 9: dente | 19: κ' (ângulo de direção do gume secundário) |
| 10: altura do dente | 20: z (número de gumes) |
| | 21: κ (ângulo de incidência do gume principal) |

Figura 4 - Fresa de topo reto de haste cilíndrica [19, 25].

Fresas com comprimento grande e em balanço levam à instabilidade na usinagem, especialmente devido à flexão da ferramenta, o que conduz a erros de forma na peça. A otimização da geometria da parte ativa da ferramenta e das condições de corte permite manter estes erros dentro de limites aceitáveis [19, 25, 26, 28].

Neste contexto, devem ser atendidas as seguintes condições no fresamento de topo reto:

- Pequena carga sobre cada dente individual;
- Bom grau de sobreposição em função da operação executada;
- Passo grande para dar alojamento aos cavacos [19, 25, 26, 28].

2.2.1 Características construtivas das fresas de topo reto

Quanto às características construtivas, as fresas de topo reto podem ser sólidas, com insertos ou gumes soldados ou ainda com insertos intercambiáveis. Os insertos soldados podem ser de aço-rápido (AR) ou, na maioria das vezes, metal-duro (MD), e os intercambiáveis são geralmente de metal-duro, CBN (Nitreto de Boro Cúbico) e em alguns casos de Cermet, que são metais-duros com base em TiC e TiN. As fresas sólidas são feitas de aço rápido ou metal-duro.

Fresas sólidas de aço-rápido são as de menor custo e disponíveis na maior variedade de tipos e tamanhos. São adequadas a uma ampla gama de aplicações, com a possível exceção à usinagem de materiais de difícil usinabilidade. Normalmente este tipo de fresa é melhor para pequenos diâmetros e pequena produção. Uma desvantagem é a redução da dureza dos gumes com o aumento da temperatura de fresamento. Pode-se utilizar também aço-rápido com adição de até 10% de cobalto, aumentando a resistência a quente e ao desgaste. Contudo este tipo de ferramenta tem custo mais elevado e, por ser mais frágil, exige fixação mais cuidadosa. Pode-se encontrar também fresas de aço-rápido produzidas por metalurgia do pó [14, 19, 25, 26, 28].

As ferramentas de aço-rápido e metal-duro são freqüentemente revestidas por uma ou mais camadas de material mais duro, que servem para aumentar a resistência da fresa aos choques térmicos, choques mecânicos e aos mecanismos de desgaste, melhorando assim o tempo de vida da fresa. O revestimento múltiplo é geralmente aplicado com o objetivo de associar as propriedades e vantagens que cada elemento possui, elevando ainda

mais o desempenho da ferramenta. A aplicação do revestimento é realizada através da precipitação destes materiais duros na fase de vapor, seguida da sua deposição ao substrato da ferramenta. Este processo pode ser realizado por dois métodos, PVD (*Physical Vapour Deposition*) e CVD (*Chemical Vapour Deposition*) [13, 18].

As informações básicas sobre os vários tipos de fresamento, os diversos materiais de ferramenta atualmente utilizados nos processos de usinagem e as vantagens de cada material de revestimento, encontram-se amplamente difundidas na literatura através de artigos, dissertações, teses e livros. Considerando este fato, serão apresentados e discutidos com mais profundidade na continuidade deste capítulo, os fenômenos relacionados à vida da ferramenta, aos tipos e mecanismos de desgaste que ocorrem no gume da ferramenta, às forças de usinagem envolvidas na dinâmica de corte e uma abordagem sobre a rugosidade final das peças usinadas pelo processo de fresamento.

2.3 Vida da Ferramenta no Fresamento

De acordo com König [26], Stemmer [29] e Lourenço [30], a vida de uma ferramenta pode ser definida como sendo o tempo em que a mesma trabalha efetivamente, sem perder o corte ou até que se atinja um critério de fim de vida previamente estabelecido. O fim da vida de uma fresa pode ser atingido através de vários fatores, entre eles os mais usuais são:

- Quebra do gume;
- Desgaste excessivo do flanco ou da face da ferramenta;
- Temperaturas excessivas atingidas na interface cavaco/ferramenta;
- Tolerâncias dimensionais da peça não são mais possíveis de se obter;
- Acabamento da peça não é mais satisfatório;
- Aumento excessivo das forças de usinagem [13, 16, 26, 29, 30].

Através do controle destes fatores numa operação de usinagem, pode-se saber quando a fresa deve ser substituída ou reafiada, se possível. A quantificação da vida da ferramenta pode então ser determinada através de vários critérios, como:

- Tempo total de trabalho;
- Percurso de corte;

- Volume de material removido;
- Número de peças produzidas;
- Nível da marca de desgaste;
- Ou da melhor maneira que se adaptar ao tipo de operação em processo [13, 16, 29].

Esses critérios usualmente variam com o tipo de operação que está sendo executada, desbaste, semi-acabamento ou acabamento. Contudo, quando o fim da vida é atingido, a ferramenta ou os insertos são trocados ou reafiados, antes que algum dano ou quebra catastrófica do gume ocorra e comprometa a qualidade final da peça ou a integridade de partes da máquina-ferramenta. Assim, o controle do desgaste no gume da ferramenta é essencial para maximizar o tempo de uso da fresa, aumentando sua produtividade [16].

Nesse sentido, são vários os mecanismos de desgaste que atuam simultaneamente no fresamento, em especial a fadiga por choques térmicos e mecânicos devido à dinâmica do corte interrompido. Esses mecanismos causam principalmente os desgastes nas formas de lascamento, trincamento ou quebra do gume. Para quantificá-los, utilizam-se os parâmetros de padrão internacional para medição da marca de desgaste no flanco VB e $VB_{máx}$ e na cratera KB, KM e KT [13, 16, 26, 29].

Durante a usinagem a cunha é submetida a um desgaste que depende da forma de solicitação e da duração da utilização da ferramenta. A figura 5 mostra as formas de desgaste mais freqüentes na cunha de uma fresa. A ferramenta representada na figura está desgastada na face e no flanco principal. O desgaste no flanco secundário é geralmente desprezado no fresamento de topo, já que não ocorre corte de material com este flanco no topo da fresa. Na prática, os desgastes mais medidos e mais verificados são o desgaste de flanco principal VB e a largura da marca de cratera na face KB, que são empregados como critérios de fim de vida [2, 19, 26].

As grandezas de desgaste a serem medidas estão representadas esquematicamente na figura 5. Distingue-se a marca de desgaste médio de flanco (VB), o desgaste máximo de flanco ($VB_{máx}$), o deslocamento do gume medido sobre o flanco principal da ferramenta ($SV\alpha$) e o deslocamento do gume medido sobre a face ($SV\gamma$). Na face é medida a largura de cratera (KB), a marca de desgaste máximo ($KB_{máx}$), a profundidade de cratera (KT) e o afastamento médio da cratera (KM), entre os quais pode ser determinada ainda a relação de desgaste $K = KT/KM$ [2, 19, 26].

Todavia, a ocorrência de desgaste de cratera indica que a velocidade de corte é excessiva, acarretando assim o fim de vida precoce da ferramenta por colapso catastrófico. Logo, essa forma de desgaste deve ser evitada no intuito de aumentar a vida da fresa.

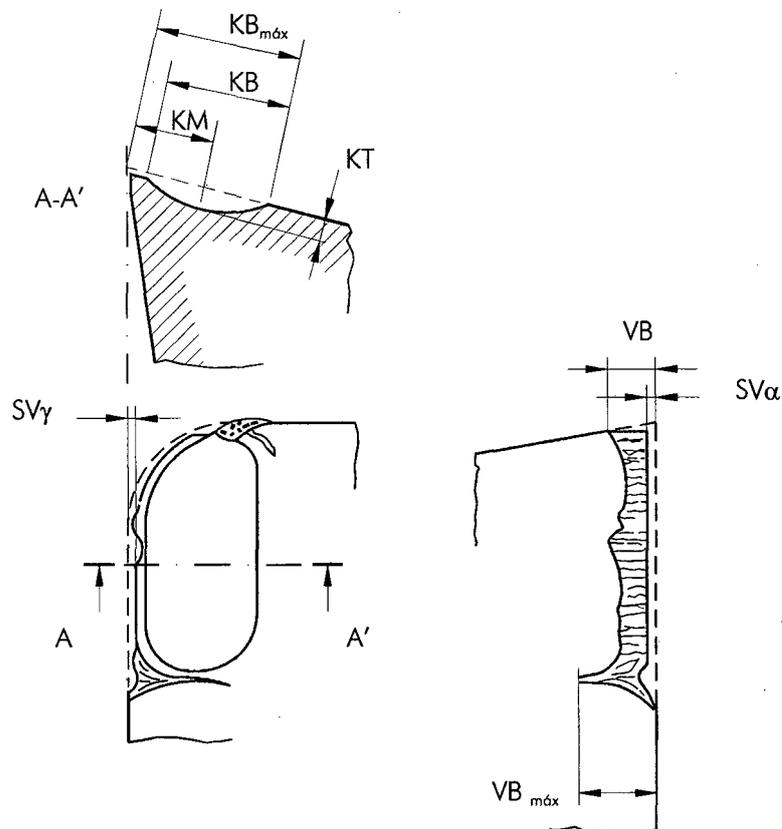


Figura 5 - Desgaste de flanco e cratera na cunha de corte [2, 19, 26].

No fresamento, o desgaste de flanco é predominante e na maioria das vezes é utilizado para a análise e comparação dos resultados experimentais. O desgaste de cratera é de difícil avaliação e possui pouca ocorrência neste caso, pois a ferramenta não possui tenacidade suficiente para suportar os choques inerentes do processo [10, 31, 32, 33].

A quantificação dos níveis de desgaste para cada condição é realizada através das curvas de vida da ferramenta que relacionam a marca de desgaste com o tempo de corte do gume (Fig. 6). Este desgaste não apresenta um comportamento linear em função do tempo de corte, mas tipicamente um crescimento inicial moderado e então uma rápida ascensão, isto devido ao incremento acelerado na taxa de formação de avarias no gume [16].

Para se obter a curva de vida da ferramenta, são necessárias curvas auxiliares que forneçam o desgaste da ferramenta em função do tempo para várias velocidades de corte, como aquelas apresentadas na figura 7. Segundo Taylor apud. Stemmer [29], esta

metodologia é válida para ambos os desgastes, de flanco e de cratera. Observa-se nestas curvas que com a diminuição da velocidade de corte, mantendo as outras condições constantes, o tempo de vida para a ferramenta é maior para uma mesma marca de desgaste [16, 26, 29, 30].

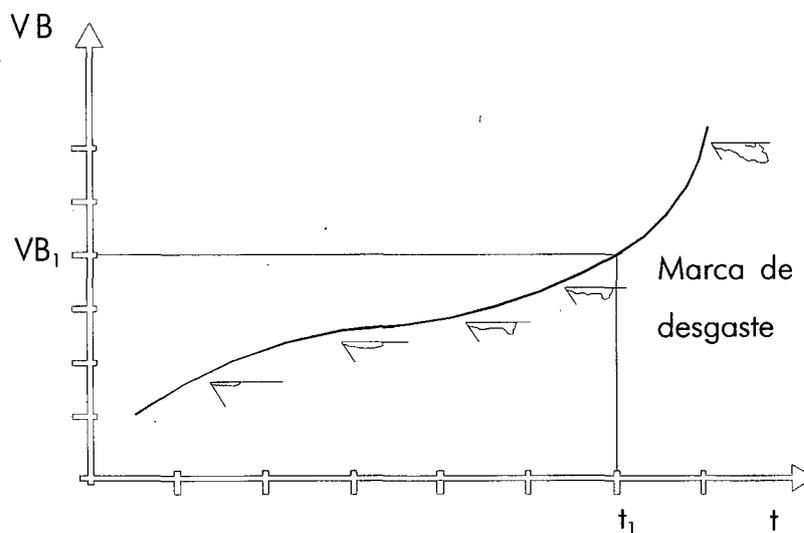


Figura 6 - Evolução da marca de desgaste no flanco da ferramenta em relação ao tempo de corte [16].

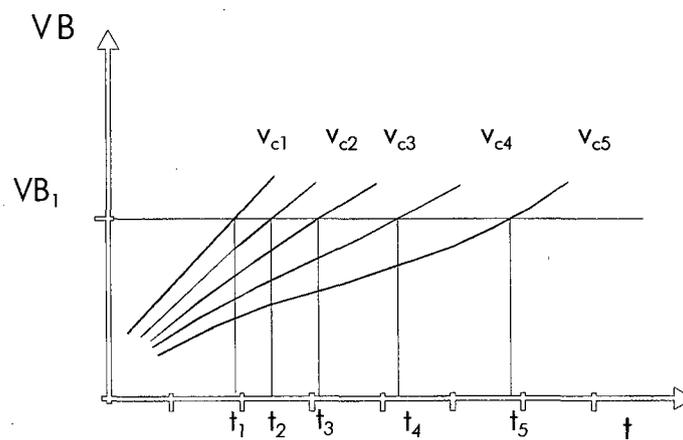


Figura 7 - Evolução da marca de desgaste no flanco da ferramenta em relação ao tempo de corte para várias velocidades de corte ($v_{c5} < v_{c4} < v_{c3} < v_{c2} < v_{c1}$) [16].

A Figura 8 ilustra a obtenção do gráfico de vida para a ferramenta em função da sua velocidade de corte, após adotado um critério de fim de vida para as curvas da Figura 7. Este diagrama estabelece uma função direta entre tempo de vida e velocidade de corte. Esta

função é expressa através da equação de Taylor, a qual mostra que a vida e a velocidade de corte podem ser relacionadas aproximadamente para o processo de fresamento pela seguinte equação empírica (Eq. 1) [29].

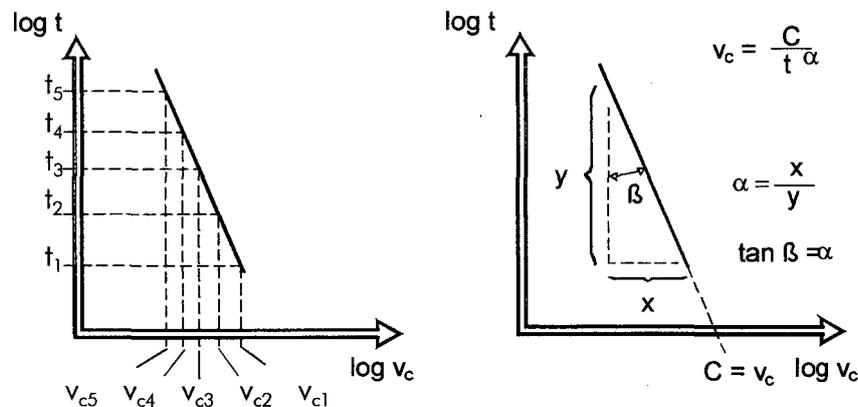


Figura 8 - Gráficos da vida da ferramenta em função da velocidade corte [16].

$$v_c = c \times f_z^E \times a_p^F \times T_f^G \times VB^H \times \left(\frac{a_e}{D}\right)^I \quad (1)$$

v_c [m/min] : Velocidade de Corte

c : Constante

f_z [mm] : Avanço por Dente

a_p [mm] : Profundidade de Corte Axial

T_f [min] : Vida da Ferramenta em Função do Avanço

VB [mm] : Largura da Marca de Desgaste

a_e [mm] : Profundidade de Corte Radial

D [mm] : Diâmetro da Fresa

E, F, G, H, I : Expoentes Determinados Experimentalmente

A constante c depende das outras variáveis, como máquina, ferramenta e peça. Seu valor é numericamente igual à velocidade de corte que dá à ferramenta a vida de 1 minuto, usinando com avanço por dente $f_z = 1$ mm e profundidade de corte axial $a_p = 1$ mm. Isto para um específico critério de fim de vida [29].

A equação 1 também define uma reta num gráfico bilogarítmico (Fig. 8), onde os expoentes desta equação dependem basicamente do material da ferramenta e da sua geometria [29].

Na tabela 1 são mostrados os principais fatores que exercem influência quanto à peça, ferramenta, fluido de corte e máquina-ferramenta, sobre os parâmetros da equação de Taylor [16, 26, 29, 30].

Tabela 1 - Principais fatores de influência nos parâmetros de Taylor [16, 26, 29, 30].

Quanto à peça	Quanto à ferramenta	Quanto ao fluido	Quanto à máquina
- Material	- Material	- Propriedades	- Rigidez
Composição química	Composição química	Refrigerantes e	- Potência disponível
Tamanho de grão	Propriedades mecânicas	lubrificantes	Avanço máximo
Processo de fabricação	(tenacidade, dureza a	- Forma de aplicação	Velocidade de corte
Tratamento térmico	quente, resistência ao	Volume de fluido	máxima
Propriedades mecânicas	desgaste abrasivo, etc.)	Posicionamento dos bicos	
- Forma Final	- Geometria		
Precisão requerida	- Tipo de revestimento		
Estratégia de corte			

À medida que a ferramenta vai se desgastando, observam-se variações mais ou menos profundas no processo de usinagem. A temperatura se eleva progressivamente, a força de corte e a potência consumida aumentam, as dimensões da superfície usinada se alteram e o acabamento superficial piora. Em condições extremas, ocorre um faiscamento intenso no corte e a superfície usinada se apresenta áspera. Com ferramentas de aço-rápido, ocorre um sobreaquecimento da cunha cortante, que amolece e fica com aspecto de queimado, ao mesmo tempo que ocorre, subitamente, um violento efeito de frenagem da ferramenta sobre a peça, na qual se forma uma faixa altamente polida pelo atrito. Em ferramentas de metal-duro o aumento das forças de corte, no caso de um desgaste excessivo, provoca o lascamento e destruição total do gume. A utilização de uma ferramenta até este ponto é de todo desaconselhável, pois será necessário um longo trabalho de

refiação com a remoção de uma extensa camada de material de corte, antes que possa restabelecer um gume adequado [2, 19, 26].

2.4 Desgaste da Ferramenta no Fresamento

Compreender e pesquisar os mecanismos de desgaste que ocorrem no processo de fresamento é fundamental para a apropriada seleção do tipo de revestimento, geometria do gume e material da ferramenta que devem ser escolhidos entre as variedades disponíveis no mercado, em função da operação de corte desejada, a fim de aumentar a vida da fresa.

Os desgastes no processo de fresamento são basicamente causados pelos seguintes mecanismos [10]:

- Abrasão;
- Adesão;
- Difusão;
- Oxidação;
- Fadiga térmica ou mecânica;

Observam-se, desta maneira, cinco mecanismos de desgaste dominantes no processo de fresamento, os quais serão definidos separadamente a seguir. Outra característica importante é que segundo autores como Dearnley [15], SANDVIK [16], König [26], Stemmer [29], Marinov [31], Filho e Diniz [32], Fang [34], Young [35] e Shaw [36] raramente em uma situação de desgaste somente um tipo de mecanismo estará presente.

2.4.1 Desgaste abrasivo

Para Stemmer [29], este mecanismo caracteriza-se pelo arrancamento de pequenas partículas de material do gume, em decorrência do escorregamento sob alta pressão e temperatura entre a peça e a ferramenta (Fig. 9a). Esta causa de desgaste eleva-se juntamente com o número de inclusões e partículas duras dispersas no aço, como por exemplo, carbonetos e óxidos. A presença de alumínio no aço forma partículas duras e abrasivas de Al_2O_3 (óxido de alumínio), que é especialmente nociva. Os carbonetos arrancados da superfície do gume devido à dinâmica do corte também agem no sentido de

acelerar o nível de desgaste abrasivo sofrido pela própria ferramenta. De acordo com Gu et al. [10], este mecanismo conduz, principalmente no processo de fresamento, ao surgimento de marcas de desgaste no flanco principal da fresa. A capacidade para que o gume da fresa resista ao desgaste abrasivo está diretamente ligada à sua dureza superficial. Logo, os revestimentos agem também no sentido de minimizar a tendência ao desgaste abrasivo, pois elevam a dureza superficial do gume, mantendo a tenacidade do substrato [10, 16, 18, 31, 34, 37].

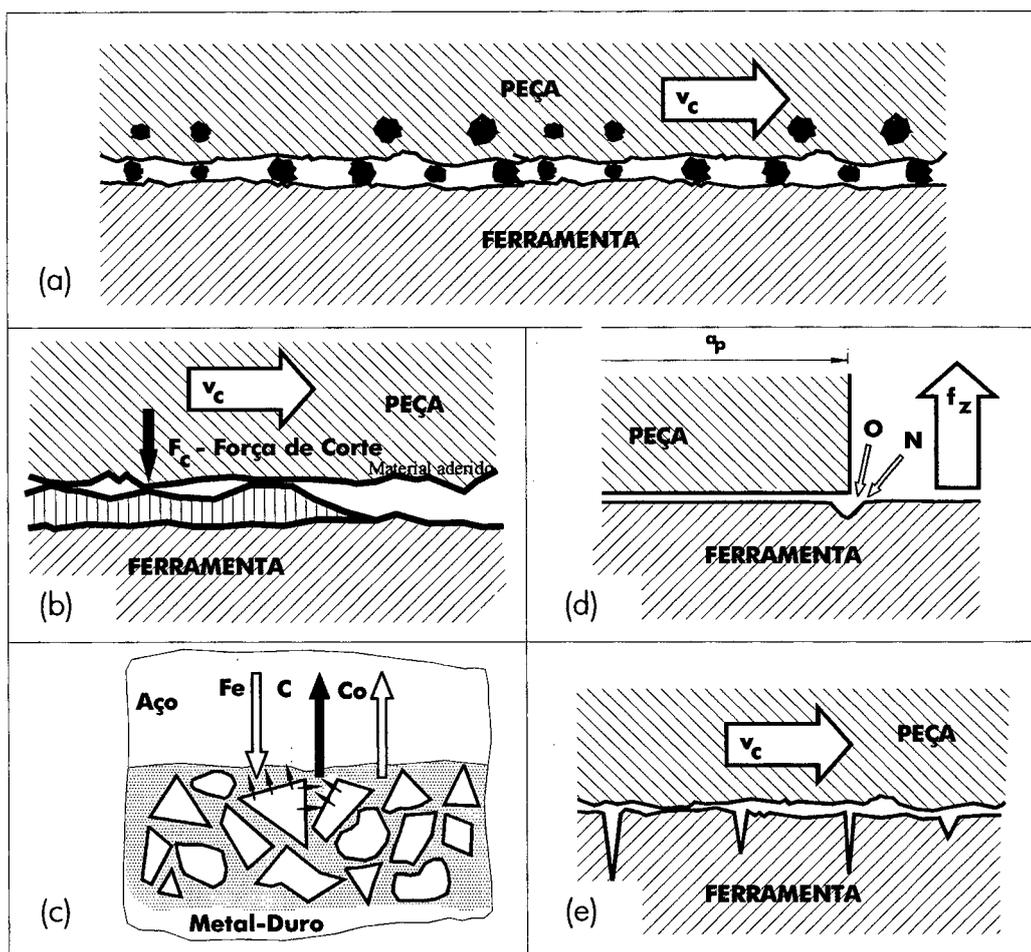


Figura 9 - Mecanismos básicos de desgaste no processo de fresamento: a - Abrasão, b - Adesão, c - Difusão, d - Oxidação, e - Fadiga térmica ou mecânica [16].

2.4.2 Desgaste por aderência

Quando se realiza corte intermitente ou quando o corte é realizado a velocidades relativamente baixas, o desgaste difusivo e a deformação plástica da ferramenta não são

significativos. Nestes casos, o desgaste por aderência (Fig. 9b), também denominado de desgaste por adesão com arrancamento, torna-se o processo dominante [10, 30, 36]. Este mecanismo muitas vezes conduz à formação de gume postiço, que é um processo dinâmico com sucessivas formações de camadas de cavaco sendo aderidas e arrancadas do gume. Sob estas condições, fragmentos microscópicos são arrancados da superfície da fresa e arrastados junto ao fluxo de material adjacente à interface peça/ferramenta, que é a principal causa da marca de desgaste na face da ferramenta em baixas velocidades de corte [6, 9, 26, 28, 30]. Contudo, este mecanismo ocorre com maior frequência no processo de torneamento do que no caso de fresamento [10].

2.4.3 Desgaste por difusão

Este tipo de desgaste ocorre pela difusão química entre o material da peça e o material da ferramenta, sendo afetado diretamente pelo grau de afinidade química entre os materiais, pelo tempo de contato entre o gume da fresa e o material da peça e pela temperatura gerada na interface peça/ferramenta e peça/cavaco. As propriedades químicas do material da fresa, do material da peça e conseqüentemente a afinidade entre ambas são determinantes para o nível de atuação deste mecanismo. As principais variáveis que influenciam na intensidade e na progressão deste mecanismo no processo de fresamento são funções da velocidade de corte e da utilização ou não de fluidos de corte [10, 29, 30, 35]. Na usinagem de aços com ferramentas de metal-duro, ocorre a difusão do ferro presente na peça para o ligante da ferramenta (cobalto), do cobalto para o aço e a dissolução do carboneto de tungstênio (WC) formando carbonetos complexos de W e Fe, menos resistentes ao desgaste abrasivo, em direção à peça através de outros cristais (Fig. 9c) [13]. O desgaste por difusão excessivo é motivo para a não-utilização de ferramentas de diamante na usinagem de aços, devido à alta afinidade química entre o carbono do diamante e o ferro presente no aço. Este mecanismo apresenta-se mais sensível na operação de torneamento, devido ao tempo de contato entre material da peça, cavaco e ferramenta em elevadas temperaturas. No processo de fresamento existe a necessidade de uma análise melhor da intensidade deste mecanismo no desgaste da ferramenta. Neste caso, os revestimentos proporcionam uma barreira química entre peça e ferramenta, diminuindo assim a reação química (difusão) entre elas; logo, reduzindo o nível do desgaste difusivo [10, 18, 32, 38].

2.4.4 Desgaste por oxidação

Altas temperaturas e a presença de ar ocasionam oxidação para muitos materiais, embora os óxidos formados sejam, na maioria das vezes, diferentes. Constituintes de ferramenta como tungstênio e cobalto (metal-duro), quando em contato com o ambiente a elevada temperatura, formam um filme poroso que é mais facilmente arrancado da superfície pelo cavaco, ocasionando um desgaste mais agressivo do flanco e da face da fresa. Todavia, alguns óxidos como óxido de alumínio são muito mais resistentes e duros. Assim, alguns materiais de ferramenta tornam-se mais resistente ao desgaste do que outros devido ao próprio fenômeno da oxidação [10, 16, 29, 34, 37, 38]. Este mecanismo possui uma forte influência no processo de desgaste de entalhe no flanco da fresa, formado na altura da profundidade de corte axial a_p devido ao contato com o ar nesta interface entre ambiente e zona de corte do material (Fig. 9d) [10, 16, 32].

2.4.5 Desgaste por fadiga (térmica ou mecânica)

Este mecanismo é normalmente causado pelos ciclos termo-mecânicos presentes no processo de corte intermitente do material. No início da penetração do gume na peça ocorre um aquecimento brutal do mesmo. Isto ocorre devido à absorção da energia dissipada pelo material cisalhado e pelo atrito com o cavaco gerado. Contudo, na saída do gume da peça ocorre uma redução acentuada da temperatura do gume, devido ao alívio das pressões de corte e o subsequente contato com o meio ambiente. Assim, as flutuações de temperatura que ocorrem no gume da fresa, juntamente com a dinâmica de carga e descarga dos esforços de usinagem, conduzem para o surgimento de microtrincas no gume da ferramenta (Fig. 9e) [10, 16, 32, 39]. Estas microtrincas provocam o aparecimento de sulcos no flanco principal e na face do gume da fresa. Alguns materiais de ferramenta são mais sensíveis do que outros a este fenômeno pois apresentam maior tenacidade. Todavia, a fadiga mecânica também pode ocorrer devido às excessivas forças de usinagem geradas na usinagem de materiais muito duros. Neste caso, a deformação plástica do gume é dominante [15, 32, 35, 40, 41]. Este mecanismo é o principal responsável pelo lascamento do gume, e em condições extremas causa a sua quebra total [10].

Basicamente os mecanismos de desgaste possuem um comportamento de acordo com a condição de usinagem empregada. O mecanismo de abrasão ocorre em toda a faixa

de temperatura à qual é submetida uma ferramenta de corte. A adesão se limita a velocidades de corte baixas, ao passo que mecanismos de difusão e oxidação só ocorrem de forma acentuada para velocidades de corte elevadas, conforme mostra a figura 10 [26].

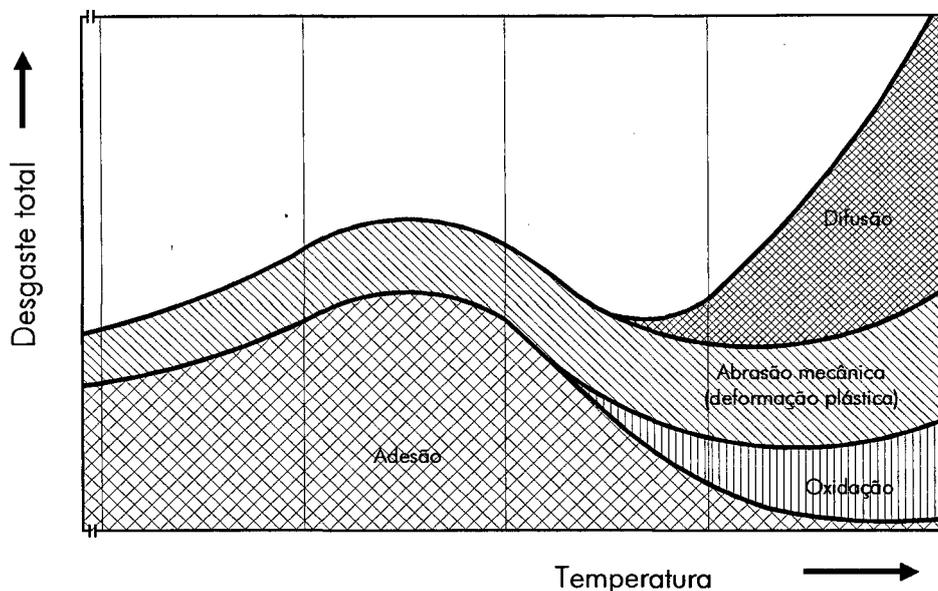


Figura 10 - Causas do desgaste na usinagem [26].

Estes mecanismos de desgaste combinam-se entre si e atacam a pequena parte do gume em contato com o material usinado. Os efeitos deste ataque dependem principalmente das propriedades do material da fresa e da peça, das condições de corte e do fluido de corte. A figura 11 apresenta a classificação das formas de desgaste em ferramentas de geometria definida [16, 26, 29].

Dentro deste contexto, as características mais importantes para uma ferramenta são mostradas na tabela 2.

Tabela 2 - Principais características para uma ferramenta de corte [16, 26, 29].

- Alta Dureza	- Boa Relação Resistência/Tenacidade
- Estabilidade Química	- Adesão de Revestimento
- Superfície Inerte	- Baixo Coef. de Difusão e Expansão Térmica

As propriedades tribológicas de um simples material de ferramenta nunca satisfazem todos os requisitos necessários para um bom rendimento na operação de corte em termos

da vida da ferramenta. Todavia, ferramentas revestidas aumentam a resistência ao desgaste na superfície do gume mantendo a tenacidade do substrato, logo a resistência ao desgaste da ferramenta é elevada [10, 16]. Outro aspecto importante refere-se ao poder lubrificante dos revestimentos, que reduz o coeficiente de atrito entre a ferramenta e o material da peça, conseqüentemente diminuindo as temperaturas de usinagem. Juntamente com esta característica atua também uma barreira termo-química entre a ferramenta e o material da peça, que age no sentido de diminuir a intensidade do desgaste por adesão, a aderência de cavacos na fresa e a formação do gume postiço [10, 42].

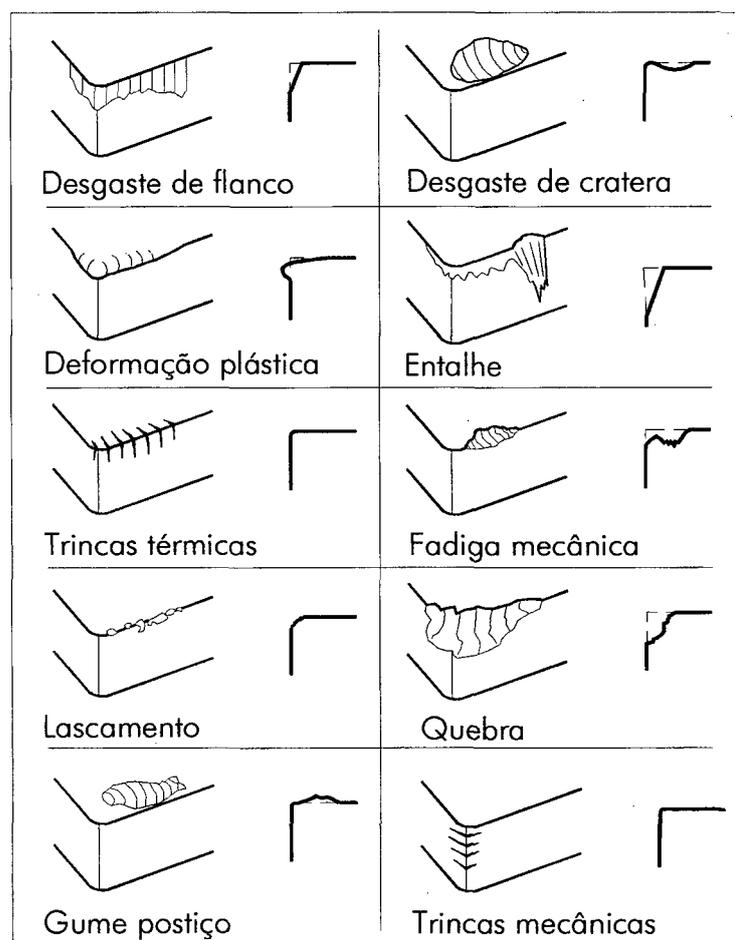


Figura 11 - Classificação das formas de desgaste [26].

2.5 Revestimentos de Ferramenta

Embora, numa primeira análise, a aquisição de ferramentas com revestimento eleve o custo da produção, os conseqüentes benefícios advindos do seu uso adequado são, na

maioria das vezes, superiores. Isto porque geralmente as fresas revestidas têm vida maior, menor número de trocas por operação e geram melhores acabamentos. Logo, o custo final é menor. Estas vantagens são as principais razões para o contínuo desenvolvimento de novas técnicas e materiais para revestimento [10, 16, 42].

Os principais materiais para revestimento das ferramentas de metal-duro são [13]:

- Carboneto de Titânio (TiC);
- Nitreto de Titânio (TiN);
- Óxido de Alumínio (Al_2O_3);
- Carbonitreto de Titânio (TiCN);
- Titânio-Alumínio-Nitreto (TiAlN).

O carboneto de titânio TiC, o nitreto de titânio TiN, o óxido de alumínio Al_2O_3 , o carbonitreto de titânio TiCN e o titânio-alumínio-nitreto TiAlN têm como principais aspectos a baixa afinidade química ao ferro e serem estáveis a altas temperaturas de usinagem.

No entanto, as principais características do carboneto de titânio TiC são: o baixo coeficiente de atrito com o aço, que desta forma minimiza as temperaturas na região de corte, diminuindo o grau de adesão e soldas a frio entre a ferramenta e a peça; a alta dureza que proporciona ao gume boa resistência à abrasão; e o baixo coeficiente de dilatação térmica, o que é muito bom para o processo de fresamento de acabamento em termos da qualidade superficial da peça gerada [13, 16, 25].

As principais característica do nitreto de titânio TiN são: a alta força de ligação interna, que possibilita boa capacidade de adesão do revestimento ao substrato da ferramenta; a estabilidade química do material, que dificulta o processo de difusão; e por fim, a diminuição no nível de desgaste de cratera em função de suas propriedades químicas e mecânicas [13, 16, 25].

As principais característica do óxido de alumínio Al_2O_3 são: a alta dureza, porém alta fragilidade; a alta resistência a quente, que permite a utilização de velocidades de corte elevadas; e a baixa resistência às oscilações de temperatura, o que no caso do fresamento é fundamental [13, 16, 25].

As principais característica do carbonitreto de titânio TiCN são: a espessura deste tipo de revestimento é de apenas 0,002 mm, o que proporciona um gume afiado; dureza e

resistência ao desgaste excepcionais, superando o desempenho do TiN em aplicações onde o avanço e a velocidade de corte são severos, principalmente nos casos da usinagem de materiais abrasivos ou de corte difícil. Este elemento forma uma boa combinação com o óxido de alumínio Al_2O_3 , gerando uma barreira térmica estável, que é fundamental no processo de fresamento [13, 16, 25].

As principais características do titânio-alumínio-nitreto TiAlN são: os elementos pertencem ao grupo de materiais metálicos duros, onde o nitreto de alumínio AlN pode ser ligado a um metal-duro covalente; comparando ao TiN, apresenta maior resistência à oxidação, devido à formação de uma camada superior densa de Al_2O_3 , aumentando assim a resistência à difusão e oxidação do filme TiAlN, até mesmo em temperaturas elevadas [13, 16, 25].

Rutelli et al. [17] investigou, no processo de fresamento de topo reto, a vida da ferramenta para alguns tipos de revestimentos depositados em insertos de metal-duro comercial e Cermet, todos depositados pelo processo PVD (*physical vapour deposition*). Os revestimentos aplicados em uma só camada foram TiAlCN, TiN, TiCN e TiAlNbN e com múltipla camada TiN + TiCN. Os materiais utilizados nesta pesquisa foram o aço SAE 1045 e uma liga de alumínio comercial. Os resultados para os insertos de Cermet não foram satisfatórios devido à baixa tenacidade apresentada pela Cermet sob condições de corte intermitente tanto para a usinagem do aço como para a usinagem do alumínio. Todavia, os insertos de metal-duro revestidos obtiveram resultados melhores do que aquele ensaio com pastilhas sem revestimento tanto em relação à vida da ferramenta como nos custos de usinagem. Isto ocorreu devido basicamente à melhor tenacidade do metal-duro em relação ao Cermet. Outro fato importante é a verificação que revestimentos deste tipo melhoram a vida da ferramenta quando utilizados sob usinagem a seco.

Sánchez et al. [43] pesquisaram os aspectos tecnológicos do processo de fresamento frontal (faceamento) usinando a liga de titânio Ti6Al4V. Para a execução destes experimentos, utilizaram-se ferramentas com e sem revestimento de TiCN. Observaram-se nestes ensaios melhores resultados para a condição com ferramenta revestida, contrariando autores como Brinksmeier [44] e Ezugwu [45], que não recomendam este tipo de revestimento para a usinagem de ligas de titânio devido à alta afinidade química entre o material da peça e o material da ferramenta. Este resultado deve-se ao desenvolvimento de novos materiais e técnicas para revestimento surgidos nos últimos anos, pois, mesmo para

condições em que a afinidade química é aparentemente acelerada, o incremento da resistência ao desgaste abrasivo e da capacidade de absorver os choques térmicos e mecânicos do gume compensam esta perda. Porém, este fato deve ser cuidadosamente avaliado para cada situação e combinação de materiais peça e ferramenta, pois a relação de compromisso entre estes mecanismos de desgaste depende também de parâmetros de corte que podem alterar o resultado esperado [10].

2.6 Forças no Fresamento

Devido às inúmeras alternativas de estratégia de usinagem, da variação de espessura do cavaco, da oscilação dos esforços na entrada e na saída do gume da peça (corte intermitente), das diversas geometrias de ferramenta disponíveis e do comportamento cíclico das forças, o equacionamento da força de corte é muito mais difícil de se obter no fresamento do que no processo de torneamento [4, 11, 13, 19, 26, 28, 29, 30, 32, 46, 47].

Kölling [4] apresenta uma metodologia básica para a quantificação da força de corte, conseqüentemente da potência de corte, no processo de fresamento de topo com fresas helicoidais.

Para estes cálculos é fundamental a determinação do comprimento do gume em ação, que depende predominantemente do ângulo de hélice da ferramenta λ e das profundidades de corte axial a_p e radial a_e .

A equação geral para a potência de corte (Eq. 2) é uma relação direta entre a força de corte e a velocidade de corte (Eq. 3) :

$$P_c = F_c \times v_c \times \frac{1}{60000} \quad (2)$$

P_c [kW] : Potência de Corte

F_c [N] : Força de Corte

v_c [m/min] : Velocidade de Corte

$$v_c = \frac{\pi \times D \times n}{1000} \quad (3)$$

D [mm] : Diâmetro da Fresa

n [rpm] : Rotação da Fresa

O cálculo da força de corte F_c é obtida através da equação modificada de Kienzle (Eq. 4) [4, 25, 26]. Neste caso, as grandezas empíricas $k_{c1.1}$ e $1-m_c$ devem ser conhecidas. Estes valores podem ser encontrados na literatura em tabelas de acordo com o tipo de material usinando ou experimentalmente.

$$F_c = a_p \times z_{ie} \times h_m^{1-m_c} \times k_{c1.1} \quad (4)$$

a_p [mm] : Profundidade de Corte Axial

z_{ie} : Número de Gumes em Ação

h_m [mm] : Espessura Média do Cavaco

$1-m_c$: Expoente de Kienzle

$k_{c1.1}$ [N/mm²] : Força específica de corte

Nesta equação $a_p \times z_{ie}$ é o comprimento total em ação de todos os gumes que estão atuando simultaneamente no corte e h_m é a espessura média do cavaco determinada pela equação 5.

$$h_m = \frac{360^\circ}{\pi} \times \frac{f_z}{\varphi_c} \times \frac{a_e}{D} \quad (5)$$

f_z [mm] : Avanço por Dente

φ_c [°] : Ângulo de Engajamento

a_e [mm] : Profundidade de Corte Radial

Para estas formulações, é condição que a ferramenta tenha um ângulo de incidência κ igual a 90°, o que é o caso de uma fresa de topo reto (Fig. 4).

Outras grandezas geométricas importantes para a determinação do comprimento total de todos os gumes em ação são mostradas na figura 12. Nesta figura observa-se o

ângulo de engajamento φ_c , o qual influencia a força de corte e pode ser calculado como função do grau de sobreposição a_e/D (Eq. 6) [4, 28].

$$\varphi_c = \arccos\left(1 - 2 \times \frac{a_e}{D}\right) \quad (6)$$

O comprimento de corte circular l_{cp} , ou seja, o comprimento que cada ponto do gume realiza numa rotação da ferramenta no material, é apresentado na equação 7. Este comprimento corresponde à projeção dos gumes atuantes no corte sobre o topo da ferramenta.

$$l_{cp} = \frac{\pi \times D}{360^\circ} \times \arccos\left(1 - 2 \times \frac{a_e}{D}\right) \quad (7)$$

l_{cp} [mm] : Comprimento de Corte Circular

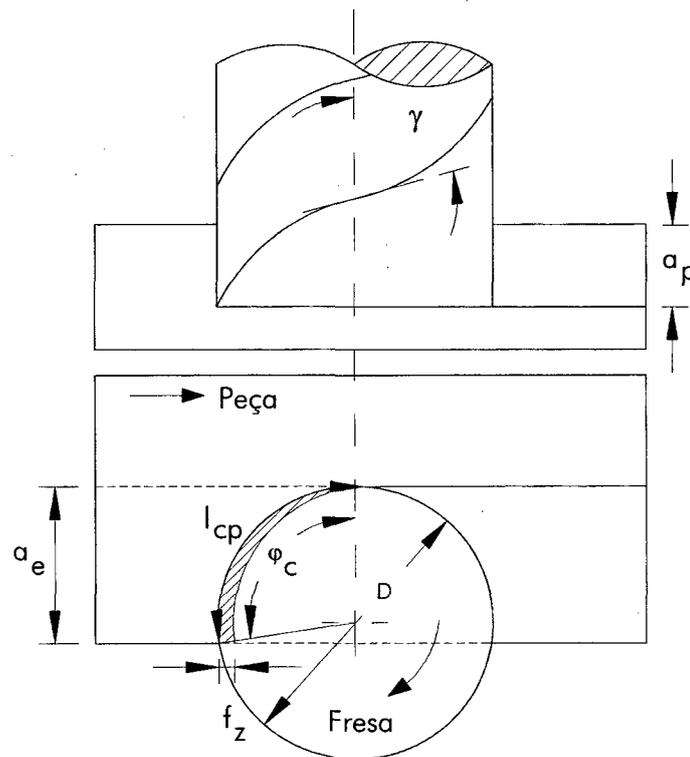


Figura 12 - Grandezas geométricas para determinação do ângulo de engajamento φ_c e do comprimento de corte circular l_{cp} [4, 28].

O comprimento do gume em ação l_{sg} pode então ser calculado para fresas de topo reto com ângulo de hélice igual a zero (Eqs. 8 e 9).

$$l_{sg(\lambda=0^\circ)} = a_p \times \frac{l_{cp}}{U_t} \quad (8)$$

onde:

$$U_t = \frac{\pi \times D}{z} \quad (9)$$

U_t [mm] : Divisão Periférica

z : Número de Dentes da Fresa

Com o auxílio das equações de 1 a 9, a potência de corte P_c pode então ser obtida para fresas de topo reto ($\lambda=0$). Todavia, para fresas de topo reto helicoidais, ou seja, $\lambda>0$ exige-se o conhecimento de outras relações geométricas para o cálculo do comprimento total de todos os gumes em ação, entre elas a variação do grau de recobrimento do gume (Fig. 13). Está é obtida através das relações da profundidade de corte axial, da divisão periférica e o do ângulo de hélice da ferramenta.

Quando o comprimento do gume l_{sp} projetado sobre a face da fresa for menor que a divisão periférica U_t , ocorre o fresamento sem recobrimento, caso contrário ocorre o fresamento com recobrimento e quando ambos forem bem próximos um do outro, ocorre o fresamento uniforme [4, 28, 46].

As condições para as variações listadas acima são:

$l_{sp} < U_t$ - Não ocorre recobrimento

$l_{sp} > U_t$ - Ocorre recobrimento

$l_{sp} = n \cdot U_t$ - Fresamento uniforme ($n = 1,2,3,\dots$).

O cálculo do comprimento do gume projetado é feito através das equações 10 e 11.

$$l_{sp} = l_s \times \tan \lambda \tag{10}$$

l_s [mm] : Comprimento do Gume em Ação

$$l_s = \frac{a_p}{\cos \lambda} \tag{11}$$

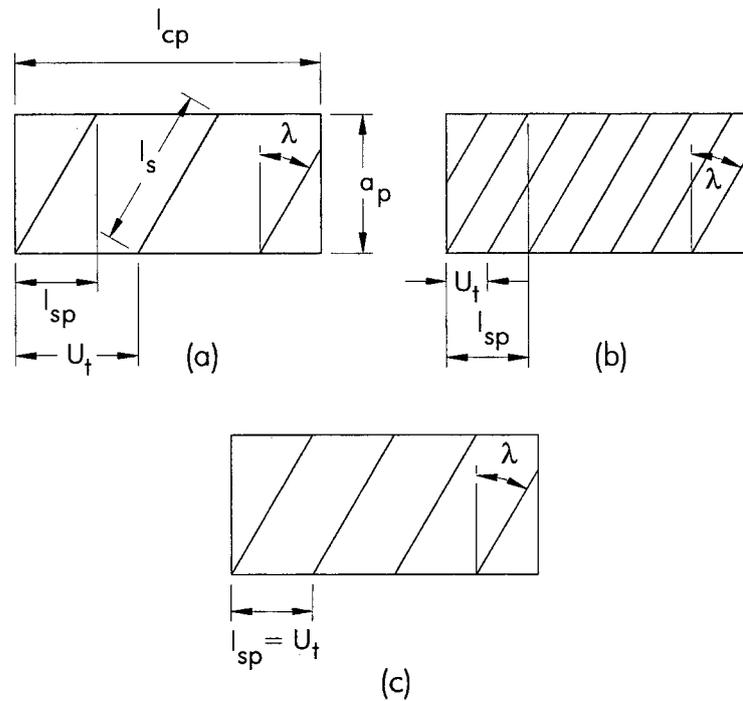


Figura 13 - Variações do grau de recobrimento do gume : a - sem recobrimento, b - com recobrimento, c - fresamento uniforme [4, 28, 32, 46].

A força de corte para fresas de topo reto helicoidais pode então ser determinada pela equação 12, para o caso de fresamento uniforme. Observa-se neste ponto que a condição limitante para esta equação ($l_{sp} = U_t$) pode ser preenchida em dependência da profundidades de corte axial a_p .

$$F_c = l_t \times \left(\frac{360^\circ}{\pi} \times \frac{f_z}{\varphi_c} \times \frac{a_e}{D} \right)^{1-mc} \times k_{cl.1} \tag{12}$$

l_t [mm] : Comprimento Total dos Gumes em Ação

Atualmente existem algoritmos disponíveis para o cálculo do comprimento total dos gumes em ação no corte l_t , inclusive para os outros tipos de fresamento com e sem recobrimento. Esses programas foram feitos de tal maneira que se consegue determinar facilmente l_t através de um simples software ou uma calculadora programável [48, 49, 50, 51].

Além das equações para cálculo da força de corte, outra formulação matemática importante proposta por Kölling [4] é a equação para cálculo da taxa de usinagem no fresamento Q (Eq. 13), que em termos de produtividade é o parâmetro mais importante.

$$Q = a_p \times a_e \times v_f \times \frac{1}{1000} \quad (13)$$

Q [mm^3/min] : Taxa de Usinagem

onde:

$$v_f = n \times z \times f_z \quad (14)$$

v_f [mm/min] : Velocidade de Avanço

No entanto, a influência dos principais parâmetros de corte na taxa de usinagem Q será apresentada e discutida no item 2.8 desse capítulo.

Outros autores como Yang e Choi [46], Whitehouse e Huang [52] também apresentam sistemáticas similares àquela proposta por Kölling [4] para calcular a força de corte no fresamento de topo reto.

A proposta de Yang e Choi [46], baseia-se predominantemente na análise da variação ocorrida na magnitude e na forma da força de corte resultante, em função das profundidades de corte axial a_p e radial a_e , da geometria da ferramenta e do material da peça (Fig. 14). Este método é utilizado em sistemas de monitoramento da qualidade superficial da peça, pois, com o desgaste do gume da fresa a força de corte resultante será alterada, e quanto maior a marca de desgaste maior será sua influência sobre esta variável.

No caso de Whitehouse e Huang [52], utilizam-se equações paramétricas e considerações sobre o processo que facilitam os cálculos da força de corte.

Outras metodologias para análise das forças de usinagem no processo de fresamento podem ser encontradas na literatura, porém todas com aplicação restrita, ou seja, específica para uma certa geometria de ferramenta [48, 49, 50, 51].

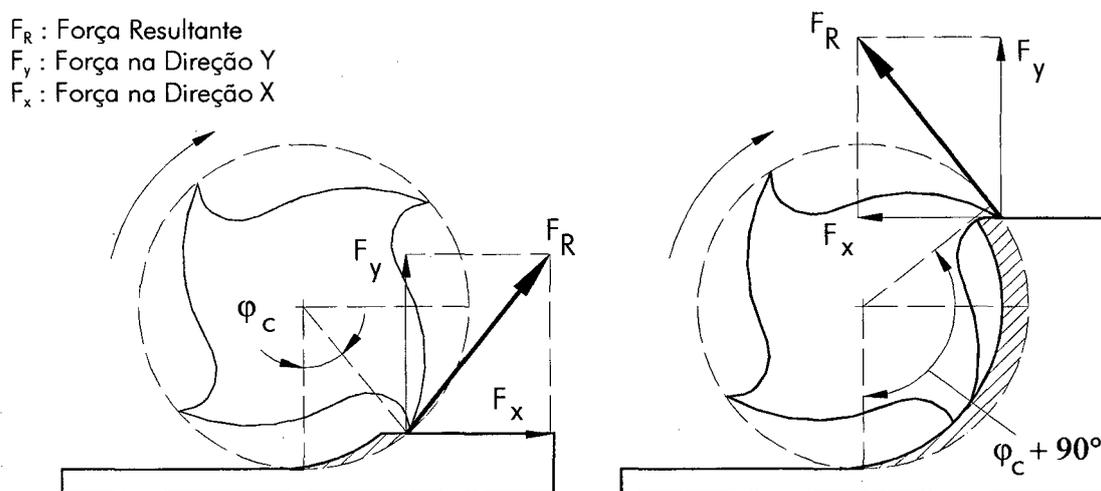


Figura 14 - Exemplo de variação da força de corte resultante em função das diferentes profundidades de corte radial a_e . [46].

Desta maneira, na grande maioria das formulações disponíveis na literatura para o cálculo da força de corte no fresamento, utilizam-se modelos matemáticos complexos e de difícil entendimento e aplicabilidade, isto devido basicamente às várias combinações possíveis de geometria da fresa, parâmetros de corte, estratégia de usinagem, máquina-ferramenta e material da peça.

2.7 Rugosidade no Fresamento

O termo rugosidade é atribuído a uma variável que pertence ao acabamento e, por sua vez, se enquadra dentro do tema "Integridade Superficial". A rugosidade é formada por irregularidades geradas pela ação da ferramenta na superfície da peça devido principalmente à combinação de velocidade de corte com velocidade de avanço e também em função da sua própria geometria [30, 53, 54].

Existem vários parâmetros para caracterizar uma superfície usinada, porém alguns dos mais usualmente empregados na indústria para um dado comprimento de amostragem são [54]:

- R_a [μm] : Rugosidade média aritmética;
- R_t [μm] : Profundidade máxima entre cumes (inferior e superior);
- R_z [μm] : Profundidade média das distâncias entre cumes num comprimento de medição dividido em 5 partes iguais;
- $R_{m\acute{a}x}$ [μm] : Profundidade máxima dentre as 5 partes;

A rugosidade R_a é a média aritmética dos valores absolutos e das distâncias entre a linha média do perfil ideal da peça e o pico ou vale da superfície real gerada, para um determinado comprimento de medição L . Este parâmetro é calculado pela equação 15 e geralmente utilizado para caracterizar uma superfície em conjunto com o parâmetro R_t , que é a distância vertical máxima entre o ponto mais elevado e o mais profundo do comprimento de medição L [14, 54].

$$R_a = \frac{1}{L} \times \int_{x=0}^{x=L} |y| dx \quad (15)$$

L [mm] : Comprimento de amostragem (*cut-off*)

y [μm] : Valor da ordenada a partir da linha de centro do comprimento L (perfil ideal)

A rugosidade R_z é a média aritmética das distâncias máximas entre os cumes de um perfil (vale e pico), para um comprimento de medição dividido em 5 trechos, igualmente espaçados. Este parâmetro é utilizado para caracterizar uma superfície técnica em conjunto com a rugosidade $R_{m\acute{a}x}$ que é a maior das distâncias dentro do comprimento de medição [14, 54].

No fresamento, o valor de R_a varia entre 6,3 e 0,8 μm , contudo a rugosidade é basicamente afetado por alguns fatores que podem vir a prejudicar ou melhorar o acabamento da peça. Em geral a rugosidade é menor quando [14, 53]:

- Vibrações são pequenas;
- Ferramenta e peça estão corretamente ajustadas;
- Material da peça é livre de defeitos;
- Ferramenta não possui defeitos como pequenas quebras;
- Profundidades de corte axial e radial são pequenas. Com seu aumento, os esforços elevam-se e com isso as deflexões também crescem;
- Fresamento concordante (conforme descrito no início deste capítulo, seção 2.1);
- Velocidade de corte é elevada, tanto para prevenir o aparecimento do gume postiço como para diminuir as vibrações.

Geralmente, obtém-se boa rugosidade combinando-se alta velocidade de corte e pequeno avanço, que é o caso específico do fresamento com altas velocidade de corte (*HSC - high speed cutting*) [11, 12, 14, 33, 53].

Com relação à influência exercida pelo desgaste de flanco na rugosidade, König [26] e Stemmer [29] afirmam que, após um pequeno tempo de usinagem, a rugosidade diminui e quando o desgaste de flanco está em um estágio avançado, e então a rugosidade tende a aumentar consideravelmente. Isto ocorre pois após um pequeno tempo de corte, o gume é de certa forma arredondado, melhorando o acabamento. Neste estágio, o desgaste de flanco não é suficiente para prejudicar a rugosidade. Com o passar do tempo o desgaste de flanco aumenta a níveis consideráveis e então passa a prejudicar o acabamento da peça.

2.8 Influência dos Principais Parâmetros de Corte no Fresamento

A influência dos parâmetros de processo sobre a taxa de usinagem e a vida da ferramenta devem ser bem compreendidas para a adequada seleção das condições de corte, visando assim otimizar a produtividade através da diminuição dos tempos de usinagem e do incremento da vida da ferramenta.

Os mais importantes parâmetros que influem no desgaste da ferramenta são a velocidade de corte v_c , a velocidade de avanço v_f , a profundidade de corte radial a_e , a profundidade de corte axial a_p e o diâmetro da ferramenta D . A seguir serão apresentadas as relações entre as principais variáveis do processo de fresamento.

2.8.1 Taxa de Usinagem em Relação à Profundidade de Corte Axial e ao Avanço

Observa-se através da equação 1.3 que com o incremento das profundidades de corte axial ou radial (a_p ou a_e) ou da velocidade de avanço v_f , aumenta-se a taxa de usinagem Q . Todavia, muitas vezes não é possível ou economicamente viável aumentar as grandezas a_e ou v_f , devido às limitações da máquina ou do tipo de aplicação. Por exemplo, no caso da usinagem de ligas de alumínio, pode-se utilizar a máxima velocidade de avanço disponível pela máquina, mas por outro lado na usinagem de aços o limite é a velocidade de corte, devido ao desgaste excessivo que ocorre na ferramenta em altas temperaturas [4, 16, 25, 26, 27].

Uma alternativa para aumentar a taxa de usinagem, respeitando as limitações da máquina e do processo, é a apropriada determinação da profundidade de corte axial a_p e da velocidade de avanço v_f . Experimentos realizados por Kölling [4] mostram que a taxa de usinagem pode ser elevada através do aumento da velocidade de avanço v_f , juntamente com a diminuição da profundidade de corte axial a_p , para potências de corte constantes. Porém, isto é viável apenas enquanto o incremento da velocidade de avanço não cause um aumento inaceitável dos níveis de desgaste ou uma deflexão acentuada na ferramenta [4, 16, 29].

Este aspecto se deve às diferentes influências que os parâmetros a_p e v_f têm sobre a força de corte F_c e, conseqüentemente, sobre a potência de corte P_c . A força de corte aumenta linearmente com o incremento da profundidade a_p (equações 10, 11 e 12), enquanto que o incremento da velocidade de avanço causa um aumento mais suave da força de corte, conforme a figura 15. Isto ocorre basicamente devido o fator de inclinação $1-m_c$ ser sempre menor que 1, para todas as combinações material da ferramenta e material da peça, ocasionando assim esta diferença de comportamento da força.

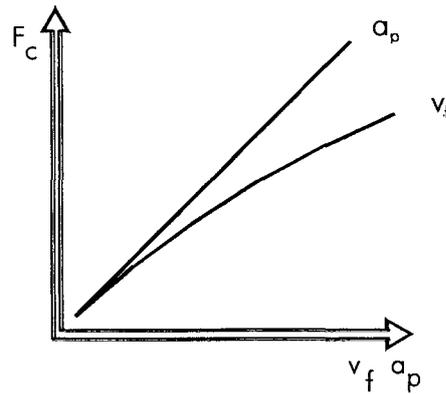


Figura 15 - Comportamento da força de corte em função da profundidade de corte axial a_p e da velocidade de avanço v_f [4].

Desta maneira, uma estratégia de corte que tem como alvo a minimização do tempo principal de usinagem requer que a peça seja usinada em vários passes com o máximo possível de velocidade de avanço para uma mesma velocidade de corte. Isto, obviamente, somente quando os tempos secundários desta estratégia e a vida da ferramenta estiverem em níveis aceitáveis [4, 28].

2.8.2 Taxa de Usinagem em Relação à Profundidade de Corte Radial e ao Diâmetro da Ferramenta

Na operação de fresamento, a remoção do material da peça pode ser realizada através de diversas estratégias. Do ponto de vista geométrico esta tarefa apresenta uma faixa de diâmetros admissíveis para a seleção da ferramenta. No fresamento de topo, embora a profundidade de corte radial a_e tenha relação direta com a taxa de usinagem Q , ela é função primordial do diâmetro da fresa. Sendo assim, os critérios para a correta escolha do diâmetro D e da profundidade a_e são dependentes da operação (desbaste, pré-acabamento ou acabamento), da potência de máquina disponível e do tempo de vida da fresa para uma determinada combinação de material da peça e da ferramenta, assim como exigências do processo (tolerância dimensional, acabamento, etc.). Logo, são muitos os critérios de escolha e suas ações, às vezes opostas umas às outras, de tal maneira que a solução otimizada é uma relação de compromisso.

Kölling [4] analisou no fresamento de topo algumas relações funcionais entre o diâmetro da ferramenta D e a profundidade de corte radial a_e , com a taxa de usinagem Q . Os experimentos foram realizados em duas condições distintas, primeira com rotação constante e segunda com velocidade de corte constante, ambas variando o diâmetro da fresa.

a) Rotação Constante

Nesta condição, além da rotação constante, manteve-se fixo também o valor da profundidade a_e em uma primeira análise e a relação a_e/D (grau de sobreposição) numa segunda análise, variando então apenas o diâmetro da ferramenta.

➤ $a_e = \text{Constante}$

Para esta condição observa-se que a taxa de usinagem Q não depende do diâmetro da ferramenta D (Eq. 13), mas apenas da velocidade de avanço v_f e das profundidades de corte axial a_p e radial a_e . Contudo, a equação 5, mostra que a espessura média do cavaco h_m diminui com o incremento do diâmetro da fresa D , isto para uma mesma profundidade de corte radial a_e (Fig. 16), apesar da redução simultânea do ângulo de engajamento φ_c , que tem influência menor sobre a espessura do cavaco. Logo, pela equação 12, a força de corte diminui com o aumento do diâmetro da ferramenta e vice-versa. Este comportamento foi comprovado experimentalmente por Kölling [4]. Sendo assim, nestas condições, deve-se escolher o maior diâmetro possível da fresa para a operação desejada, pois assim a potência necessária para a realização do corte será menor, resultando em economia nos custos de produção, observando é claro as limitações do processo.

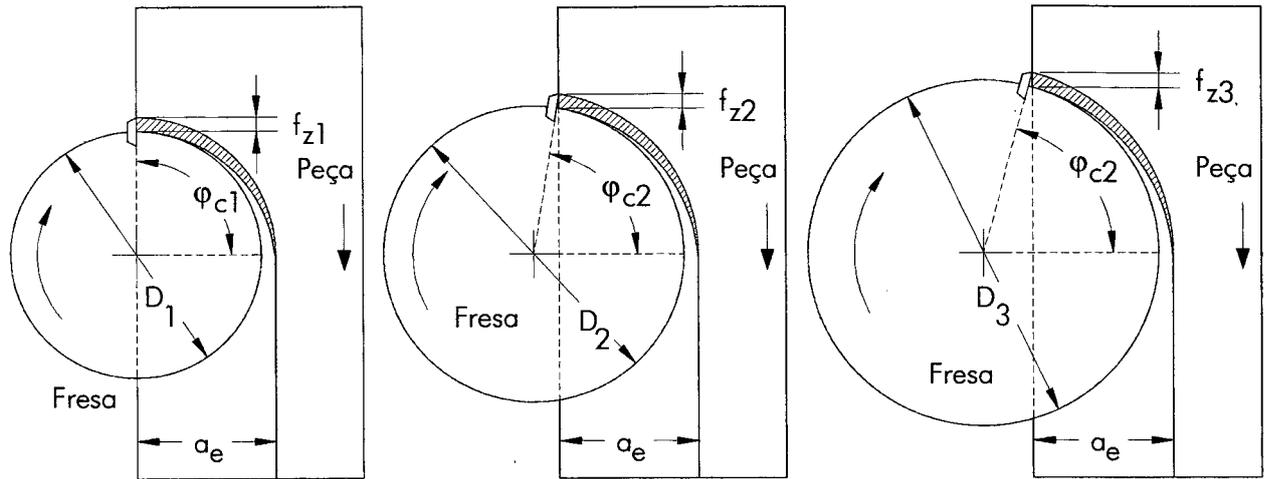


Figura 16 - Variação do diâmetro da fresa com a profundidade de corte radial a_e constante ($D_1 < D_2 < D_3$, $f_{z1} > f_{z2} > f_{z3}$ e $\varphi_{c1} > \varphi_{c2} > \varphi_{c3}$).

➤ $a_e/D = \text{Constante}$

Para constantes graus de recobrimento, a rotações constantes, a profundidade de corte radial a_e deve ser ajustada ao aumento ou à redução do diâmetro da fresa (Fig. 17). Desta maneira a espessura média do cavaco h_m , a condição de contato do gume na entrada e na saída do corte, os ciclos de temperatura e o ângulo de engajamento φ_c também permanecem inalterados, de acordo com as equações 5 e 6. Sob estas condições a taxa de usinagem pode ser então calculada pela seguinte equação:

$$Q = \left(a_p \times v_f \times \frac{a_e}{D} \right) \times D \times \frac{1}{1000} \tag{16}$$

Como a espessura média do cavaco h_m e o ângulo de engajamento φ_c , independente da variação do diâmetro D , permanecem constantes, a força de corte é neste caso excepcionalmente função dos valores específicos de corte $k_{c1.1}$ e $1-m_c$. Todavia, Stemmer [29] mostra que estes valores apresentam uma tendência de diminuição com o aumento da velocidade de corte. Neste caso, o incremento do diâmetro da fresa causa um aumento simultâneo da velocidade de corte, logo, ocorre diminuição da força de corte com o

aumento do diâmetro da fresa. O aumento do diâmetro da fresa leva à visível necessidade de se ter uma potência de máquina disponível maior, devido ao incremento da taxa de remoção de material. Esta necessidade torna-se uma limitação em algumas operações, caso se utilizem diâmetros muito grande.

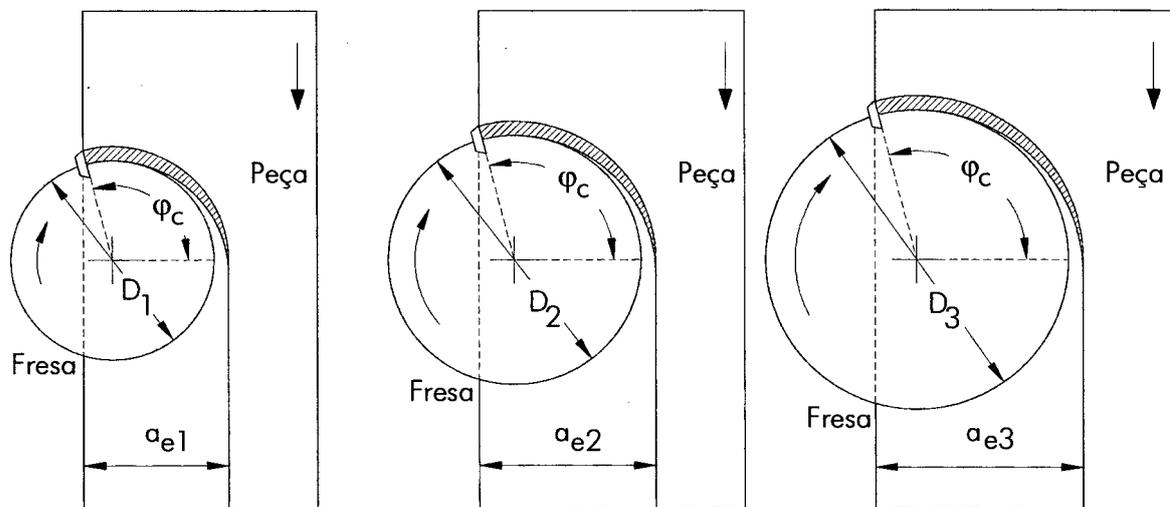


Figura 17 - Variação do diâmetro da fresa para um mesmo grau de sobreposição a_e/D ($D_1 < D_2 < D_3$, $a_{e1} < a_{e2} < a_{e3}$).

Resumidamente pode-se concluir que, para o caso de rotação constante, a vantagem da escolha de um maior diâmetro da ferramenta, para $a_e = \text{cte}$, é que se obtém menores forças e desta forma melhores acabamentos. Para o caso em que $a_e/D = \text{cte}$, obtêm-se maiores taxas de usinagem e melhores tempos de usinagem.

b) Velocidade de Corte Constante

Nesta segunda etapa da análise manteve-se a velocidade de corte constante, ou seja, a rotação da fresa é ajustada de acordo com o diâmetro da mesma. Devido à velocidade de corte ser a variável de maior influência na vida da ferramenta (isto será discutido adiante), e neste caso ser constante, observa-se uma pequena variação no tempo da vida da ferramenta para as considerações a seguir, principalmente naquela em que o grau de sobreposição é mantido constante.

➤ $a_e = \text{Constante}$

Para uma determinada velocidade de corte, a rotação, de acordo com a equação 17, é inversamente proporcional ao diâmetro da ferramenta. Observa-se que as grandezas empíricas $1-m_c$ e $k_{c1.1}$ são independentes da variação do diâmetro e à rotação a ela relacionada, devido à velocidade de corte constante.

$$n = \frac{v_c}{\pi \times D} \times 1000 \quad (17)$$

Verifica-se, então, que o incremento do diâmetro da fresa leva ao aumento do comprimento de corte circular l_{cp} (Fig. 18), conseqüentemente à diminuição da espessura média de cavaco h_m (Eq. 18). Desta maneira, a força de corte diminui e, com isso, o consumo de potência. A taxa de usinagem Q também sofre redução com o aumento do diâmetro D , pois para manter a velocidade de corte constante necessita-se diminuir a rotação da fresa, que assim reflete-se na redução da velocidade de avanço v_f . (Eq.14).

$$h_m = \frac{f_z \times a_e}{l_{cp}} \quad (18)$$

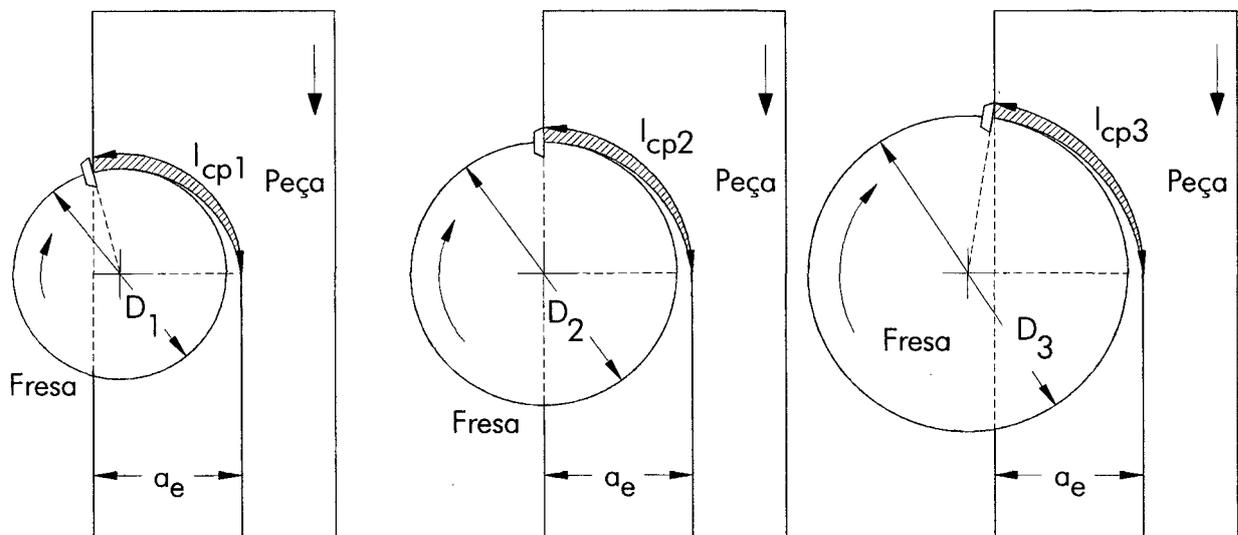


Figura 18 - Variação do comprimento de corte circular l_{cp} em função do diâmetro da fresa ($D_1 < D_2 < D_3$, $l_{cp1} < l_{cp2} < l_{cp3}$).

Logo, do ponto de vista produtivo, é vantajoso utilizar a máxima rotação possível para a potência de máquina disponível (maior diâmetro da fresa) e maiores graus de sobreposição a_e/D , proporcionando assim maiores taxas de usinagem, cortes mais estáveis e qualidade superficial da peça melhor.

➤ $a_e/D = \text{Constante}$

Nesta condição, independentemente do diâmetro da fresa, a forma de ataque dos gumes da ferramenta na peça é constante, ou seja, a espessura média do cavaco se mantém inalterada. Por isso, em vista da potência de corte e da taxa de usinagem, é de pouca importância qual deve ser o diâmetro da ferramenta escolhido. Porém, os tempos secundários aumentam consideravelmente com a diminuição do diâmetro da fresa, devido aos inúmeros passes necessários para remover o mesmo volume de material.

2.8.3 Influência da Posição Relativa entre Peça e Ferramenta no Desgaste da Fresa

Devido aos fenômenos causados pela dinâmica do processo, principalmente pelos choques mecânicos e térmicos (corte intermitente), é fundamental o entendimento das conseqüências na integridade do gume da fresa e na qualidade superficial da peça que a variação do grau de sobreposição (a_e/D) apresenta. Esta relação define a forma inicial de penetração do gume na peça. Sendo assim, para otimizar a vida da ferramenta e melhorar a qualidade superficial da peça gerada, faz-se necessário o entendimento de alguns fatores que estão listados a seguir.

a) Profundidade de Corte Radial a_e

Na seção 2.8.2 apresentaram-se quais as influências deste parâmetro sobre a taxa de usinagem, porém, do ponto de vista da vida da ferramenta esta variável também tem influência na evolução das marcas de desgaste no gume da ferramenta, devido à alta frequência de choques mecânicos absorvidos pelo dente da fresa. Isto deve-se ao fato que, no instante de penetração do gume na peça a concentração de esforços torna-se muito grande na região de contato inicial entre o material a ser usinado e o gume. Desta maneira,

verificam-se três condições distintas para penetração do gume na peça em função da profundidade de corte radial a_e [4, 14, 16, 28, 32].

Na figura 19a, para a profundidade de corte radial a_e maior que a metade do diâmetro da fresa D (fresamento simultâneo), o impacto inicial de entrada do dente na peça é em sua grande parte absorvido pela face do mesmo, onde o gume é mais robusto. Esta condição é favorável em termos do tempo de vida da ferramenta. Porém, as temperaturas geradas na face da ferramenta serão maiores devido ao volume de material removido por rotação do gume. Sendo assim, dependendo da variação de temperatura que ocorre no gume da ferramenta, esta condição pode ser prejudicial à vida da mesma [4, 14, 16, 28, 32].

Já no caso da figura 19c, para a profundidade de corte radial a_e menor que a metade do diâmetro da fresa D (fresamento concordante), o impacto inicial é em sua grande parte absorvido pela ponta do gume, que apresenta menor resistência do que a face. Desta forma, o desgaste por lascamento devido ao fenômeno da fadiga mecânica é acelerado e o tempo de vida da fresa reduzido [4, 14, 16, 28, 32].

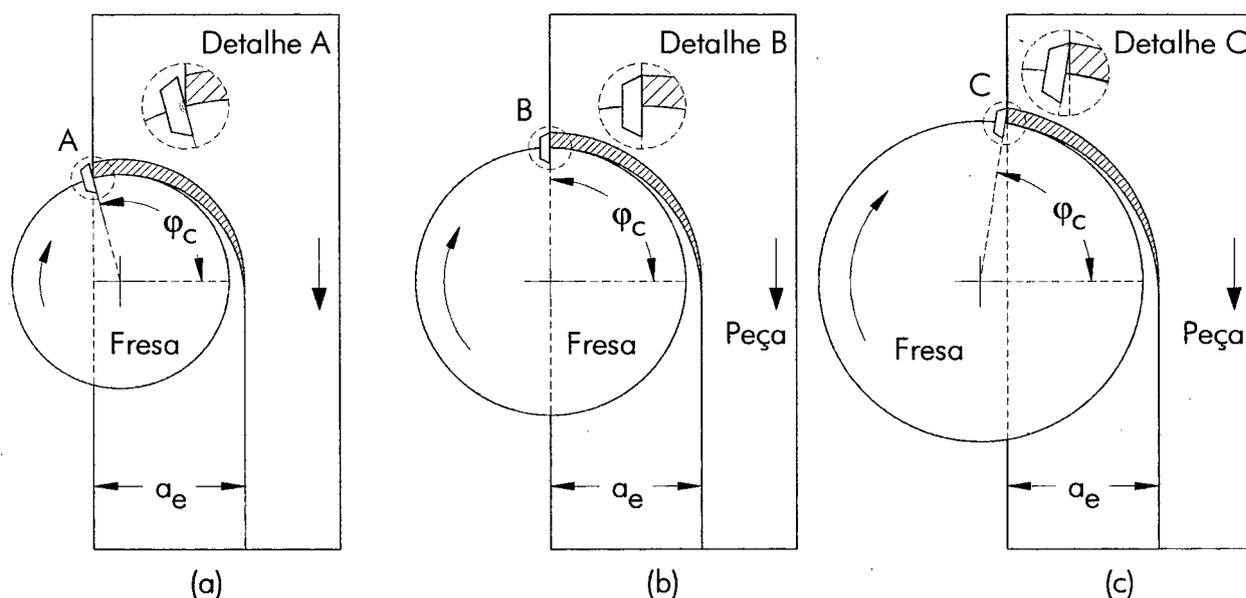


Figura 19 - Representação esquemática dos esforços ocorridos no gume em função do grau de sobreposição da operação: a - $a_e > 0,5D$, b - $a_e = 0,5D$, c - $a_e < 0,5D$.

Na condição em que a profundidade de corte radial a_e é igual à metade do diâmetro da fresa D , ocorre uma distribuição adequada dos esforços sobre o gume da fresa (Fig.

19b); logo, esta condição, em termos de produtividade, apresenta bons resultados [4, 14, 16, 28, 32].

b) Número de Dentes Engajados no Corte

Neste caso, o fresamento uniforme (seção 2.6) é o mais favorável, pois garante a existência contínua de pelo menos um gume em ação no corte, minimizando os níveis de vibração do processo. Isto é fundamental do ponto de vista do equilíbrio das forças para uma boa qualidade superficial da peça usinada [16, 29, 46, 55].

c) Deflexão da Ferramenta

A forma e a magnitude da força resultante de corte instantânea no processo de fresamento dependem predominantemente da profundidade de corte radial a_e , da profundidade de corte axial a_p , da geometria da fresa e do material usinado (Fig. 14). Logo, valores excessivos desta resultante ocasionam deflexão da ferramenta, geralmente na direção oposta à direção de avanço, causando assim imprecisão geométrica na peça. Outro aspecto importante refere-se à avaliação da máxima velocidade de avanço permissível para uma dada operação de fresamento em função do comprimento em balanço da ferramenta, pois, conforme comentado na seção 2.8.1, este parâmetro é um dos principais responsáveis pela imprecisão dimensional sofrida pela peça [16, 29, 46, 55].

2.8.4 Influência da Velocidade de Corte no Desgaste da Fresa

A velocidade de corte é o parâmetro de maior influência na vida da ferramenta nos processos de torneamento, fresamento e furação, devido principalmente às altas temperaturas geradas na interface peça e ferramenta. Contudo, no processo de fresamento de topo reto, uma alternativa para aumentar a vida da ferramenta mantendo a taxa de usinagem constante, pode ser alcançada diminuindo a velocidade de corte e aumentando o avanço por dente, isto dentro de níveis aceitáveis [13, 14, 16, 26, 28, 29, 35].

Outra característica importante é que para a mesma taxa de usinagem, a influência da redução da velocidade de corte v_c na vida da fresa é maior do que aquela devido à redução do avanço por dente f_z . Isto significa que para aumentar a vida da ferramenta sem alterar os tempos de usinagem, pode-se elevar o avanço por dente f_z e diminuir a velocidade

de corte v_c proporcionalmente. Este fenômeno é devido, basicamente, à diminuição do comprimento total em que a ferramenta está em contato com o cavaco, apesar dos esforços serem maiores [4].

Para a determinação apropriada das condições de usinagem, além dos parâmetros de corte convencionais como avanço por dente f_z , velocidade de corte v_c , profundidade de corte radial a_e e profundidade de corte axial a_p , devem ser conhecidos também os efeitos que a utilização de fluido de corte causa na vida da ferramenta e na qualidade da superfície usinada.

2.9 Meios Lubri-Refrigerantes

O emprego de meios lubri-refrigerantes nas operações de usinagem tem como principais objetivos reduzir os custos da operação com o aumento da vida da ferramenta e melhorar as características da peça em termos de textura e rugosidade. Há mais de 100 anos, W. H. Northcott publicou a primeira pesquisa sobre o aumento da produtividade causado pelo uso de meios lubri-refrigerantes durante o corte dos materiais. Mais tarde, F. W. Taylor mostrou que através da inundação da interface peça/ferramenta, com um forte fluxo de água, a velocidade de corte poderia ser aumentada de 30 a 40% no processo de torneamento. Desde então o desenvolvimento dos meios lubri-refrigerantes tem sido crescente para melhorar o desempenho das operações de usinagem e diminuir os custos de produção [13, 19, 20, 29]. A figura 20 mostra um exemplo de aplicação de um meio lubri-refrigerante, emulsão, na operação de fresamento.

Os constantes avanços tecnológicos conseguidos nos materiais de ferramenta, tipos de revestimentos e a forte competitividade industrial, conduziram a uma criteriosa análise no emprego racional dos meios lubri-refrigerantes. Assim, a utilização otimizada dos meios em cada operação de corte específica (fresamento, furação, torneamento, etc.) torna-se fundamental nos dias atuais para obter-se resultados econômicos satisfatórios na produção [19, 20, 21, 22, 23, 56].

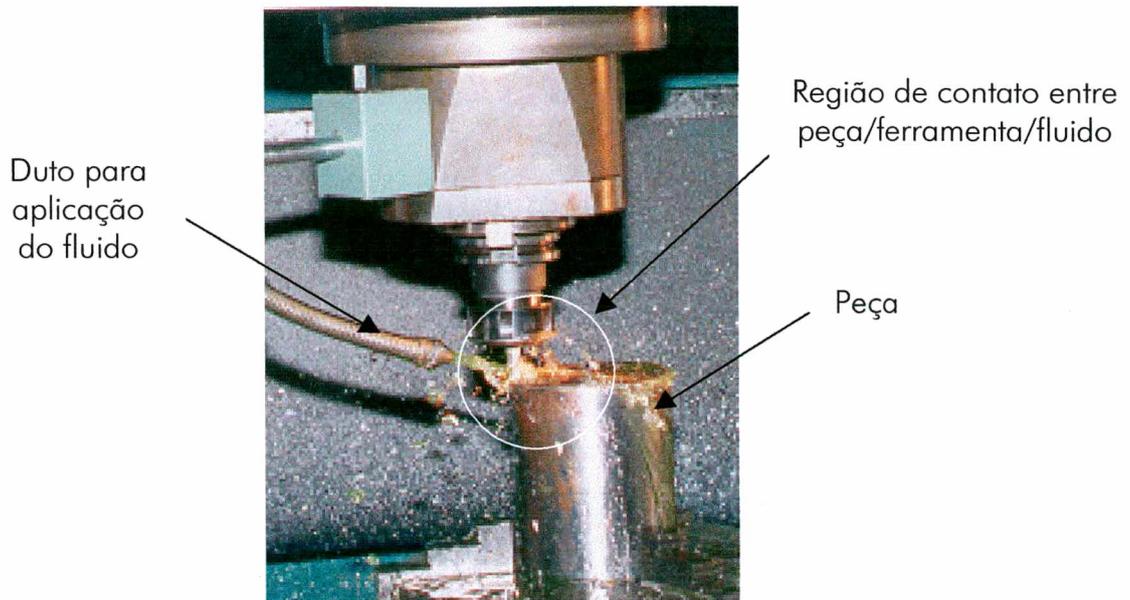


Figura 20 - Exemplo da aplicação de emulsão na operação de fresamento [24].

Por sua evidente importância nos processos de fabricação, através dos benefícios à produtividade, grandes volumes de fluido são utilizados nas linhas de produção como meios lubri-refrigerantes. Este fato motiva investimentos ainda maiores para melhorar o desempenho tecnológico dos meios lubri-refrigerantes. Todavia, em conjunto com esta evolução surgiu a necessidade de iniciar estudos para investigar as reais influências dos meios lubri-refrigerantes na saúde do trabalhador e no meio ambiente, uma vez que o consumo de fluidos de corte como meios lubri-refrigerantes cresce proporcionalmente ao aumento de produção [19, 20, 56].

2.9.1 Funções dos Meios Lubri-Refrigerantes

Os meios lubri-refrigerantes desempenham várias funções simultaneamente num processo de corte de material. As funções básicas e que evidenciam a importância dos fluidos nos processos são [13, 19, 20, 26, 57, 58]:

- Refrigeração da interface peça e ferramenta;
- Lubrificação da interface peça/ferramenta e cavaco/ferramenta;
- Expulsar o cavaco da zona de corte;
- Evitar a formação de gume postigo.

Como funções secundárias podem ser citadas :

- Proteger a peça da corrosão;
- Reduzir as forças e a potência de corte;
- Melhorar a qualidade superficial gerada na peça;
- Aumentar a vida da ferramenta;
- Refrigeração da máquina-ferramenta.

A função de refrigeração é especialmente importante sob o ponto de vista da vida da ferramenta, pois em altas velocidades de corte a temperatura do gume se aproxima do ponto de amolecimento. Logo, com um pequeno esfriamento pode-se aumentar o tempo de vida da mesma [29, 20, 57, 58, 59, 60, 61]. Contudo, devido à dinâmica de corte, na operação de fresamento esta função favorece a formação de trincas térmicas ao longo do gume da ferramenta. Estas trincas estendem-se em alta velocidade, perpendicularmente ao gume da fresa, sobre a face e o flanco principal do gume (Fig. 21). Isto leva, em alguns casos, à quebra total do gume. Numerosos estudos afirmam que a formação destas trincas deve-se a uma variação cíclica da temperatura de corte, com aquecimento durante o tempo ativo e resfriamento durante o tempo inativo, o que leva a uma variação cíclica das tensões impostas sobre a ferramenta. A variação das tensões gera então fadiga no gume durante o corte interrompido, que é a causa principal do fim de vida da fresa [62].

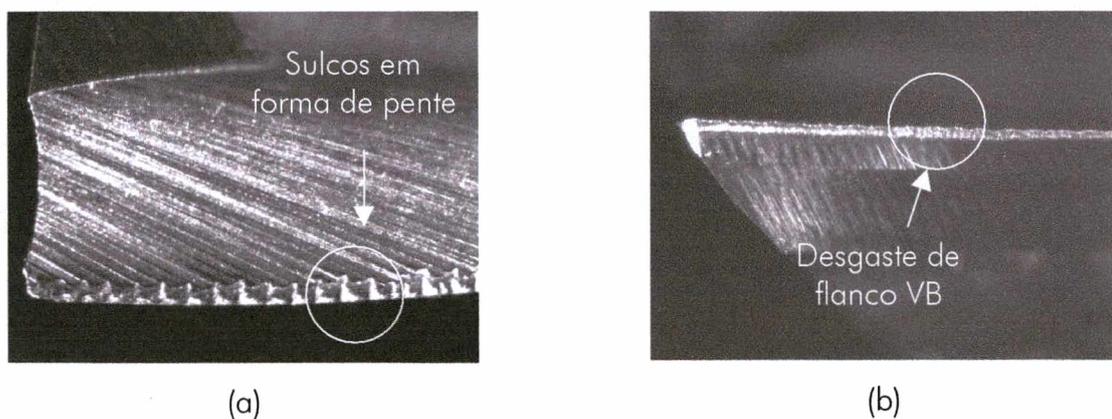


Figura 21 - Exemplo dos desgastes presentes no gume da fresa devido aos choques térmicos: a - Face, b - Flanco Principal.

A função de lubrificação atua especialmente na zona de contato da peça e do cavaco com a face da ferramenta. Para diminuir a temperatura no gume da fresa pode-se atuar em duas frentes: eliminar o calor gerado através da refrigeração ou procurar reduzir a geração deste calor, sendo que este segundo caminho é possível pela característica de lubrificação dos fluidos [62].

Segundo Stemmer [29], durante a operação de usinagem com ferramenta de geometria definida, verifica-se que o aquecimento se deve basicamente a dois fatores:

- Atrito com a peça e com o cavaco, responsável por 25% do calor gerado;
- Trabalho de deformação do cavaco, responsável por 75% do calor gerado.

A lubrificação atua assim diretamente sobre apenas uma pequena parcela do calor gerado no corte, mas, indiretamente, ela diminui o fator de recalque do cavaco e, com isto, reduz também o trabalho de dobramento do mesmo. Entretanto, tem sido muito discutida a penetração do fluido como meio lubri-refrigerante na interface cavaco/ferramenta, devido às altas pressões de contato entre o cavaco e a face da ferramenta. Uma explicação aceita atualmente é que a superfície do cavaco e da peça não são absolutamente planas, mas apresentam irregularidades, nas quais pode penetrar o fluido de corte por capilaridade, caracterizando a lubrificação limítrofe [29].

À medida que se aumenta a velocidade de corte, o tempo para a entrada do fluido entre as superfícies atritantes diminui, perdendo-se progressivamente o efeito do lubrificante. Nota-se então, que no processo de fresamento o tempo de contato entre o cavaco e cada gume da ferramenta é muito pequeno, ou seja, este efeito de lubrificação é pouco sentido em termos da vida da ferramenta [62].

A função dos meios lubri-refrigerantes de expulsar os cavacos da zona de corte é efetuada pela ação mecânica de arrastamento ou pelo esfriamento brusco e fragilização do cavaco, que facilita assim a movimentação dos mesmos para fora da região de corte [29].

A função de eliminação do gume postiço para melhorar a qualidade superficial da peça, através da lubrificação da face da ferramenta em baixas velocidades de corte, é mais sensível no processo de torneamento do que no fresamento [29, 62].

Observa-se, neste ponto, que algumas funções no caso do fresamento têm diferentes influências na vida da ferramenta, especialmente a função de refrigeração que age no sentido de diminuir o tempo de vida da fresa na grande maioria das vezes [22, 23, 62].

2.9.2 Tipos de Meios Lubri-Refrigerantes

Atualmente, o termo utilizado na indústria e em várias fontes literárias para designar meios lubri-refrigerantes é “fluido de corte”. Contudo, esse termo cria uma série de contradições, pois meios lubri-refrigerantes gasosos e sólidos também são utilizados no sentido de aumentar a vida da ferramenta, ou seja como “fluidos de corte”. Assim sendo, diante da necessidade de classificar os meios externos utilizados para aumentar a vida da ferramenta no processo de usinagem, optou-se por “meios lubri-refrigerantes” como sendo o termo técnico mais adequado. Logo, os meios lubri-refrigerantes podem ser classificadas em um dos quatro tipos básicos [29]:

a) Meios lubri-refrigerantes miscíveis com água

Os meios lubri-refrigerantes miscíveis com água representam aproximadamente 40% do consumo atual de fluido [18]. Este tipo de fluido é conhecido como emulsão ou óleos solúveis e consistem na mistura de grandes volumes de água com óleo, agentes emulsificantes e aditivos, de modo a produzir o fluido com as características necessárias [20, 60].

b) Meios lubri-refrigerantes não-miscíveis com água

Os meios lubri-refrigerantes não-miscíveis com água representam em conjunto aproximadamente 60% do consumo atual de fluido [29]. Estes meios são obtidos através de óleos minerais puros, óleos graxos (origem mineral ou vegetal), óleos com aditivo de extrema pressão (ativos e inativos) ou óleos com aditivos polares [20, 29].

c) Gases e névoas

Os gases ou névoas consistem no emprego de meios gasosos como meio lubri-refrigerante. O ar é o mais comum fluido gasoso utilizado, estando presente até mesmo na usinagem a seco. O ar comprimido é utilizado para melhorar a retirada de calor e expulsão do cavaco da zona de corte. Outros gases como argônio, hélio, nitrogênio e dióxido de carbono também são utilizados para a proteção contra oxidação e refrigeração, porém apenas em casos específicos [20].

d) Sólidos

Os meios sólidos apresentam o bisulfeto de molibidênio (MoS_2), nome comercial Molikote, como seu principal tipo. Este meio possui características de lubrificante em condições de extrema pressão. Em alguns processos, basta apenas uma leve pintura da superfície do gume da ferramenta com a pasta de MoS_2 para a execução da operação de usinagem [29].

A aplicação de um ou outro tipo de meio lubri-refrigerante em determinada operação de usinagem deve seguir, como em outros casos, uma relação de compromisso entre as variáveis de processo como tipo de operação, tempo de usinagem, qualidade superficial da peça exigida, materiais da peça e da ferramenta, máquina-ferramenta, etc. De modo geral, a relação usualmente predominante nos processos industriais é o fator “custo-benefício”.

2.9.3 Usinagem a seco

A necessidade de investigar o tema “usinagem a seco” vem crescendo na medida em que os aspectos ecológicos vêm se tornando fundamentais dentro da estratégia de produção das empresas. Atualmente, na área da fabricação mecânica, a usinagem a seco é um dos temas mais discutidos, sendo que se tenta obter soluções para reduzir ou eliminar os danos causados pelos fluidos de corte utilizados como meios lubri-refrigerantes [20, 63, 64, 65].

Observa-se, que a usinagem a seco se apresenta como a melhor alternativa para resolver os problemas causados pelos fluidos de corte. Esta solução combina vantagens ecológicas e econômicas na usinagem. Por estar em fase inicial de investigação, existem muitos problemas a serem estudados e resolvidos. A usinagem a seco não consiste em

simplesmente interromper a alimentação de fluido de corte de determinado processo, mas sim, exige uma adaptação compatível de todos os fatores influentes neste processo [5, 55]. Tanto a eliminação como a redução dos fluidos de corte são objetivos almejados para o maior desenvolvimento deste processo [20, 63, 64, 65].

Na usinagem a seco não surgem as funções primárias dos fluidos de corte: refrigeração, lubrificação e transporte de cavaco. A falta de fluido de corte significa maior atrito e adesão entre ferramentas e material, cargas térmicas mais elevadas nas ferramentas e também na peça, em condições constantes de usinagem. Tais condições podem levar a grandes desgastes da ferramenta. Entretanto, também podem resultar em aspectos positivos, como a diminuição do choque térmico, com conseqüente diminuição da formação de fissuras na ferramenta devido à usinagem interrompida. As temperaturas elevadas de usinagem influem na formação dos cavacos, podendo resultar em cavacos na forma de fita ou emaranhados [20, 63, 64, 59].

A falta de ação do fluido de corte pode levar a um aumento da temperatura na câmara de armazenamento de cavacos da máquina-ferramenta, ocasionando uma alteração na sua estabilidade e conseqüente influência sobre a precisão das medidas da peça [20, 63, 64, 59].

As primeiras pesquisas indicam que é possível usinar a seco em muitos casos, entretanto não é possível usinar totalmente a seco em todos os casos. Nesses casos, porém, é possível reduzir a quantidade de fluido de corte utilizado no processo.

Exemplos mostram que a usinagem a seco exige a introdução de medidas adequadas que compensem a falta das funções primárias do fluido de corte. Há a necessidade de fazer uma análise pormenorizada das condições de compatibilidade, assim como o entendimento das complexas relações que unem o processo, a ferramenta, a peça e a máquina-ferramenta [20, 56, 59, 60, 65].

2.9.4 Usinagem com Mínimas Quantidades de Fluido de Corte

Atualmente, toda e qualquer avaliação que se refira aos fluidos de corte é necessariamente criteriosa, porque são muitas as desvantagens que incidem sobre eles, como, por exemplo, problemas de despejo, perigos à saúde e ao ambiente e gastos com seu condicionamento e manutenção. Isto impulsionou a utilização de usinagem a seco em muitos processos de usinagem [68].

Apesar disto, as tentativas de eliminar completamente tais fluidos nem sempre são possíveis, pois em muitos casos uma ou mais funções básicas que o fluido de corte apresenta ainda são essenciais para se obter vidas econômicas de ferramenta ou qualidades superficiais requeridas. Isto é particularmente válido quando há a exigência de tolerâncias estreitas e alta precisão dimensional e de forma ou quando se trata de usinagem de materiais críticos, de corte difícil. Isso faz da utilização de quantidades mínimas de fluido de corte uma alternativa interessante, porque combina a funcionalidade dos fluidos com um consumo extremamente baixo [66, 67, 68].

Quantidades mínimas de fluido de corte é uma boa alternativa entre a usinagem a seco e a usinagem com utilização de fluidos de corte convencionais. No caso do uso de fluido padrão, há uma inundação intensa da superfície usinada, enquanto que os sistemas de minimização de fluido de corte colocam o lubrificante apenas em contato com a região de corte definida entre peça, cavaco e ferramenta [68]. A figura 22 mostra um exemplo de aplicação de mínimas quantidades de fluido de corte no processo de fresamento.

Nesta tecnologia, a função de lubrificação é assegurada pelo óleo e a de refrigeração principalmente pelo ar comprimido [68]. Logo, no processo de fresamento esta alternativa apresenta uma boa perspectiva devido às conseqüências danosas que a refrigeração causa no gume da ferramenta através dos choques térmicos, conforme descrito anteriormente.

Entretanto, o nível de influência da refrigeração na vida da ferramenta, no caso da utilização de mínimas quantidades de fluido de corte, deve ser balanceado com aquelas proporcionadas pelas outras funções, principalmente a lubrificação, a fim de assegurar um melhor rendimento do processo [66, 67, 68].

Dentro deste enfoque, as principais vantagens desta tecnologia são [66, 67, 68]:

- Utilização de menores quantidades de fluido em relação aos métodos convencionais;
- Menores custos para despejos e manutenção;
- As peças usinadas ficam quase secas;
- O volume de fluido que é perdido junto aos cavacos é mínimo;
- A utilização de óleos vegetais minimiza os danos a saúde do operador.

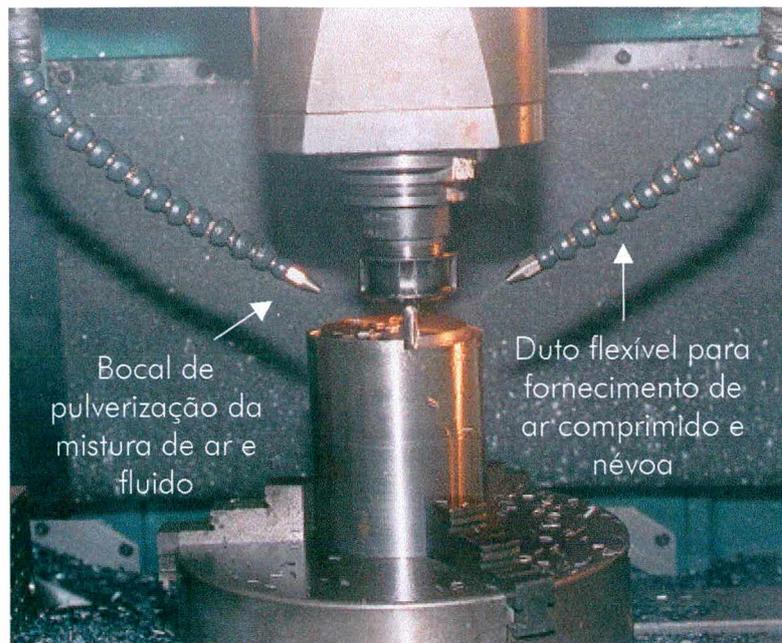


Figura 22 - Arranjo experimental para a investigação da utilização de mínimas quantidades de fluido no processo de fresamento.

Ainda não existe um termo que defina claramente um processo que utilize quantidades mínimas ou reduzidas de fluido de corte na usinagem. Na literatura existem várias designações, como quantidade mínima de fluido de corte, quantidade reduzida de fluido de corte e usinagem quase a seco, entre outros. Neste texto será utilizado a nomenclatura proposta por Teixeira [20], que baseia-se nas seguintes definições :

- Quantidade reduzida de fluido de corte (QRFC) - este termo deve ser utilizado quando o volume de fluido empregado no processo de usinagem com geometria definida for menor que 2 l/min, e for menor que 1 l/min por mm de largura do rebolo, para retificação;
- Mínima quantidade de fluido de corte (MQFC) - entende-se um sistema de névoa com um consumo menor ou igual a 50 ml/h de fluido de corte.

Com o emprego correto do sistema MQFC, a ferramenta e a peça permanecem quase secas, onde pode-se então adotar o termo “usinagem a seco com MQFC”. Em alguns processos de usinagem como retificação e rosqueamento de ligas de aço e alumínio, a utilização de quantidades mínimas de fluido de corte é limitada [20].

Pesquisas mostram que em certos casos a utilização do sistema MQFC, devido à sua ação lubrificante, leva a uma drástica redução do desgaste causado pelo atrito e pela adesão na ferramenta. O benefício introduzido pelo MQFC passa a viabilizar economicamente a usinagem, antes não recomendada [20].

No caso do fresamento discordante as técnicas MQFC e QRFC são vantajosas, porque o gume começa a penetrar no material da peça com uma espessura de cavaco nula, o que significa que existe um estado de atrito puro. Assim, desta fase até a penetração no material da peça, a lubrificação da interface ferramenta/peça mostra resultados significativos na vida da ferramenta. Outra vantagem é o não-aparecimento de tensões térmicas causadas pelo uso de fluidos de corte convencionais, tanto no fresamento concordante como no discordante [68].

Estas tecnologias (QRFC e MQFC) não são efetivas quanto ao transporte de cavacos, de forma que isso tem de ser compensado por máquinas-ferramentas cujo projeto já contemple esta necessidade ou por meios adicionais de limpeza [68].

Nestes sistemas são utilizados principalmente fluidos não-miscíveis em água, entretanto deve-se considerar que, devido às quantidades muito pequenas de fluidos usadas, os custos não deveriam impedir o uso de composições de alta tecnologia, mais caras no campo dos óleos básicos e aditivos [68].

2.9.5 Característica do Fluido de Corte no Processo de Fresamento

A utilização de fluido de corte no fresamento tem a mesma função que nos outros processos de usinagem: refrigeração, lubrificação da ferramenta e da peça, controle e prevenção de gumes postiços, remoção de cavaco e proteção contra corrosão. Os problemas ao uso de fluido de corte no fresamento estão relacionados à natureza intermitente do corte, à variação da espessura do cavaco e à ação centrífuga das ferramentas que não permitem um contato adequado do fluido na região de corte [2, 14, 19, 25, 26, 61, 62, 69].

Fluidos de corte não são recomendados para fresamento de ferro fundido e aço com ferramentas de metal-duro. Isto porque existe a tendência do metal-duro quebrar, lascas ou falhar em função dos choques térmicos derivados da refrigeração intermitente. Contudo, a utilização de fluidos é geralmente benéfica na usinagem de ligas de alumínio, latão e outros materiais moles. Quando estes tipos de material são fresados, as temperaturas são

geralmente baixas o suficiente para evitar danos na ferramenta e o fluido pode auxiliar na remoção de cavaco e na produção de superfícies com melhor qualidade [19, 61, 62, 69].

A aplicação de fluido é normalmente efetuada de forma contínua e em grandes quantidades. O fresamento a seco é normalmente preferível comparando com a utilização de pequenas quantidades de fluido, particularmente quando são utilizadas ferramentas de metal-duro, onde a velocidade de corte é maior (temperaturas elevadas). Fluidos de corte aplicados em forma de névoa são em alguns casos benéficos e vêm sendo utilizados com sucesso no fresamento de ferro fundido. Neste caso o ar pressurizado remove os cavacos enquanto o fluido de corte finamente disperso refrigera a ferramenta e a peça por evaporação. Em alguns casos, especialmente em fresamento de rasgos, um jato de ar comprimido sem fluido de corte é utilizado para remoção de cavacos [19, 62].

Exemplos mostram que é de interesse das empresas, tanto as de grande porte como as de médio porte, que haja uma diminuição no emprego de fluido de corte, e com isso ocorra uma diminuição dos custos, resultando em um enorme potencial econômico [19].

Neste contexto, verifica-se que para a correta seleção das condições de usinagem em função do material da peça e da operação desejada (desbaste, acabamento ou pré-acabamento), deve-se avaliar os seguintes aspectos:

- Geometria da ferramenta;
- Material da ferramenta;
- Tipo de revestimento (caso seja revestida);
- Grau de sobreposição adequado (a_p/D);
- Velocidade de corte adequada;
- Velocidade de avanço adequada;
- Profundidade de corte axial adequada;
- Máquina-ferramenta disponível;
- Tipo de fluido de corte (caso seja necessário na operação).

Nesse contexto, verifica-se que a determinação das condições adequadas de corte no processo de fresamento com fresas de topo reto é bastante complexa. Assim sendo, a apropriada seleção dos parâmetros de corte é fundamental para a indústria tornar-se competitiva em termos de custos de produção.

3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Este capítulo apresenta uma descrição dos materiais, ferramentas, equipamentos e métodos necessários para realização dos experimentos, bem como sua sistemática de execução. O trabalho foi realizado na Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC), no Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP), com o apoio de várias empresas.

3.1 Material Ensaiado

O material usinado foi o aço SAE 1040 em forma de barra redonda laminada, sem tratamento e sem acabamento, com diâmetro de 96 mm, fornecido pela empresa Aços Finos Piratini-GERDAU S.A. Com o objetivo de otimizar os tempos secundários de usinagem para aquisição dos dados de desgaste, força e rugosidade, os corpos de prova foram dispostos na mesa da máquina-ferramenta conforme a figura 23, onde toda a movimentação da ferramenta foi controlada via programa CNC. A geometria destes corpos de prova foi projetada de maneira a facilitar a obtenção dos dados desejados e sua posterior análise, assim como minimizar o volume de material necessário para a execução dos experimentos.



Figura 23 - Disposição dos corpos de prova na mesa da máquina-ferramenta.

3.1.1 Corpo de Prova para Desgaste da Ferramenta e Estratégia de Usinagem

Nestes experimentos utilizaram-se fresas de topo cilíndricas com diâmetro de 10 mm. Desta maneira, conforme a seção 2.7, a profundidade de corte radial a_e deve ser maior que 5 mm para favorecer a vida da ferramenta em termos de absorção dos choques mecânicos pelo dente da fresa. Sendo assim, para otimizar também o volume de material removido para cada ferramenta ensaiada, definiu-se a estratégia de usinagem em círculos (Fig. 24), com profundidade de corte radial a_e igual a 8 mm.

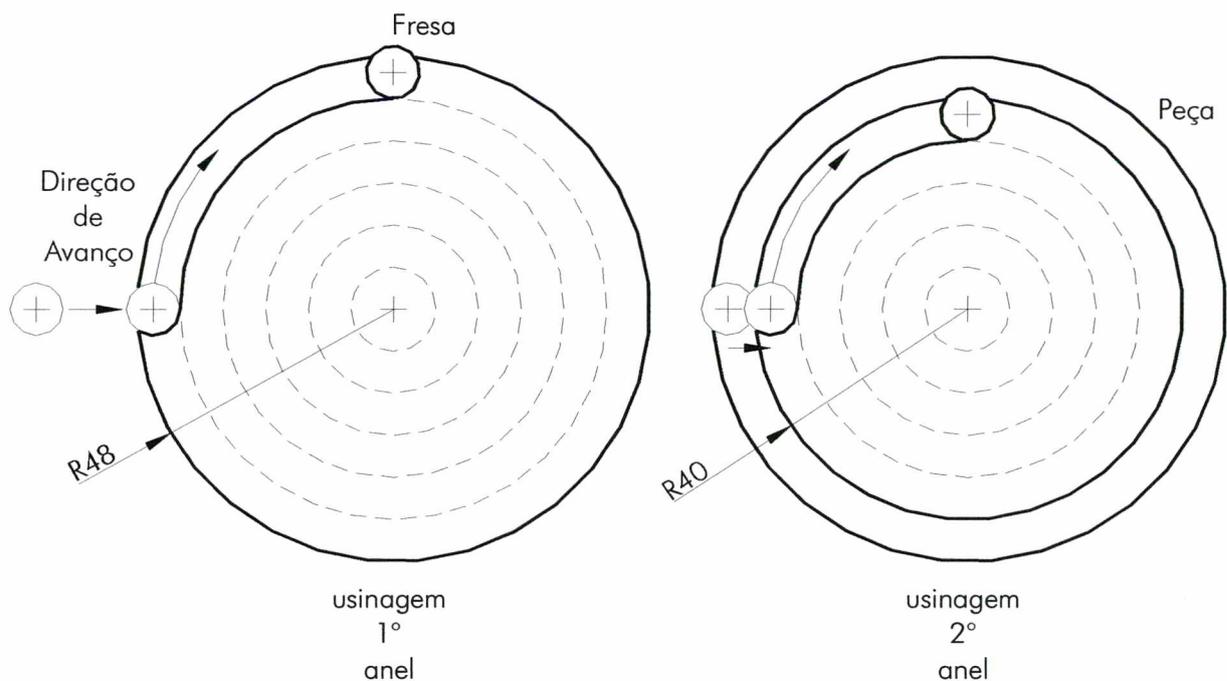


Figura 24 - Estratégia de usinagem em círculos para desgaste da ferramenta (vista superior).

Pode-se observar na figura acima, através das linhas tracejadas, que a fresa executa a usinagem de 6 anéis por camada de material removido, percorrendo um comprimento total de 942 mm por superfície usinada. Todavia, a profundidade de corte axial a_p foi estabelecida em 5 mm, pois, conforme a seção 2.7, deve-se trabalhar com valores pequenos de a_p para evitar deflexão da ferramenta. Assim, a altura do corpo de prova foi determinada em função da expectativa de volume de material a ser usinado por tipo de fresa ensaiada, que, no caso das ferramentas de aço-rápido foi de aproximadamente 15 m e, para as fresas de metal-duro, de aproximadamente 30 metros. Este também foi o critério de fim de vida estabelecido para as ferramentas utilizadas nestes experimentos.

A figura 25 ilustra a operação de usinagem com a ferramenta de metal-duro sem revestimento no ensaio a seco.



Figura 25 - Processo de usinagem com a ferramenta de metal-duro (usinagem a seco).

3.1.2 Corpo de Prova para Aquisição dos Dados de Forças e Rugosidade

O corpo de prova para aquisição dos dados de força e rugosidade é mostrado na figura 26. A geometria foi projetada com o intuito de minimizar os tempos de movimentação da ferramenta durante a execução da usinagem nos ressaltos 1 e 2, como também para facilitar o processo de fabricação destes corpos de prova. Para agilizar a troca do corpo de prova a cada ensaio, projetou-se um ressalto para o posicionamento rápido do mesmo, sem a necessidade de ajustes via relógio comparador, com auxílio de um batente, conforme figura 27.

Os rasgos efetuados no ressalto 1 ($a_e = 8$ mm e $a_p = 5$ mm) são para obter os sinais de força em cada estágio do desgaste da ferramenta. Para a aquisição destes sinais utilizou-se uma estratégia de usinagem diferente daquela utilizada para o desgaste da ferramenta. Nesta operação os eixos de movimentação da ferramenta X e Y coincidem com os eixos X e Y da plataforma piezelétrica, facilitando deste modo a análise das forças.

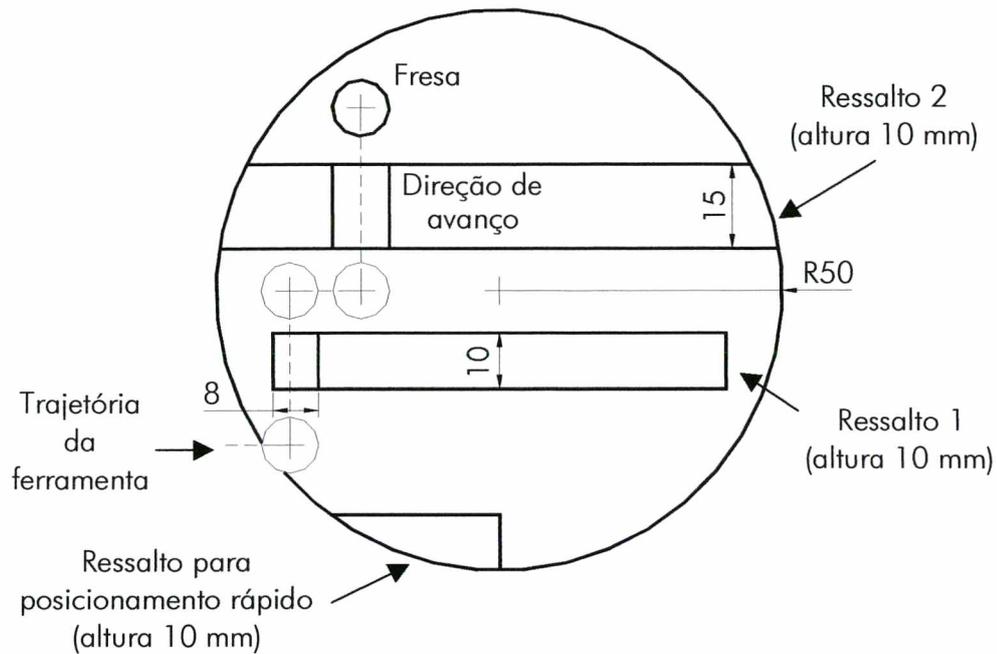


Figura 26 - Corpo de prova para medição das forças e da rugosidade (vista superior).

O canal aberto no ressalto 2 ($a_e = 10$ mm e $a_p = 5$ mm) tem como função gerar as superfícies laterais para avaliação da rugosidade produzida pela ferramenta nova. Na figura 27 pode-se observar o canal sendo usinado, sendo que a superfície à esquerda da peça é gerada pelo fresamento discordante e a superfície à direita pelo concordante, onde posteriormente será medida a rugosidade. Esta metodologia será descrita no item 3.4.3.



Figura 27 - Fresa usinando o canal para aquisição dos dados de rugosidade.

3.2 Ferramentas e Parâmetros de Corte

Utilizaram-se neste trabalho fresas de topo reto inteiriças de metal-duro classe K30 F granulometria extra fina com 10% de cobalto e aço-rápido com 8% de cobalto, ambas com e sem revestimento de carbonitreto de titânio (TiCN), depositado pelo processo PVD. As ferramentas de metal-duro têm tamanho de grão dos carbonetos menor ou igual a 0,8 μm , consideradas portanto ferramentas de micro grãos. Todas as fresas apresentam diâmetro de 10 mm, dois gumes, ângulo de hélice igual a 30° e haste cilíndrica.

As ferramentas foram divididas em quatro lotes conforme seu material e revestimento, sendo que as condições de usinagem foram selecionadas para a operação de desbaste, em função do material a ser usinado. As tabelas a seguir mostram as condições de usinagem para cada lote de ferramentas ensaiadas, inclusive com o tipo de fluido de corte aplicado.

Tabela 3 - Condições de usinagem para as ferramentas de aço-rápido sem revestimento.

Código	Fluido de Corte	v_c (m/min)	f_z (mm)	a_e (mm)	a_p (mm)	Z	D (mm)
A1	Seco	30	0,03	8	5	2	10
A2	MQFC 1	30	0,03	8	5	2	10
A3	MQFC 2	30	0,03	8	5	2	10
A4	Emulsão	30	0,03	8	5	2	10
A5*	Emulsão	30	0,03	8	5	2	10

* Ferramenta reserva

Tabela 4 - Condições de usinagem para as ferramentas de aço-rápido com revestimento.

Código	Fluido de Corte	v_c (m/min)	f_z (mm)	a_e (mm)	a_p (mm)	Z	D (mm)
B1	Seco	60	0,03	8	5	2	10
B2	MQFC 1	60	0,03	8	5	2	10
B3	MQFC 2	60	0,03	8	5	2	10
B4	Emulsão	60	0,03	8	5	2	10
B5*	Seco	60	0,03	8	5	2	10

* Ferramenta reserva

Tabela 5 - Condições de usinagem para as ferramentas de metal-duro sem revestimento.

Código	Fluido de Corte	v_c (m/min)	f_z (mm)	a_e (mm)	a_p (mm)	Z	D (mm)
C1	Seco	120	0,03	8	5	2	10
C2	MQFC 1	120	0,03	8	5	2	10
C3	MQFC 2	120	0,03	8	5	2	10
C4	Emulsão	120	0,03	8	5	2	10
C5*	Seco	120	0,03	8	5	2	10

* Ferramenta reserva

Tabela 6 - Condições de usinagem para as ferramentas de metal-duro com revestimento.

Código	Fluido de Corte	v_c (m/min)	f_z (mm)	a_e (mm)	a_p (mm)	Z	D (mm)
D1	Seco	140	0,03	8	5	2	10
D2	MQFC 1	140	0,03	8	5	2	10
D3	MQFC 2	140	0,03	8	5	2	10
D4	Emulsão	140	0,03	8	5	2	10
D5*	Seco	140	0,03	8	5	2	10

* Ferramenta reserva

As normas e especificações atribuídas pelo fabricante para cada lote de ferramenta são:

- Fresas de aço-rápido sem revestimento, norma DIN 327 e especificação D3141;
- Fresas de aço-rápido com revestimento, norma DIN 327 e especificação D3141 TCN;
- Fresas de metal-duro sem revestimento, norma DIN 6527L e especificação D2471;
- Fresas de metal-duro com revestimento, norma DIN 6527L e especificação D2471 TCN.

Os valores dos parâmetros iniciais para cada lote de ferramenta foram obtidos através de livros, artigos e tabelas fornecidos pelo fabricante.

A princípio foram realizados os 4 primeiros ensaios de cada grupo. A ferramenta de número 5 permaneceu como reserva para eventual repetição de algum ensaio que apresentasse problema ou dúvidas quanto aos dados obtidos. Caso contrário, repetia-se o ensaio a seco, isto porque esta condição é a ideal do ponto de vista ecológico.

No experimento com fresas de aço-rápido sem revestimento utilizou-se a ferramenta de número 5 para repetir o ensaio com emulsão, devido à grande variação dos valores de desgaste do gume em relação às outras condições ensaiadas. No caso do lote de ferramentas de aço-rápido revestido, um problema operacional durante o ensaio com a ferramenta B1 causou a necessidade da repetição do ensaio a seco. Os demais ensaios não apresentaram problemas.

3.3 Equipamentos Utilizados

Os ensaios foram executados basicamente numa fresadora vertical CNC, no entanto foram necessários outros equipamentos de apoio para obter os dados desejados. A relação destes equipamentos e sua aplicação estão apresentadas a seguir.

3.3.1 Máquina-Ferramenta

Como máquina-ferramenta para realização dos experimentos tem-se uma fresadora vertical CNC 3 eixos de marca ROMI modelo POLARIS F400. Os dados técnicos desta máquina podem ser encontrados no item 7.1. Pode-se observar na figura 28 a bancada experimental utilizada para execução dos experimentos.

A programação foi feita manualmente de acordo com a estratégia de usinagem estabelecida e digitada através do comando DIADUR, com linguagem de programação interativa HEIDENHAIN.



Figura 28 - Bancada experimental para execução dos experimentos.

3.3.2 Sistema de Aquisição das Forças de Usinagem

Utilizou-se para aquisição dos dados de força uma plataforma piezométrica KISTLER INSTRUMENTE para fresamento, especificação 9443, com aquisição de sinais nas direções X, Y e Z. Os dados técnicos desta plataforma podem ser encontrados no item 7.2. O sistema foi ajustado na mesa da máquina-ferramenta de maneira que os eixos X, Y e Z do conjunto placa e corpo de prova para medição das forças ficassem paralelos com os eixos da plataforma piezométrica (Fig. 29). Mostra-se na figura 28, que o corpo de prova para aquisição dos dados de força está fixado à placa três castanhas que, por sua vez, está acoplada à plataforma piezométrica.

Para viabilizar a leitura da variação de tensão ocorrida nos cristais piezométricos da plataforma, devido aos esforços de usinagem, utilizaram-se amplificadores de sinais KISTLER INSTRUMENTE AG 5006. Cada canal da plataforma tem seu próprio amplificador, que deve ser ajustado de acordo com a sensibilidade do cristal piezométrico na direção correspondente. Os dados técnicos deste equipamento podem ser encontrados no item 7.3.

Com o auxílio de uma placa computacional e um *software* dedicado, pode-se converter os sinais analógicos fornecidos pelos amplificadores para sinais digitais, que puderam assim ser arquivados para posterior tratamento e avaliação. A seleção do tempo e

da frequência de aquisição para cada ensaio são ajustadas através deste *software*, porém estes valores serão apresentados mais adiante na seção 3.4.2, avaliação dos dados de força.

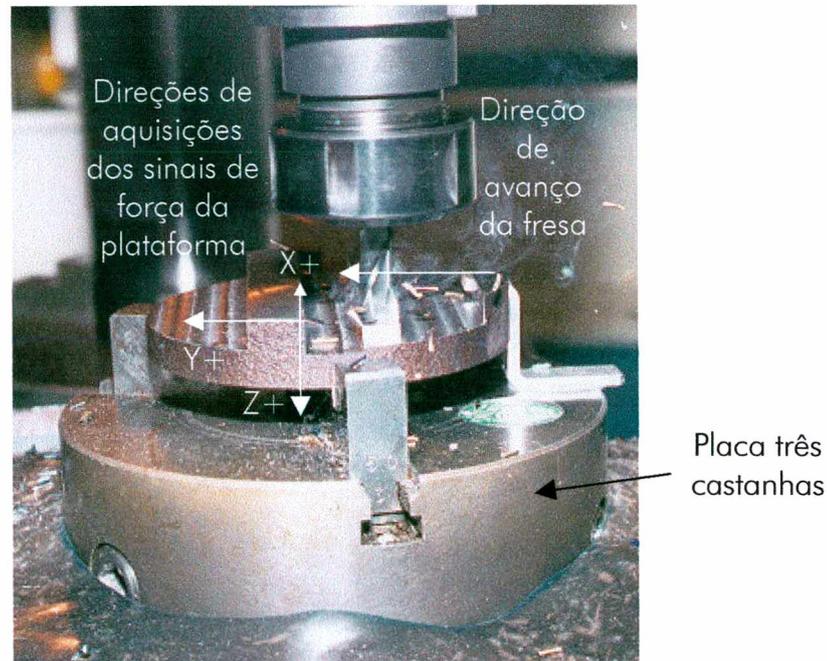


Figura 29 - Direções de aquisições dos sinais de força através da plataforma piezelétrica (ensaio a seco).

3.3.3 Sistema de Medição do Desgaste da Ferramenta

Para a medição do desgaste da ferramenta utilizou-se um conjunto de lentes, câmera digital e um microcomputador com placa de aquisição de imagem (Fig. 30). A câmera e as lentes são montadas em uma estrutura de modo que a ferramenta a ser avaliada possa ser convenientemente posicionada no campo focal do sistema, para que as respectivas superfícies com as marcas de desgaste fiquem perpendiculares ao eixo das lentes. Para a obtenção de uma boa qualidade nas imagens são necessários ajustes no posicionamento da superfície, na iluminação (direção e intensidade) e na distância focal. A qualidade da imagem armazenada se reflete diretamente na qualidade dos resultados obtidos nas medições, razão pela qual deve-se dar uma atenção especial ao ajuste do sistema. A ampliação é escolhida em função das dimensões da ferramenta e das dimensões esperadas para a marca de desgaste.

Para medir o desgaste nos gumes da fresa durante a execução do primeiro ensaio (ferramenta A1), utilizou-se um microscópio de ferramentaria de marca Nikon Measurescope em paralelo com as medições através da câmera digital. Isto foi realizado para comparar os dados obtidos entre o sistema digital e o microscópio ótico, assegurando desta forma a qualidade dos dados de desgaste obtidos. Verificaram-se também os principais ângulos e dimensões da geometria das fresas. Todavia, observou-se que todas as dimensões e ângulos aferidos estavam de acordo com os valores informado pelo catálogo do fabricante.

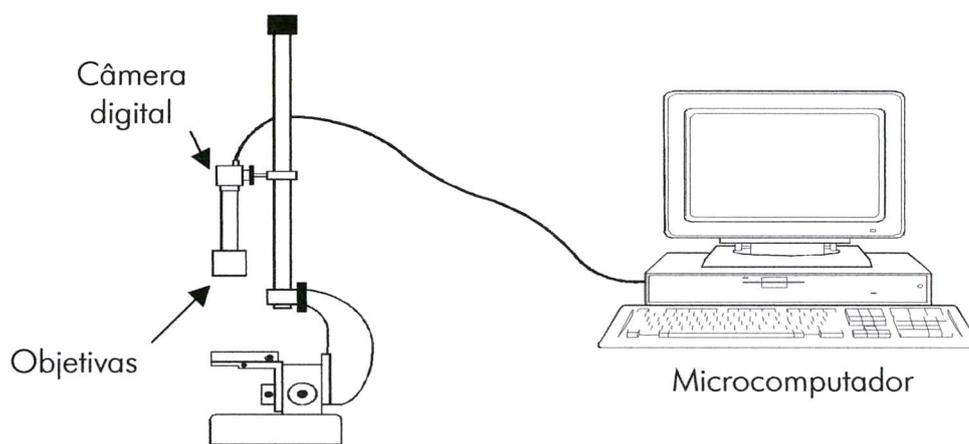


Figura 30 - Sistema de aquisição de imagens.

3.3.4 Medição de Rugosidade

A rugosidade das superfícies geradas foi medida através do rugosímetro PERTHOMETER-SP8 com unidade de avanço PERTHOMETER-PRK e outros acessórios para facilitar a execução das medições. As especificações utilizadas para as medições estão apresentadas na tabela 7.

Dentre todos os parâmetros disponíveis para avaliação da rugosidade, optou-se pela utilização das rugosidades R_a , R_t , R_z e $R_{máx}$ por serem alguns dos mais utilizados na literatura para caracterizar a rugosidade de uma superfície técnica [54].

Tabela 7 - Especificações para as medições da rugosidade.

<i>Cut-off</i>	0,8 mm
Raio do apalpador	10 μ m
Comprimento total de medição	5,6 mm
Comprimento efetivo de medição	4,0 mm
Largura de medição	2,0 mm
Número de medições	4

3.3.5 Sistemas de Fornecimento dos Meios Lubri-Refrigerantes

Os meios lubri-refrigerantes empregados nos ensaios e suas especificações estão descritas a seguir, bem como as formas de aplicações mostradas na figura 31:

- Seco - Usinagem sem a presença de fluido de corte;
- MQFC 1 - Aplicação de mínima quantidade de fluido do óleo de origem vegetal com especificação IT-MICRO 4300, fornecido pela empresa I. Terstegen da Alemanha, aplicado por dois bicos injetores com uma pressão de 3 bar, a uma inclinação de 45° entre a superfície da peça e a ferramenta e vazão de 25 ml/h cada bico, totalizando 50 ml/h;
- MQFC 2 - Aplicação de mínima quantidade de fluido do óleo de origem mineral com especificação MAXLU B5G725, fornecido pela empresa BARDAHL, aplicado a uma pressão de 3 bar com inclinação de 45° entre a superfície da peça e a ferramenta, através de um bico com vazão de 50 ml/h;
- Emulsão - Aplicação abundante de solução com 6% de MAXLUB RECUT 2, fornecido pela empresa BARDAHL, aplicado a uma inclinação de 45° entre a peça e a ferramenta e com uma vazão de aproximadamente 230 l/h.

Os principais dados técnicos dos óleos vegetal e mineral e da emulsão utilizada nesse trabalho estão apresentados no item 7.4.

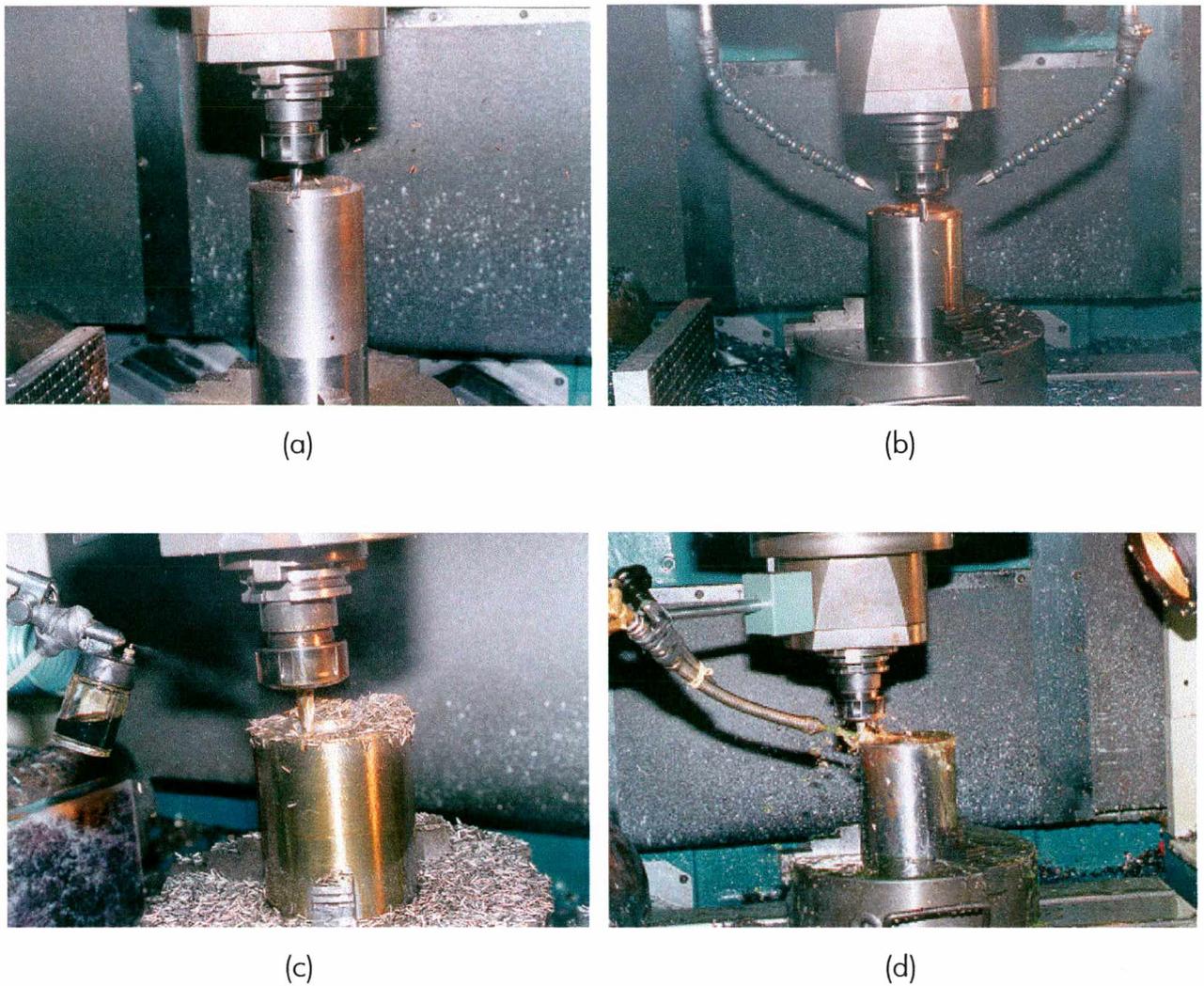


Figura 31 - Meios lubri-refrigerantes ensaiados: a - Seco, b - MQFC 1, c - MQFC 2, d - Emulsão 6% [22].

Para a aplicação das mínimas quantidades de fluido de corte vegetal utilizou-se um atomizador pneumático fabricado pela empresa alemã I. Terstegen, especificação MicJet 150 (Fig. 32).

Os dados técnicos deste equipamento estão apresentados no item 7.5. A vazão do fluido em forma de névoa é controlada manualmente através de válvulas de agulha e aplicada sobre a peça por dois bicos injetores, com o ângulo de ataque entre 5° e 10°.

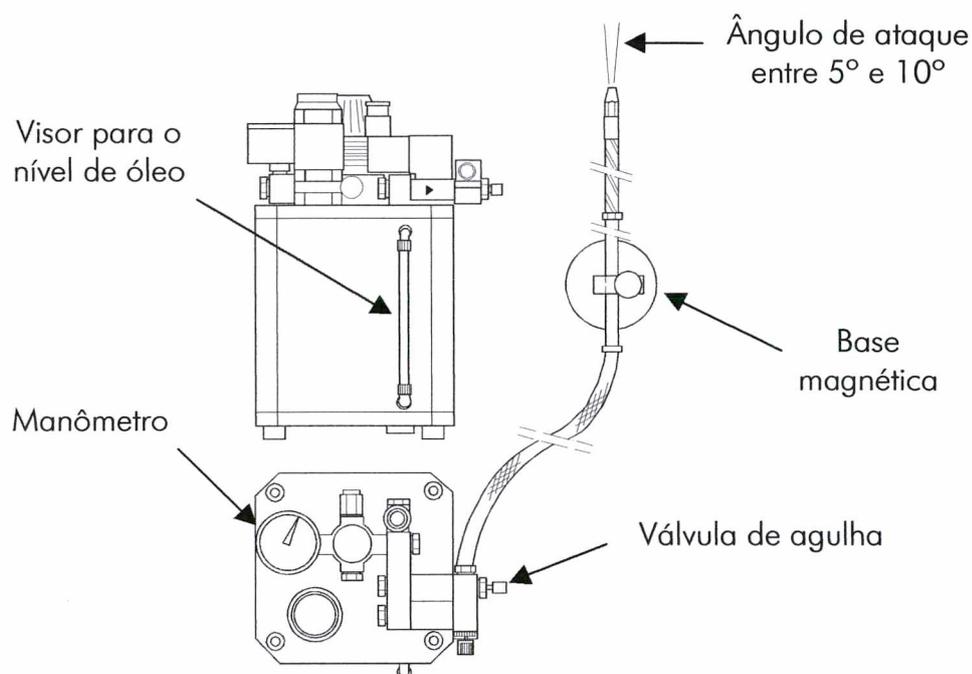


Figura 32 - Reservatório e dispositivos de controle para aplicação das mínimas quantidades de fluido de corte vegetal.

3.3.6 Calibração dos Equipamentos

Alguns dos equipamentos foram calibrados a fim de assegurar a confiabilidade dos dados gerados. Os equipamentos calibrados foram:

a) Sistema de Aquisição das Forças de Usinagem

Este sistema foi calibrado através da aplicação de massas-padrões em cada canal de aquisição (X, Y e Z), individualmente, gerando valores de força em Volts (V) que, por sua vez, eram então arquivados para a posterior análise dos erros e determinação da equação para conversão dos valores em Volts (V) para unidade de engenharia Newton (N). O conjunto de equipamentos calibrados agrupava: plataforma piezelétrica, cabos coaxiais blindados, amplificadores de sinais e microcomputador com placa de aquisição de dados. Este procedimento de calibração seguiu as normas descritas no manual para medição de forças de usinagem utilizando plataforma piezelétricas [70].

b) Sistema de Medição do Desgaste da Ferramenta

Após o registro da imagem digitalizada do desgaste ocorrido nos gumes da ferramenta, o procedimento para medição desta marca através de um programa gráfico comercial é bastante simples. Contudo, para efetuar o ajuste da escala das imagens arquivadas com o programa gráfico, deve-se fazer no início do trabalho o registro de uma imagem padrão, isto é, armazenar a imagem de uma dimensão conhecida para o acerto inicial da escala de medição do programa.

c) Sistemas de Fornecimento de Fluido de corte

Nos experimentos com utilização de mínimas quantidades de fluido de corte, a pressão necessária para a aplicação de 50 ml/h de fluido foi selecionada de acordo com as curvas de calibração fornecidas pelo fabricante do atomizador, em função do óleo em questão. Desta maneira, para ambos os ensaios com minimização a pressão selecionada foi de 3 bar. No entanto, com o intuito de conferir este dado, mediu-se o volume de fluido aplicado em 1 hora para os dois tipos de óleo e, após 3 repetições, verificou-se que a pressão de 3 bar é adequada para a taxa de 50 ml/h. No caso do ensaio com emulsão, foi registrado a vazão de fluido de corte aplicada pela própria bomba da máquina, que foi de aproximadamente 230 l/h.

3.4 Metodologia dos Experimentos

Com o objetivo de sistematizar os intervalos de aquisição dos dados e garantir a repetibilidade das medições, elaborou-se um plano de trabalho para os experimentos (Tab. 8). A primeira etapa desta planilha visa comprovar a qualidade geométrica das ferramentas, sendo feita para isto uma avaliação de algumas dimensões principais, como o ângulo de hélice e o afastamento (radial e axial) do gume em relação ao seu eixo de rotação. As dimensões verificadas não apresentaram valores fora da margem de erro indicada pelo fabricante da ferramenta, conforme mencionado anteriormente.

Tabela 8 - Seqüência de execução dos ensaios.

Etapa	Descrição
1	Verificação da qualidade geométrica da fresa.
2	1° Aquisição dos dados de força (fresa nova).
3	Abrir canal para avaliação da rugosidade (fresa nova).
4	Usinagem para desgaste (aproximadamente 3 metros para as fresas de aço-rápido e 6 metros para as de metal-duro).
5	2° Aquisição dos dados de força e 1° aquisição dos dados de desgaste.
n	Repetem-se as etapas 4 e 5 até atingir-se o fim de vida da fresa, estabelecido para cada lote de ferramenta.

Para os ensaios com fresas de aço-rápido têm-se 6 pontos de aquisição dos dados em intervalos constantes de 57 cm³ de material removido por gume, totalizando 285 cm³. Já no caso das ferramentas de metal-duro têm-se também 6 pontos de aquisição dos dados, porém em intervalos de 114 cm³ de material removido por gume, totalizando 570 cm³.

3.4.1 Avaliação dos Dados de Desgaste

Para a quantificação do desgaste ocorrido em cada região da ferramenta, foi empregada a metodologia de medição proposta por Schroeter e Teixeira [23], na qual registram-se os defeitos ocorridos na face, no flanco principal e no flanco secundário da ferramenta através de uma câmera digital em intervalos pré-determinados, conforme a seção 3.3.3. Pôde-se observar, através das imagens registradas com ampliação de 62 vezes, que o desgaste no flanco secundário em todas as ferramentas é desprezível, enquanto que o flanco principal e a face das ferramentas apresentaram defeitos bastante significativos. Na figura 33 apresentam-se duas imagens ampliadas do desgaste ocorrido na face e no flanco principal do gume no mesmo dente da fresa de topo, com seus respectivos valores de desgaste.

A forma de desgaste característica na face é um tipo de craterização que ocorre devido às fadigas térmicas e mecânicas e no flanco principal observou-se basicamente lascamento do gume e marca de entalhe na interface peça/ambiente, sendo que as causas

destes desgastes foram discutidas na seção 2.4.5, desgaste por fadiga. Logo, o fim de vida da ferramenta é atingido quando um dos dentes da fresa apresentar uma marca de desgaste suficientemente grande para interromper o experimento ou quando a ferramenta usar o volume de material preestabelecido e, obviamente, se a fresa quebrar durante o ensaio.

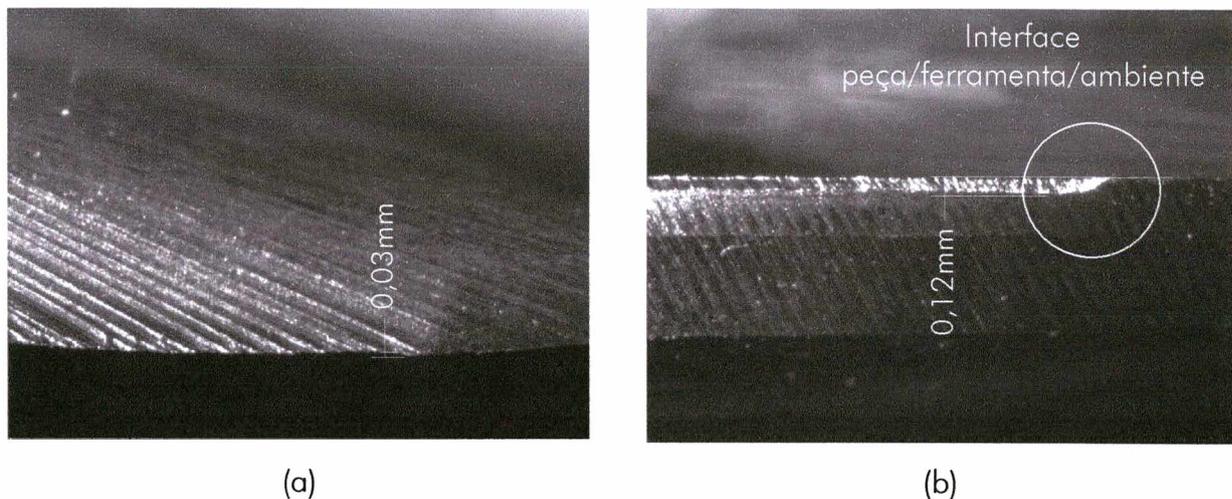


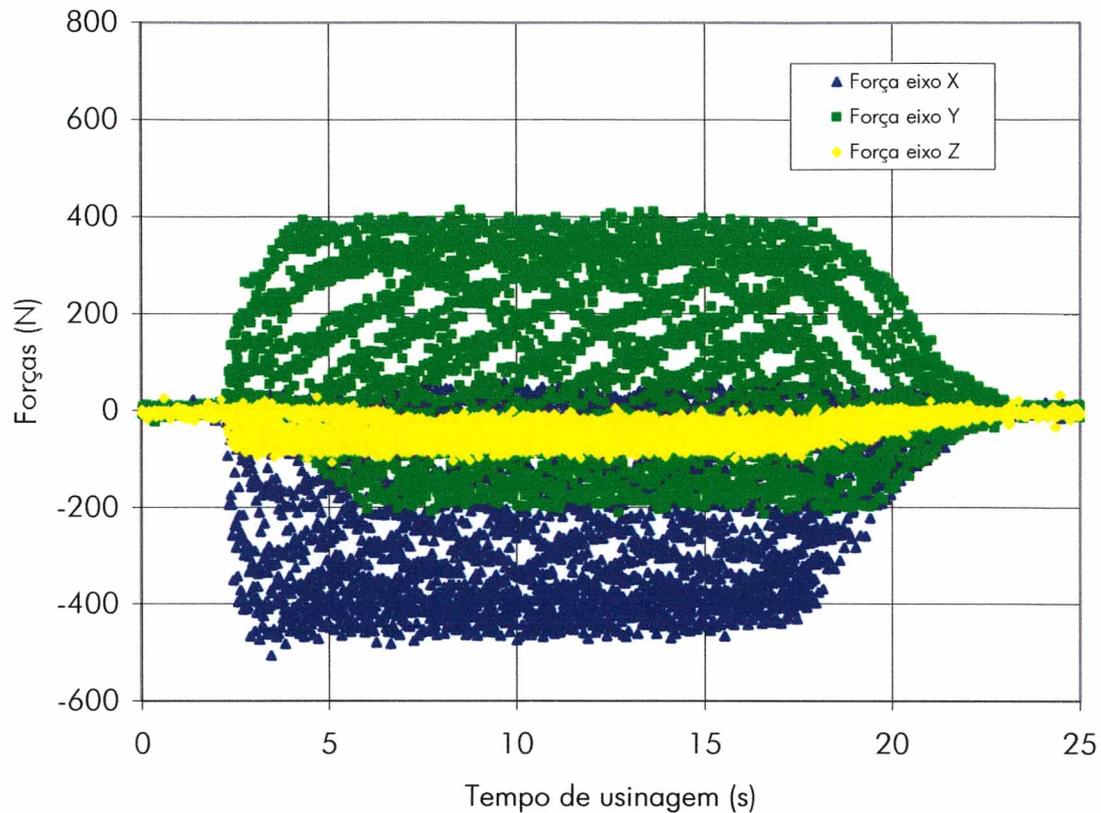
Figura 33 - Vista da face (a) e do flanco (b) no ensaio sem fluido.

3.4.2 Avaliação dos Dados de Força

O sistema de aquisição de forças foi ajustado para gravar 200 medições por segundo (0,2 kHz), durante todo o período de execução do rasgo de 10 mm. Logo, dependendo da velocidade de corte o número de pontos gerados por rasgo usinado, para cada canal, varia entre 5200, 2600, 1400 e 1200 para fresas de aço-rápido sem revestimento, aço-rápido com revestimento, metal-duro sem revestimento e metal-duro com revestimento, respectivamente. Estes valores são então arquivados e posteriormente convertidos em unidades de engenharia Newton (N) para comparação entre as diversas condições de corte.

A figura 34 mostra um exemplo dos resultados das forças obtidas para os três eixos X, Y e Z, durante o período completo de aquisição de dados no ensaio a seco com fresas de aço-rápido sem revestimento. Este gráfico refere-se ao primeiro rasgo usinado no corpo de prova para aquisição dos valores de força, ou seja, com a ferramenta nova. Observa-se a ocorrência de uma grande dispersão das forças de usinagem nas três direções medidas, devido ao caráter dinâmico do processo de fresamento. Desta maneira, fica evidente a

necessidade da definição de um critério para avaliação e tratamento dos dados, que deste modo possibilite a determinação de um valor comparativo dos esforços de usinagem entre as várias condições ensaiadas.



Condições de corte:
Ferramenta de aço-rápido sem revestimento DIN 327; Peça = SAE 1040
D = 10 mm; z = 2 gumes; $v_c = 30$ m/min; $f_z = 0,03$ mm; $a_e = 8$ mm; $a_p = 5$ mm

Figura 34 - Forças medidas durante a execução de um rasgo [19].

Assim sendo, adotou-se a média dos valores de pico da força resultante entre os eixos X e Y, determinada pela equação 19, dentro do intervalo de usinagem estabilizada, ou seja, quando a ferramenta encontra-se fora da região de entrada ou de saída do corte. Este intervalo refere-se então ao tempo em que a ferramenta está completamente engajada no corte, próximo à metade do período total de aquisição de dados. Vale salientar que a força na direção Z foi desprezada devido à pouca influência nos esforços de usinagem, verificada através da análise dos dados de força.

$$FR = \sqrt{Fx^2 + Fy^2} \quad (19)$$

Na figura 35 é mostrado o comportamento da força resultante FR no plano XY, onde a frequência de oscilação da força é definida pelo trabalho dos gumes durante o corte. Observa-se que para um intervalo de aproximadamente 0,3 s existe em média 10 picos de força, sendo que, para a determinação do parâmetro comparativo, foi utilizada a média dos pontos máximos existentes em 1 segundo do período de aquisição dos dados. Este método para cálculo das forças de usinagem foi utilizado nos 4 lotes de ferramenta.

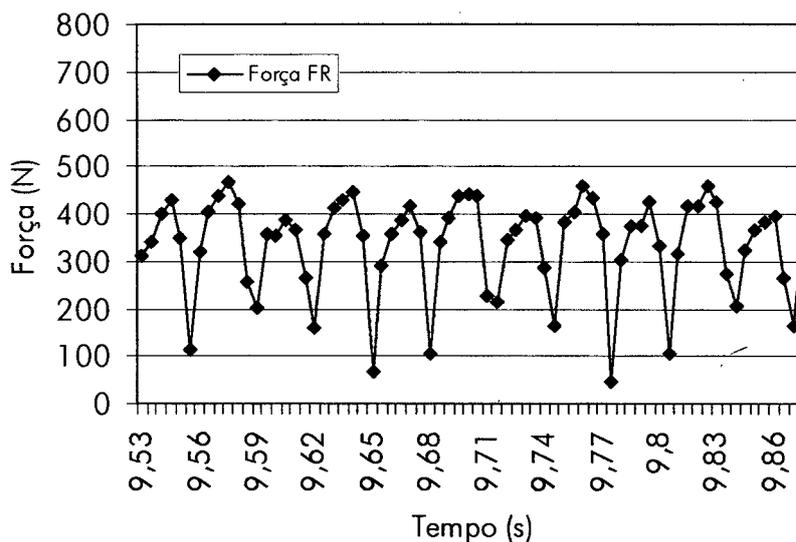


Figura 35 - Comportamento da força resultante FR [22, 23].

Vários foram os critérios estudados para se determinar um parâmetro comparativo dos esforços de usinagem entre as distintas condições ensaiadas. No entanto, o objetivo principal deste valor é traduzir da melhor maneira a força de corte em cada estágio da vida da ferramenta. Porém, dentre todas as alternativas avaliadas, o critério descrito acima foi o que apresentou a melhor resposta para esta questão. Um dos fatores que mais contribuiu para esta escolha foi a grande sensibilidade deste parâmetro em função de pequenas variações de desgaste da ferramenta.

Outro aspecto importante tem relação com a determinação teórica da força de corte no processo de fresamento, pois, conforme apresentado na seção 2.6, são muitas as variáveis que envolvem o modelamento numérico para determinação deste parâmetro. Porém, a força resultante utilizada neste trabalho para a comparação das diversas condições de usinagem não é a força de corte geralmente encontrada na literatura, mas sim um parâmetro que permite esta comparação de maneira eficiente.

3.4.3 Avaliação dos Dados de Rugosidade

A rugosidade das superfícies concordantes e discordantes, paredes direita e esquerda (Fig. 27), respectivamente, foi medida com o rugosímetro PERTHOMETER-SP8, conforme descrito no item 3.3.4, onde as especificações para o rugosímetro também podem ser encontradas. A medição foi realizada longitudinalmente ao corte conforme mostra a figura 36, ou seja, na direção de avanço da fresa.

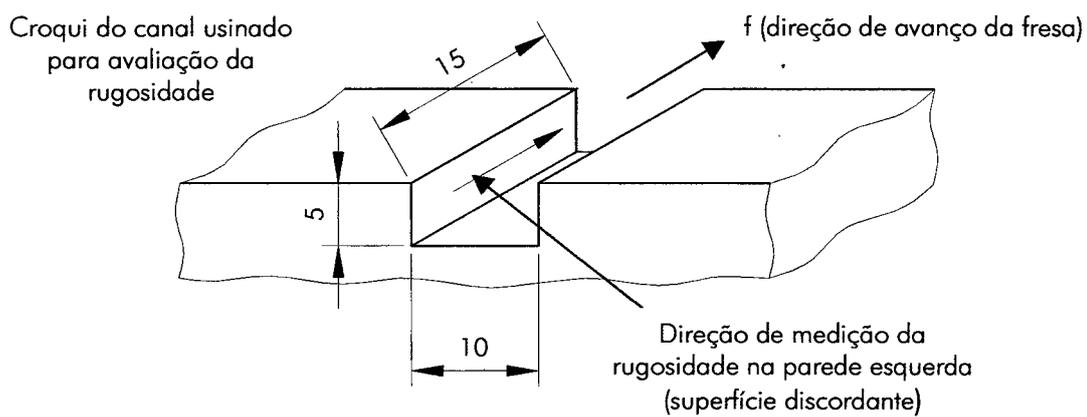


Figura 36 - Visualização da direção longitudinal de medição da rugosidade nas superfícies concordante e discordante.

Como os experimentos foram realizados em regime de desbaste, a avaliação mais profunda destes dados fica evidentemente limitada, devido às variações na rugosidade que este regime permite. Outra limitante diz respeito à região da peça disponível para aquisição dos dados de rugosidade que é relativamente pequena (75 mm^2). Sendo assim foi possível obter apenas um valor de rugosidade por superfície medida, devido ao tipo de apalpador utilizado e às especificações para medição. Para esta avaliação foi medido apenas um valor de rugosidade por ensaio realizado, isto é, foi medida a rugosidade somente nas superfícies concordante e discordante geradas pela fresa sem apresentar nenhum tipo de desgaste (ferramenta nova). Este fato é em decorrência direta da influência que o desgaste dos gumes da fresa causa na qualidade superficial da peça, pois com o surgimento de danos nos gumes da fresa a rugosidade sofre conseqüências na sua grandeza [25, 54].

4 ANÁLISE DOS RESULTADOS

Através da análise das forças de usinagem e da evolução das marcas de desgaste nos gumes da fresa, para os 4 lotes de ferramentas ensaiadas, durante toda a vida das mesmas, foi possível avaliar os diferentes resultados que cada tipo de aplicação de fluido de corte proporciona ao processo de fresamento nestes experimentos, inclusive a condição a seco. Para tanto, os gráficos de força e desgaste foram gerados em função do volume de material removido por gume, permitindo também uma comparação mais simples e objetiva entre outras pesquisas já realizadas neste tema.

Sendo assim, na continuidade deste capítulo serão apresentados os resultados obtidos nas condições de usinagem a seco, com emulsão e com mínimas quantidades de fluido de corte vegetal e mineral para os 4 lotes de ferramentas ensaiadas (aço-rápido sem revestimento, aço-rápido com revestimento, metal-duro sem revestimento e metal-duro com revestimento), assim como uma análise do desempenho de cada tipo meio lubri-refrigerante no processo de fresamento. Vale lembrar que como critério para avaliação dos desgastes adotou-se como valor representativo o gume que apresentou a maior marca de desgaste no decorrer dos ensaios.

As rugosidades R_a , R_t , R_z e $R_{máx}$ referentes a cada canal usinado para as superfícies concordante e discordante, nas diferentes condições analisadas, são apresentadas em forma de tabela. As especificações para medição da rugosidade estão descritas na seção 3.3.4, bem como o tipo de rugosímetro utilizado.

As marcas de desgaste verificadas na face da ferramenta foram, normalmente, na forma de cratera, sendo assim, o parâmetro para avaliar esse desgaste seria o KB (largura da cratera). Todavia, as fresas de aço-rápido sem revestimento apresentaram desgaste na forma de sulcos, paralelos às linhas de retificação do gume. Assim sendo, com o intuito de padronizar e facilitar a análise dos dados de desgaste na face da fresa para todas as ferramentas, optou-se, por analogia, utilizar o parâmetro $KB_{máx}$ como sendo o valor representativo da marca de desgaste na face da ferramenta. Esse parâmetro pode ser melhor compreendido pela figura 5.

Neste trabalho não foi realizada análise estatística dos dados obtidos, devido basicamente ao pouco número de testes realizados em cada condição ensaiada. Todavia, o

objetivo deste trabalho é mostrar uma tendência geral do comportamento de cada tipo de ferramenta sob os 4 meios lubri-refrigerantes utilizados. Sendo assim, o grau de incerteza destes ensaios deve ser levado em consideração durante toda a análise dos resultados.

4.1 Ensaios com Ferramentas de Aço-Rápido sem Revestimento

Conforme descrito na seção 3.2, a fresa reserva A5 foi utilizada para repetir o ensaio com emulsão, devido ao pequeno volume de material removido pela ferramenta A4. Assim, duas ferramentas de aço-rápido sem revestimento foram ensaiadas na condição com emulsão neste lote de fresas.

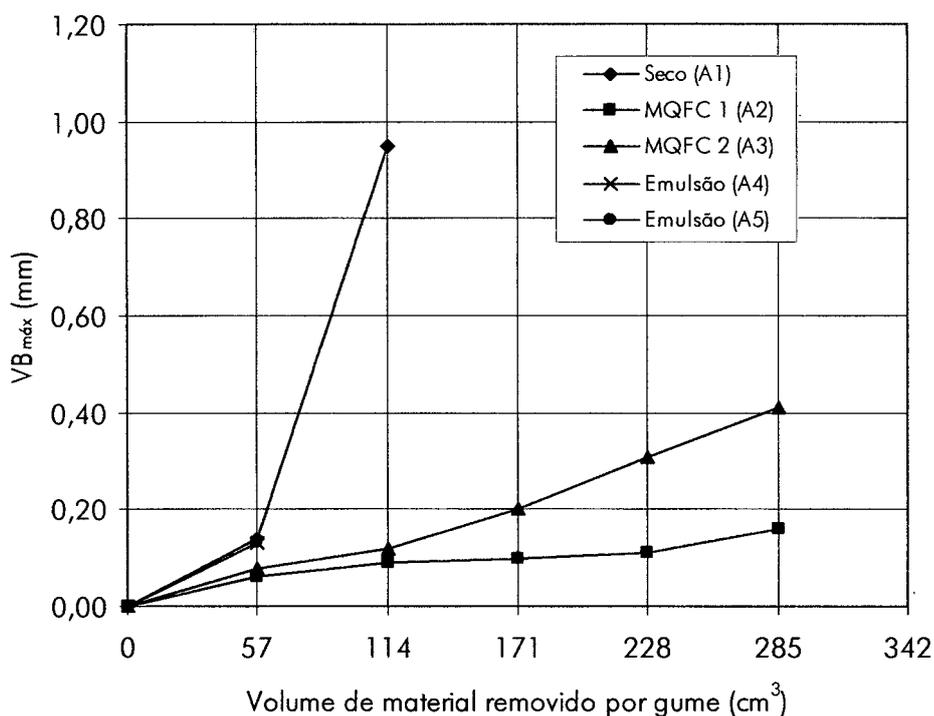
No ensaio com MQFC 1 (ferramenta A2) o ponto com 228 cm³ de material removido por gume foi adquirido com a velocidade de corte 45 m/min, devido a uma falha operacional. Logo, deve-se considerar que a força resultante máxima referente a este ponto sofre uma redução, pois com o aumento da velocidade de corte a espessura de material removido por rotação da fresa diminui. Deste modo, a força necessária para remover um volume menor de material tende a diminuir também, comprovando a teoria de corte de Kölling [15]. Esta variação na força resultante máxima pode ser verificada mais adiante no item 4.1.2, na figura 39.

4.1.1 Evolução das Marcas de Desgaste na Ferramenta

As figuras 37 e 38 mostram, respectivamente, a evolução das marcas de desgaste máximas no flanco principal $VB_{máx}$ e na face $KB_{máx}$ do gume para todas as condições ensaiadas, ambas em relação ao volume de material removido por dente da fresa.

Analisando o comportamento das marcas de desgaste no ensaio a seco nas figuras 37 e 38, observa-se que no primeiro ponto de medição a marca de desgaste na face é levemente superior àquela medida no flanco, 0,19 e 0,14 mm respectivamente. Por outro lado, no segundo ponto de medição (114 cm³) o desgaste na face aumentou 50% em relação ao primeiro ponto (57 cm³), enquanto que o desgaste no flanco principal aumentou algo em torno de 600% no mesmo período. Provavelmente este comportamento ocorra devido aos altos níveis de temperatura que a usinagem a seco acarreta ao processo de corte, pois, nesse caso, as temperaturas na face são maiores que as temperaturas no flanco. No entanto, com a progressão da marca de desgaste de flanco, a temperatura no flanco

umenta mais do que na face. Em decorrência desse efeito, verifica-se um aumento mais acentuado do desgaste no flanco da ferramenta do que na face. Desta maneira, os choques térmicos e mecânicos gerados pela dinâmica de entrada e saída do gume da peça ocasionam fadiga térmica e mecânica ao mesmo, resultando assim no desgaste acelerado do gume, especialmente do flanco principal. Este fenômeno pode ser melhor compreendido através das seções 2.4.5 e 3.4.1, que descrevem o mecanismo de desgaste por fadiga térmica ou mecânica. Este forte incremento das marcas de desgaste no flanco principal do gume culminou com o fim da vida precoce da fresa por desgaste excessivo, aproximadamente 0,95 mm.



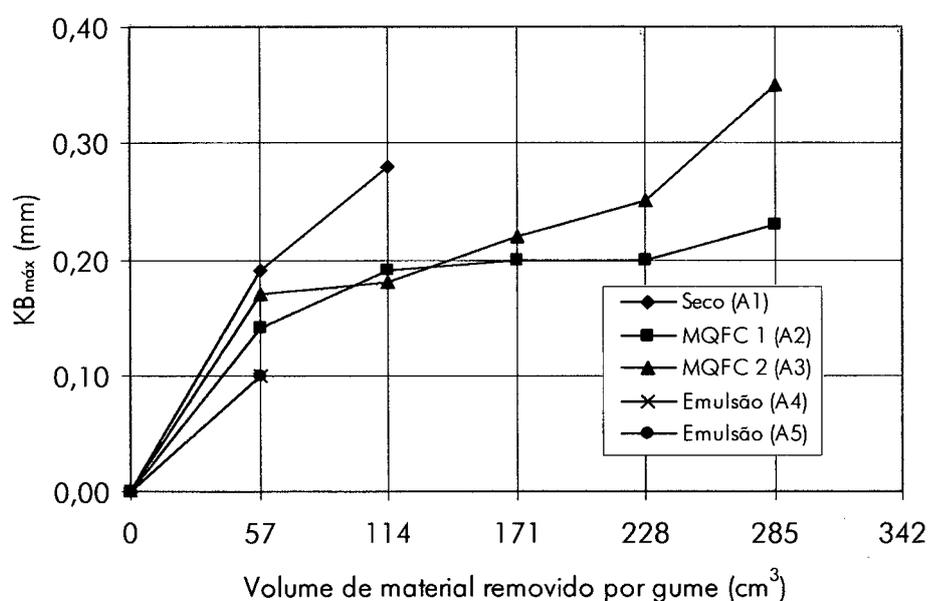
Condições de corte:

Ferramenta de aço-rápido sem revestimento DIN 327; Peça = SAE 1040
 $D = 10$ mm; $z = 2$ gumes; $v_c = 30$ m/min; $f_z = 0,03$ mm; $a_e = 8$ mm; $a_p = 5$ mm

Figura 37 - Comportamento da marca de desgaste máxima no flanco principal $VB_{máx}$ para as fresas de aço-rápido sem revestimento nas diversas condições ensaiadas.

No caso dos ensaios com minimização, as figuras 37 e 38 mostram que os desgastes na face e no flanco principal do gume comportam-se de maneira diferente. Verifica-se nestas curvas uma pequena tendência para um desgaste mais acentuado da ferramenta no

ensaio com óleo mineral (fresa A3). Este comportamento pode ser relacionado ao menor poder refrigerante ou lubrificante desse tipo de óleo em relação ao vegetal. Todavia, quando se aplica mínimas quantidades de fluido de corte (50ml/h), o volume de fluido que efetivamente atinge a região de trabalho é ainda menor. Assim, verifica-se que esse fato requer especial atenção no sentido de avaliar as reais influências desse aspecto na vida da ferramenta. Contudo, o filme lubrificante na face da fresa é renovado a cada rotação da mesma, podendo, desse modo, proporcionar sensíveis mudanças na vida da ferramenta. Logo, as diferentes propriedades físico-químicas dos óleos vegetal e mineral, acarretam, diretamente, nas diferentes vidas da ferramenta para cada ensaio. Nesse contexto, deve-se avaliar mais cuidadosamente as influências que cada tipo de óleo atribui à vida da ferramenta. No ensaio com a ferramenta A2, o óleo vegetal atua no sentido de minimizar as temperaturas na região de corte, diminuindo assim a intensidade do desgaste por difusão e, de certa forma, por oxidação, reduzindo o contato da zona de corte com o ar presente no ambiente. Evidentemente, os prejuízos causados pela refrigeração da ferramenta, em termos de choques térmicos, que este tipo de fluido causa, têm uma menor influência na vida da ferramenta.



Condições de corte:

Ferramenta de aço-rápido sem revestimento DIN 327; Peça = SAE 1040
 $D = 10$ mm; $z = 2$ gumes; $v_c = 30$ m/min; $f_z = 0,03$ mm; $a_e = 8$ mm; $a_p = 5$ mm

Figura 38 - Comportamento da marca de desgaste máxima na face $KB_{máx}$ para as fresas de aço-rápido sem revestimento nas diversas condições ensaiadas.

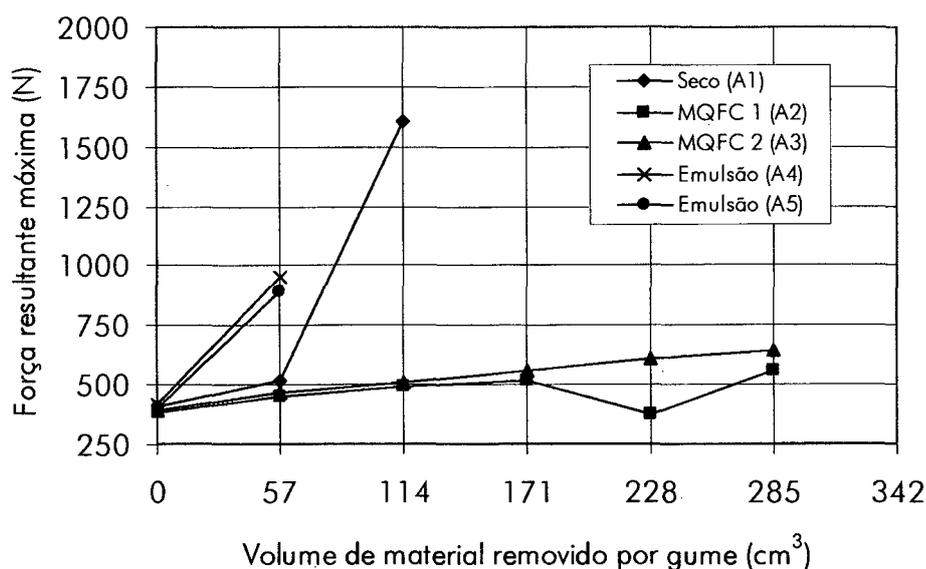
Logo, a condição com mínimas quantidades de fluido de corte vegetal apresenta o melhor resultado com relação aos níveis de desgaste na face e no flanco principal da ferramenta. Outro aspecto importante observado neste ensaio com a ferramenta A2, diz respeito à diferença entre as marcas de desgaste verificadas no último ponto de medição, que é de 0,16 mm para o flanco e 0,23 mm para a face. Este fato mostra que dependendo da condição de fresamento, o fim da vida da ferramenta pode ser determinado pelo desgaste na face da fresa ao invés daquele ocorrido no flanco principal.

Os ensaios com emulsão (ferramentas A4 e A5) apresentaram os menores níveis de desgaste na face $KB_{máx}$, conforme mostra a figura 38, para o primeiro intervalo de medição. Verifica-se, então, que a emulsão atua no sentido de minimizar os danos na face da fresa através dos efeitos de lubrificação e refrigeração. No entanto, as duas ferramentas atingiram o fim de vida prematuramente por colapso catastrófico já no primeiro intervalo de medição, devido aos excessivos esforços de usinagem, que serão discutidos no item posterior. Nestes testes o desgaste no flanco principal $VB_{máx}$ não apresentou diferença significativa em relação à condição a seco, isto para o primeiro intervalo de medição.

4.1.2 Comportamento da Força Resultante Máxima

A figura 39 apresenta a evolução da força resultante máxima FR em função do volume de material removido por gume da fresa para cada teste realizado. Nesta figura, observa-se que no ensaio sem fluido de corte (ferramenta A1), a força resultante máxima FR aumentou sensivelmente do segundo ponto de aquisição (57 cm^3) para o terceiro (114 cm^3), aproximadamente 300%. Logo, este forte aumento da força resultante máxima deve-se principalmente aos danos ocorridos nos gumes da ferramenta de corte.

Nos ensaios com minimização (ferramentas A2 e A3), as forças resultantes máximas apresentaram um comportamento bastante semelhante durante todo o período de monitoramento (Fig. 39), com exceção ao ponto correspondente a 228 cm^3 . Nota-se, nestas curvas, uma tendência a menores esforços no ensaio com a ferramenta A2, que utilizou mínimas quantidades de óleo vegetal como fluido de corte. Este fato pode ser diretamente relacionado aos menores níveis de desgaste da ferramenta ocorridos sob esta condição. Verifica-se também, nesta figura, que a força resultante máxima final para as duas condições que utilizaram minimização de fluido de corte é, em média, apenas 50% maior que aquela verificada com a ferramenta nova (ponto 0).



Condições de corte:

Ferramenta de aço-rápido sem revestimento DIN 327; Peça = SAE 1040
 $D = 10 \text{ mm}$; $z = 2$ gumes; $v_c = 30 \text{ m/min}$; $f_z = 0,03 \text{ mm}$; $a_e = 8 \text{ mm}$; $a_p = 5 \text{ mm}$

Figura 39 - Comportamento da força resultante máxima para as fresas de aço-rápido sem revestimento nas diversas condições ensaiadas.

Através de uma análise do comportamento das forças para as ferramentas A4 e A5, observa-se que a força resultante máxima cresce rapidamente no primeiro intervalo de medição. No entanto, os níveis de desgaste na face e no flanco principal da ferramenta não são elevados neste mesmo período. Assim sendo, como a ferramenta quebrou após o segundo ponto de medição (57 cm^3), pode-se atribuir o aumento dos esforços de usinagem que este meio lubri-refrigerante acarreta ao processo como sendo o responsável pela sobrecarga da ferramenta que culminou com a sua quebra.

Autores como Vieira e Vianna [48] afirmam que com a diminuição da temperatura na região de corte as forças necessárias para cisalhar o material e deformar o cavaco também são maiores. Esta teoria explica os grandes esforços de usinagem verificados nos ensaios com emulsão, que por sua vez determinaram o fim da vida da ferramenta. Porém, esta não é uma regra geral para o processo de fresamento, pois dependendo do tipo de fluido utilizado as forças podem eventualmente até diminuírem. Por exemplo, quando o efeito de lubrificação que o fluido proporciona ao corte for suficientemente maior que os prejuízos causados pela refrigeração. As duas ferramentas (A4 e A5) quebraram nestes ensaios por

colapso catastrófico, antes de completar o segundo intervalo de medição, provavelmente devido ao significativo aumento das forças de usinagem.

4.1.3 Dados de Rugosidade

Nas tabelas 9, 10, 11 e 12 apresentam-se as rugosidades R_a , R_t , R_z e $R_{máx}$, respectivamente, para cada superfície usinada. Todavia, conforme a seção 3.4.3, estes valores mostram apenas a tendência da qualidade superficial sob cada condição ensaiada.

Tabela 9 - Rugosidade R_a nas superfícies concordante e discordante para as fresas de aço-rápido sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas.

Superfície	Meios Lubri-Refrigerantes				
	Seco (A1)	MQFC 1 (A2)	MQFC 2 (A3)	Emulsão (A4)	Emulsão (A5)
Concordante (μm)	0,8	1,4	1,8	1,4	1,5
Discordante (μm)	1,5	1,3	1,9	1,4	1,4

Tabela 10 - Rugosidade R_t nas superfícies concordante e discordante para as fresas de aço-rápido sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas.

Superfície	Meios Lubri-Refrigerantes				
	Seco (A1)	MQFC 1 (A2)	MQFC 2 (A3)	Emulsão (A4)	Emulsão (A5)
Concordante (μm)	11,4	13,1	20,1	14,8	18,0
Discordante (μm)	16,5	14,6	17,0	12,4	11,2

Em linhas gerais, os dados obtidos para as rugosidades R_t , R_z e $R_{máx}$ são dispersos para todas as condições analisadas, dificultando uma avaliação mais profunda da influencia do meio lubri-refrigerante na qualidade superficial gerada. Contudo, a ordem de grandeza da rugosidade R_a nas duas superfícies medidas é de aproximadamente 1,4 μm para os ensaios com emulsão e MQFC 1 e 1,8 μm para o ensaio com MQFC 2. No teste a seco a

rugosidade R_a foi de 0,8 μm para a superfície concordante e 1,5 μm para a superfície discordante. Este fato pode ser devido a uma irregularidade mais acentuada da superfície discordante, observado principalmente pela diferença entre as rugosidades R_z e $R_{máx}$.

Tabela 11 - Rugosidade R_z nas superfícies concordante e discordante para as fresas de aço-rápido sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas.

Superfície	Meios Lubri-Refrigerantes				
	Seco (A1)	MQFC 1 (A2)	MQFC 2 (A3)	Emulsão (A4)	Emulsão (A5)
Concordante (μm)	6,7	8,2	12,8	8,5	9,3
Discordante (μm)	9,5	7,4	11,0	7,4	7,5

Tabela 12 - Rugosidade $R_{máx}$ nas superfícies concordante e discordante para as fresas de aço-rápido sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas.

Superfície	Meios Lubri-Refrigerantes				
	Seco (A1)	MQFC 1 (A2)	MQFC 2 (A3)	Emulsão (A4)	Emulsão (A5)
Concordante (μm)	11,4	12,7	16,2	14,4	16,8
Discordante (μm)	16,1	14,1	18,7	11,8	10,8

4.1.4 Considerações sobre os Resultados

O processo de usinagem a seco é a condição ideal de trabalho sob o ponto de vista ecológico. Contudo, nestes ensaios, o comportamento da ferramenta de aço-rápido sem revestimento no fresamento a seco mostra que a marca de desgaste máxima no flanco principal da ferramenta cresce rapidamente em função do volume de material usinado por gume, determinando o fim de vida da mesma. Este fato é responsável diretamente pela elevação dos esforços de usinagem.

O emprego de quantidades mínimas de fluido de corte apresentou bons resultados. Nos dois ensaios com minimização de fluido a ferramenta usinou o volume planejado, sendo o comportamento das fresas em relação às forças e às marcas de desgaste muito próximos. No entanto, o teste com óleo vegetal apresentou uma tendência a melhores resultados devido à sua capacidade de refrigeração superior nessa faixa de velocidade de corte. Apenas estas duas condições removeram o volume de material planejado para os ensaios com fresas de aço-rápido sem revestimento, evidenciando a eficiência deste tipo de meio lubri-refrigerante no processo de fresamento.

A utilização de emulsão como fluido de corte é bastante difundida no meio produtivo, porém pode-se observar nestes testes que a vida da ferramenta é bastante curta devido à alta taxa de refrigeração, que ocasiona severos choques térmicos nos gumes de corte. Como o uso de emulsão também reduz a temperatura média sobre as superfícies da ferramenta e da peça, a resistência ao cisalhamento do material aumenta, elevando assim as forças de usinagem.

Sendo assim, a proposta da utilização de mínimas quantidades de fluido de corte no processo de fresamento com fresas de topo reto de aço-rápido sem revestimento mostra-se eficiente neste caso, especialmente aquela com utilização de óleo vegetal como meio lubri-refrigerante.

4.2 Ensaio com Ferramentas de Aço-Rápido com Revestimento

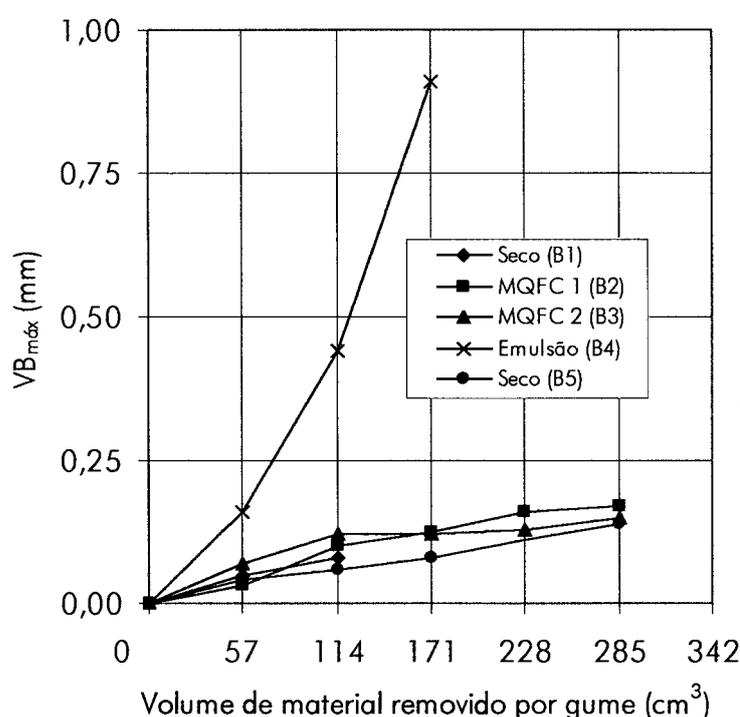
Nestes testes a ferramenta B5 foi utilizada para repetir o ensaio a seco, pois devido à uma falha no programa CNC a fresa B1 quebrou antes de executar o rasgo para aquisição dos sinais de força no segundo intervalo de medição. Deste modo, apenas dois pontos de força e três de desgaste foram obtidos para a ferramenta B1.

As imagens das marcas de desgaste para a ferramenta B5, no quarto ponto de medição (228 cm³), não foram arquivadas devido a um erro de execução do *software*. Logo, não foi possível verificar os níveis de desgaste da fresa neste ponto.

4.2.1 Evolução das Marcas de Desgaste na Ferramenta

Conforme comentado acima, as ferramentas B1 e B5 foram utilizadas para a realização dos ensaios a seco, no entanto apenas a fresa B5 pôde ser avaliada devido à

quebra prematura da ferramenta B1. Desta maneira, através das figuras 40 e 41, observa-se que na condição a seco os níveis de desgaste, tanto na face como no flanco principal, são os menores dentre os demais monitorados a partir do segundo ponto de medição (114 cm³). Nota-se também que os níveis das marcas de desgaste $KB_{máx}$ e $VB_{máx}$ são bem próximos, refletindo um desgaste homogêneo do gume da fresa. Os baixos níveis de desgaste da fresa, nesta condição, são atribuídos ao revestimento, que de maneira geral minimiza o atrito entre a peça e a ferramenta e aumenta também a dureza superficial do gume. Nesta condição a fresa B5 usinou o volume de material planejado para o ensaio, com uma marca final de desgaste no flanco de 0,14 mm e na face de 0,13 mm.



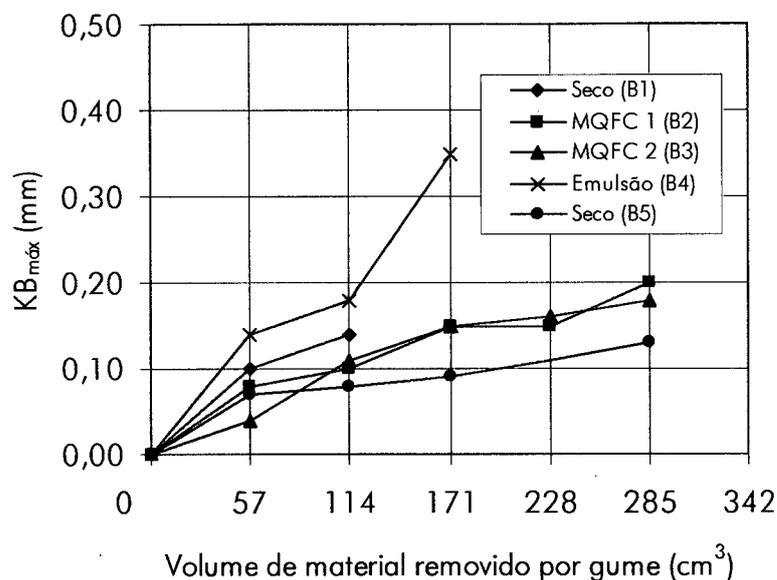
Condições de corte:

Ferramenta de aço-rápido com revestimento DIN 327; Peça = SAE 1040
 $D = 10$ mm; $z = 2$ gumes; $v_c = 60$ m/min; $f_z = 0,03$ mm; $a_e = 8$ mm; $a_p = 5$ mm

Figura 40 - Comportamento da marca de desgaste máxima no flanco principal $VB_{máx}$ para as fresas de aço-rápido com revestimento nas diversas condições ensaiadas.

Nas condições com minimização de fluido de corte (ferramentas B2 e B3), as figuras 40 e 41 mostram que os desgastes na face $KB_{máx}$ e no flanco principal $VB_{máx}$ do gume apresentam um comportamento muito similar. Nota-se porém uma leve tendência para um desgaste mais acentuado no flanco principal da ferramenta. Todavia, este fato deve ser

analisado com reservas, pois as diferenças entre os níveis de desgaste são muito pequenas, necessitando de um maior número de ensaios. As duas ferramentas usinaram o volume de material previamente planejado, sendo que ao final do ensaio ambas apresentaram a maior marca de desgaste na face, 0,20 mm para a ferramenta B2 e 0,18 mm para a ferramenta B3.



Condições de corte:

Ferramenta de aço-rápido com revestimento DIN 327; Peça = SAE 1040
 $D = 10 \text{ mm}$; $z = 2$ gumes; $v_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0,03 \text{ mm}$; $a_e = 8 \text{ mm}$; $a_p = 5 \text{ mm}$

Figura 41 - Comportamento da marca de desgaste máxima na face $KB_{máx}$ para as fresas de aço-rápido com revestimento nas diversas condições ensaiadas.

O ensaio realizado com emulsão como fluido de corte (ferramenta B4) apresentou os piores resultados em termos de desgaste nos três pontos possíveis de monitoramento, o que pode ser verificado nas figuras 40 e 41. Mesmo com os efeitos positivos que o revestimento proporciona à ferramenta, o ciclo térmico gerado pela dinâmica de entrada e saída do gume da peça ainda prejudica bastante a vida da ferramenta nesta situação de refrigeração. Pode-se observar na figura 42 as marcas de desgaste ocorridas na fresa de aço-rápido com revestimento ao final do ensaio com emulsão no ponto correspondente a 114 cm³ de material removido. O fim da vida da ferramenta foi determinado pelo desgaste excessivo do flanco principal, atingindo uma marca de 0,91 mm.

Nota-se também através da figura 42, que a forma de desgaste predominante nesta condição é o entalhe, em ambas as superfícies avaliadas. Este desgaste ocorre devido basicamente ao mecanismo de oxidação, descrito na seção 2.4.3, que por sua vez é observado na região de interface peça/ferramenta/emulsão. Esta região é exatamente a profundidade de corte axial a_p , que neste caso é de 5 mm. Este mecanismo age predominantemente no sentido de formar óxidos endurecidos próximo à região de interface, que em decorrência da dinâmica de corte danificam sensivelmente os gumes da fresa. Neste caso, como consequência deste fato, ocorre a perda precoce da camada de material que reveste o gume da ferramenta na região de interface. Assim sendo, ocorre uma perda de resistência do dente nesta região sem revestimento, propiciando um incremento da taxa de desgaste do gume na face e no flanco do dente na altura da profundidade de corte axial.

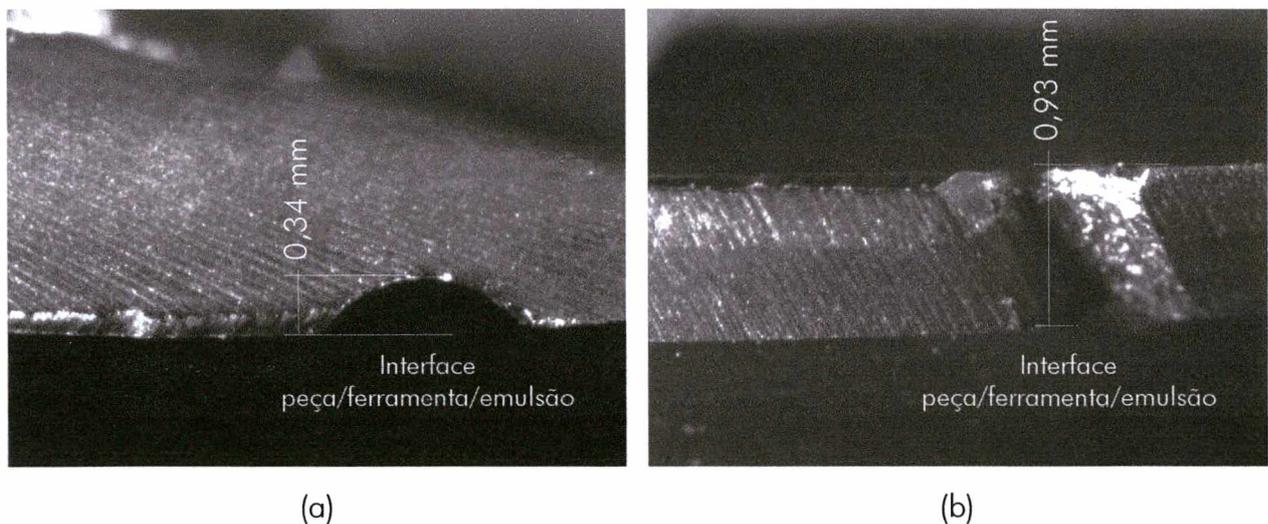


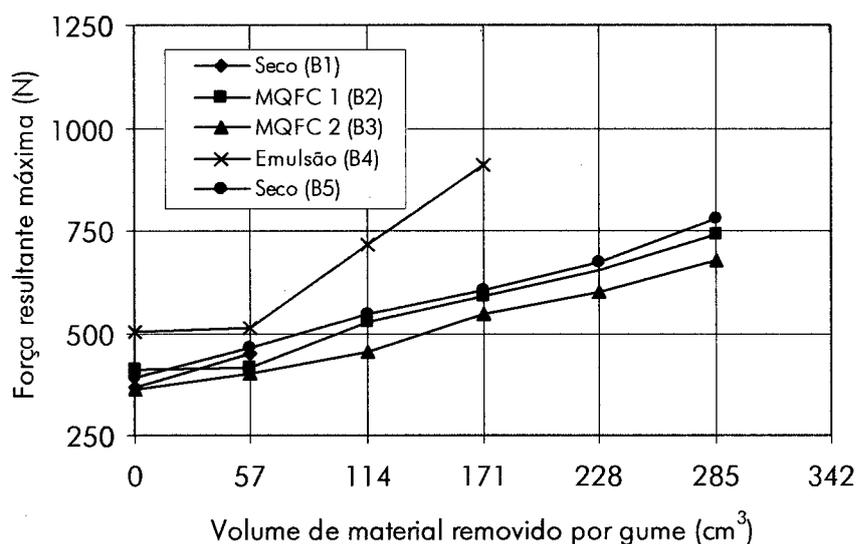
Figura 42 - Marcas de desgaste máximo final para a ferramenta B4 após 171 cm³ de material removido por gume: a - Face; b - Flanco principal.

Logo, primeiramente o mecanismo de oxidação e em seguida os ciclos térmicos causados pela dinâmica do processo de corte é que podem ser considerados os principais responsáveis pela rápida evolução das marcas de desgaste no ensaio com emulsão próximo à região de interface peça/ambiente/emulsão. Isto em decorrência ao carregamento dos esforços de usinagem que são basicamente perpendiculares à face da ferramenta e paralelos ao flanco principal. Desta maneira, logo após a perda do revestimento na região do gume coincidente com a face e o flanco principal (área com menor resistência), ocorre a

tendência de um desgaste mais acelerado do flanco do que da própria face. Este aspecto pode ser observado na figura 42, onde o desgaste no flanco principal é quase 3 vezes maior que aquele verificado na face.

4.2.2 Comportamento da Força Resultante Máxima

A figura 43 mostra a evolução da força resultante máxima FR para todos os ensaios realizados com o lote de ferramentas de aço-rápido com revestimento TiCN. No ensaio a seco em que se usinou o volume de material previamente planejado (fresa B5), a força resultante máxima teve um comportamento semelhante ao verificado nos ensaios com minimização (ferramentas B2 e B3), apresentando no entanto, uma pequena tendência a forças maiores durante os últimos intervalos de medição. A força inicial medida neste caso foi de aproximadamente 390 N, sendo que a final foi de aproximadamente 780 N, um aumento de praticamente 100%. Este incremento nas forças deve-se aos danos ocorridos nos gumes da fresa.



Condições de corte:

Ferramenta de aço-rápido sem revestimento DIN 327; Peça = SAE 1040
 $D = 10 \text{ mm}$; $z = 2$ gumes; $v_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0,03 \text{ mm}$; $a_e = 8 \text{ mm}$; $a_p = 5 \text{ mm}$

Figura 43 - Comportamento da força resultante máxima para as fresas de aço-rápido com revestimento nas diversas condições ensaiadas.

As ferramentas B2 e B3 apresentaram uma evolução similar das forças resultantes máximas (Fig. 43), porém com menores esforços observados para a condição B3. Esta

variação deve-se ao fato do óleo mineral apresentar um poder lubrificante maior que o óleo vegetal, minimizando desta forma as forças necessárias para o cisalhamento do material e conseqüente deformação do cavaco. Outro aspecto importante refere-se à temperatura na zona de corte, que em regra geral, quanto maior for a temperatura menores os esforços necessários para cortar o material [48]. Assim, o ensaio a seco (ferramenta B5) deveria apresentar menores níveis para a força resultante máxima durante a vida da ferramenta, no entanto, devido à evolução das marcas de desgaste ocorrida no decorrer do ensaio, a força resultante tende a crescer, superando as forças registradas nos ensaios com minimização. O ensaio com minimização de óleo mineral apresentou uma força resultante máxima final de aproximadamente 680 N, referente ao ponto com 285 cm³ de material removido, que é em média 90% maior que a força inicial (ponto 0).

A figura 43 ilustra que, no caso do ensaio com a ferramenta B4, a força resultante máxima é 25% maior do que aquela obtida no ensaio a seco já para o primeiro ponto de aquisição (ponto 0). Em decorrência do desgaste dos gumes, a força resultante máxima sofre um incremento de 400 N do segundo para o último ponto de medição. Sendo assim, no que diz respeito às forças, esta condição é a que apresenta os piores resultados.

4.2.3 Dados de Rugosidade

Nas tabelas 13, 14, 15 e 16 apresentam-se as tendências das rugosidades R_a , R_t , R_z e $R_{máx}$, respectivamente, para cada superfície usinada nas diferentes condições ensaiadas. Observam-se nestas tabelas que nas 4 primeiras condições ensaiadas a superfície concordante foi a que apresentou a melhor qualidade em termos de rugosidade R_a , R_t , R_z e $R_{máx}$. Este fato pode ser melhor compreendido através da seção 2.7.

Tabela 13 - Rugosidade R_a nas superfícies concordante e discordante para as fresas de aço-rápido com revestimento, nas diversas condições ensaiadas.

Superfície	Meios Lubri-Refrigerantes				
	Seco (B1)	MQFC 1 (B2)	MQFC 2 (B3)	Emulsão (B4)	Seco (B5)
Concordante (μm)	0,4	0,9	0,4	0,4	0,9
Discordante (μm)	0,8	1,0	0,5	0,8	0,7

Tabela 14 - Rugosidade R_a nas superfícies concordante e discordante para as fresas de aço-rápido com revestimento, nas diversas condições ensaiadas.

Superfície	Meios Lubri-Refrigerantes				
	Seco (B1)	MQFC 1 (B2)	MQFC 2 (B3)	Emulsão (B4)	Seco (B5)
Concordante (μm)	5,4	7,9	4,3	3,6	9,6
Discordante (μm)	7,6	9,7	4,5	7,4	8,7

Tabela 15 - Rugosidade R_z nas superfícies concordante e discordante para as fresas de aço-rápido com revestimento, nas diversas condições ensaiadas.

Superfície	Meios Lubri-Refrigerantes				
	Seco (B1)	MQFC 1 (B2)	MQFC 2 (B3)	Emulsão (B4)	Seco (B5)
Concordante (μm)	3,1	5,4	3,0	2,4	5,7
Discordante (μm)	5,1	6,0	3,0	4,9	5,1

Tabela 16 - Rugosidade $R_{máx}$ nas superfícies concordante e discordante para as fresas de aço-rápido com revestimento, nas diversas condições ensaiadas.

Superfície	Meios Lubri-Refrigerantes				
	Seco (B1)	MQFC 1 (B2)	MQFC 2 (B3)	Emulsão (B4)	Seco (B5)
Concordante (μm)	5,4	7,8	4,0	3,2	9,1
Discordante (μm)	6,8	8,3	4,3	7,3	8,4

Todavia, no ensaio a seco (ferramenta B5), a diferença na rugosidade entre as superfícies concordantes e discordantes para todos os parâmetros de rugosidade avaliados é oposta àquela verifica nas demais condições, ou seja, a superfície discordante apresenta melhor qualidade em relação à concordante. Isso deve ser devido às irregularidades na

qualidade superficial que o processo de desbaste acarreta à superfície usinada, permitindo uma variação significativa dos valores de rugosidade que caracterizam a mesma.

4.2.4 Considerações sobre os Resultados

O ensaio a seco (ferramenta B5) apresentou os menores níveis de desgaste nos três últimos intervalos de medições para a ferramenta de aço-rápido com revestimento de carbonitreto de titânio (TiCN) dentre todas as condições testadas. Porém a força resultante máxima teve um comportamento levemente superior às forças dos ensaios com minimização vegetal e mineral a partir do segundo ponto de medição, 57 cm³ de material removido por gume. Este fato evidencia a eficiência do revestimento no processo de fresamento em comparação às fresas não revestidas. Nota-se no entanto, nas figuras 40 e 41 uma pequena diferença na evolução das curvas de desgaste no flanco principal e na face do gume, respectivamente, para com as condições a seco, com minimização de óleo vegetal e óleo mineral, todavia esta diferença não é significativa. Desta maneira, o fresamento sem introdução de fluido de corte com este tipo de ferramenta apresenta-se como uma alternativa bastante promissora sob o ponto de vista ecológico.

Na usinagem com mínimas quantidades de fluido de corte as duas condições levaram a um rendimento similar em termos de marcas de desgaste, porém observa-se uma pequena tendência favorável ao ensaio com óleo mineral como fluido de corte sob o ponto de vista das forças resultantes, devido ao maior poder lubrificante deste óleo.

No ensaio com emulsão como fluido de corte a evolução dos danos na face e no flanco principal da ferramenta têm uma taxa de ocorrência superior àquelas monitoradas nos outros ensaios. A força resultante também é maior já no primeiro ponto de medição, reforçando a teoria que este tipo de fluido de corte na maioria das vezes prejudica o processo em termos de esforços de usinagem.

Logo, nos ensaios com fresas de aço-rápido revestidas com TiCN a condição mais eficiente em termos de vida da ferramenta é a usinagem a seco. Além do fato desta condição ser a ideal do ponto de vista ecológico, outro aspecto importante neste caso são os fatores econômicos, pois nesta condição não é necessário adquirir equipamentos para aplicação de fluido nem o próprio fluido, reduzindo assim o custo de produção.

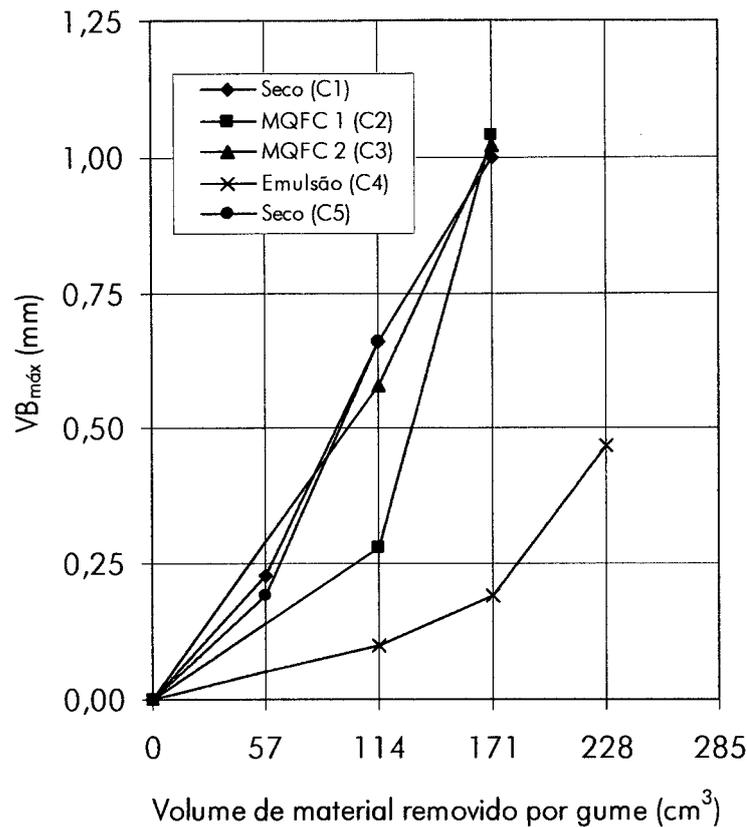
4.3 Ensaaios com Ferramentas de Metal-Duro sem Revestimento

Neste lote de ferramentas ensaiadas, conforme a metodologia experimental apresentada na seção 3.4, os intervalos para aquisição dos dados de força e desgaste seriam a cada 114 cm³ de material removido por gume da fresa. Contudo, para garantir um número significativo de dados que permitissem a comparação das diversas condições ensaiadas, optou-se por um monitoramento prévio a cada 57 cm³ de material removido. Deste modo, como as marcas de desgaste no ensaio a seco (ferramenta C1) são elevadas já no primeiro estágio de verificação, adquiriram-se os dados deste ponto e em seguida a cada intervalo de 57 cm³. Seguindo esta metodologia, os valores de força e desgaste das ferramentas C2, C3 e C4 não foram obtidos no ponto de 57 cm³, porém, após a verificação da marca de desgaste no ponto de 114 cm³ de material removido por gume da fresa, optou-se novamente por reduzir o intervalo de medição para 57 cm³. Assim sendo, os gráficos de desgaste na face, no flanco e de força foram gerados em intervalos de 57 cm³ de material removido por gume da fresa.

A ferramenta C5 foi utilizada para repetir o ensaio a seco, pois nenhuma perturbação significativa que comprometesse a qualidade dos dados obtidos ocorreu durante a execução dos 4 primeiros ensaios.

4.3.1 Evolução das Marcas de Desgaste na Ferramenta

As figuras 44 e 45 mostram que para os ensaios a seco (ferramentas C1 e C5), o comportamento da marca de desgaste na face é similar para ambos, assim como também a evolução do desgaste ocorrido no flanco principal nos dois primeiros intervalos de medições. A ferramenta C5 apresenta somente dois pontos de medições das marcas de desgaste, correspondente a 57 cm³ e 114 cm³ de material removido por gume, pois a fresa atingiu seu fim de vida pouco antes de completar o terceiro intervalo (ponto 171 cm³) por colapso catastrófico. Este fato é devido aos excessivos esforços de usinagem, pois a pinça que prendia a ferramenta ao cone não suportou estes elevados esforços, permitindo o deslizamento gradativo da fresa para fora da pinça. Este acontecimento determinou a imediata interrupção do ensaio com a fresa C5. Já no caso da ferramenta C1 o fim da vida foi a marca de desgaste no flanco principal da fresa na forma de entalhe acima de 1 mm, verificado no ponto correspondente a 171 cm³ de material removido por gume.



Condições de corte:

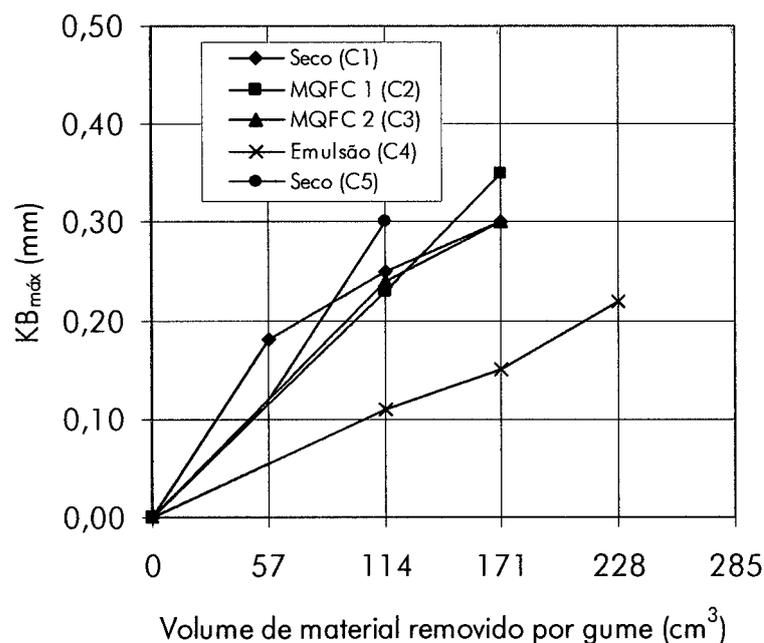
Ferramenta de metal-duro com revestimento DIN 6527L; Peça = SAE 1040
 $D = 10$ mm; $z = 2$ gumes; $v_c = 120$ m/min; $f_z = 0,03$ mm; $a_e = 8$ mm; $a_p = 5$ mm

Figura 44 - Comportamento da marca de desgaste máxima no flanco principal $VB_{máx}$ para as fresas de metal-duro sem revestimento nas diversas condições ensaiadas.

No caso dos testes com as ferramentas que usinaram com mínimas quantidades de fluido de corte (fresas C2 e C3), ocorreu um comportamento parecido das marcas de desgaste no flanco principal e na face do gume, conforme as figuras 44 e 45, respectivamente. As duas condições testadas tiveram seu fim de vida determinado pelo desgaste significativo na forma de entalhe ocorrido no flanco principal; esta forma de desgaste está ilustrada na figura 46. Este fenômeno pode ter sido causado principalmente em função do mecanismo de desgaste por oxidação e pelos severos choques térmicos e mecânicos que o processo de corte impõe ao gume da ferramenta. Outra característica importante é a maior fragilidade do metal-duro em comparação ao aço-rápido, que propicia ainda mais o desgaste devido à fadiga térmica e mecânica neste tipo de fresa. Nota-se, também, que não ocorre uma influência favorável destes óleos na vida da

ferramenta em termos de desgaste. O comportamento das marcas de desgaste nos ensaios a seco e com minimização têm uma evolução similar, tanto no flanco como na face do gume. O critério de fim de vida para as condições C2 e C3 foi o excessivo desgaste no flanco principal do gume na forma de entalhe acima de 1 mm.

No teste com aplicação de emulsão (ferramenta C4), os níveis de desgaste no flanco e na face foram menores quando comparados com as outras situações ensaiadas durante todo o intervalo de monitoramento (Fig. 44 e 45). Logo, ocorre um aumento da vida da fresa em termos de desgaste nesta condição. Este fato é decorrente principalmente devido à presença abundante do fluido na região de corte, que reduz a intensidade do mecanismo de desgaste por oxidação, como também o desgaste por difusão e abrasão [10, 32]. Basicamente, a emulsão dificulta o contato do ar presente no ambiente com a interface peça/ferramenta, reduz as temperaturas na região de corte e melhora a lubrificação do gume. Todavia, deve-se salientar que o desgaste por fadiga térmica e mecânica é acelerado com a introdução de emulsão no processo de corte [1, 14, 62], mas como os efeitos favoráveis deste tipo de fluido neste caso são maiores, a vida da ferramenta é incrementada.



Condições de corte:

Ferramenta de metal-duro sem revestimento DIN 6527L; Peça = SAE 1040
 $D = 10 \text{ mm}$; $z = 2$ gumes; $v_c = 120 \text{ m/min}$; $f_z = 0,03 \text{ mm}$; $a_e = 8 \text{ mm}$; $a_p = 5 \text{ mm}$

Figura 45 - Comportamento da marca de desgaste máxima na face $KB_{máx}$ para as fresas de metal-duro sem revestimento nas diversas condições ensaiadas.



Figura 46 - Marcas de desgaste máximo final no flanco principal após 171 cm³ de material removido por gume: a - Fresa C2; b - Fresa C3.

A figura 47 mostra a marca de desgaste máximo final no flanco da ferramenta C4 após a usinagem de 228 cm³ de material removido por gume. Esta marca além de ser menor do que a mostrada na figura 46, foi monitorada um estágio à frente. Esta ferramenta teve seu fim de vida determinado por colapso catastrófico pouco antes de completar o intervalo seguinte para aquisição dos dados, no ponto com 285 cm³ de material removido por dente.

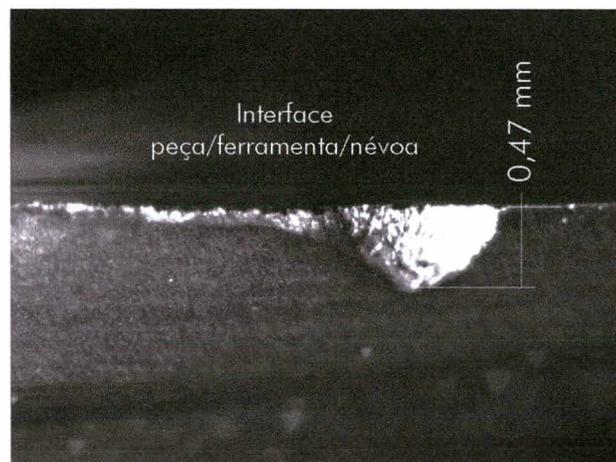
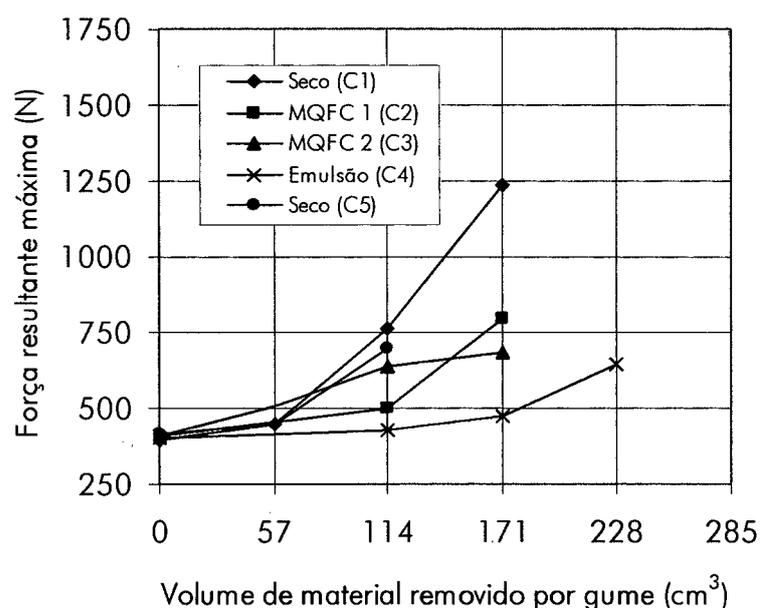


Figura 47 - Marca de desgaste máximo final no flanco principal para a ferramenta C4 após 228 cm³ de material removido por gume.

4.3.2 Comportamento da Força Resultante Máxima

As forças resultantes para os ensaios a seco (ferramentas C1 e C5) apresentam um comportamento similar até o ponto de 114 cm^3 de material removido (Fig. 48). A partir deste ponto, somente a fresa C1 executou mais uma etapa de desgaste para a posterior aquisição dos dados de força, usinando assim um volume total de 171 cm^3 de material. Nota-se que a evolução da força a partir deste ponto é bastante íngreme, devido ao desgaste acelerado da fresa. O valor máximo de força resultante é de quase 1250 N , aproximadamente 3 vezes mais que a força inicial registrada de 400 N .

Nas condições com mínimas quantidades de fluido de corte (ferramentas C2 e C3), as forças têm um tendência similar, conforme mostra a figura 48, sendo que a força final adquirida para o ponto de 171 cm^3 de material removido é em torno de 2 vezes a inicial de 400 N . Todavia, observa-se uma pequena diferença favorável às forças resultantes destes testes em relação àquelas registradas para o ensaios a seco após o terceiro ponto de aquisição dos dados.



Condições de corte:

Ferramenta de metal-duro sem revestimento DIN 6527L; Peça = SAE 1040
 $D = 10 \text{ mm}$; $z = 2$ gumes; $v_c = 120 \text{ m/min}$; $f_z = 0,03 \text{ mm}$; $a_e = 8 \text{ mm}$; $a_p = 5 \text{ mm}$

Figura 48 - Comportamento da força resultante máxima para as fresas de metal-duro sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas.

A figura 48 mostra também que a força resultante máxima para o ensaio com emulsão como fluido de corte tem um comportamento suave em comparação às outras, ou seja, do primeiro ao quarto ponto de medição verifica-se um incremento menor que 20%. Este fato deve-se aos efeitos positivos que o fluido proporciona ao processo de corte através da lubrificação e principalmente da diminuição dos níveis de desgaste por oxidação dos gumes da fresa. Como neste teste a velocidade de corte é elevada (120 m/min), a temperatura na região de corte atinge valores expressivos. Assim, com a aplicação abundante de fluido o processo de corte do material não é prejudicado do ponto de vista das forças. A força resultante máxima para o último ponto de medição é de 645 N, pouco mais de 50% das forças adquiridas para o ponto 0 nas outras condições testadas.

4.3.3 Dados de Rugosidade

Nas tabelas 17, 18, 19 e 20 apresentam-se as tendências das rugosidades R_a , R_q , R_z e $R_{máx}$, respectivamente, para cada superfície usinada nas diferentes condições ensaiadas com ferramentas de metal-duro. As rugosidades mostraram-se com a tendência esperada, apresentando geralmente uma melhor qualidade para a superfície concordante. Todavia, observa-se uma diferença na qualidade superficial das condições geradas pelo processo de fresamento a seco (ferramentas C1 e C5), o que pode ser atribuído a algum tipo de ruído externo como erro de posicionamento do apalpador na área para medição ou até alterações na qualidade superficial da peça gerada pelo próprio processo de desbaste. A ordem de grandeza da rugosidade R_a é em torno de 1 μm , enquanto que a rugosidade R_q apresenta uma ordem de grandeza de aproximadamente 10 vezes mais para cada condição medida.

Tabela 17 - Rugosidade R_a nas superfícies concordante e discordante para as fresas de metal-duro sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas.

Superfície	Meios Lubri-Refrigerantes				
	Seco (C1)	MQFC 1 (C2)	MQFC 2 (C3)	Emulsão (C4)	Seco (C5)
Concordante (μm)	0,5	1,1	1,1	1,2	1,1
Discordante (μm)	0,9	1,1	1,2	1,0	1,1

Tabela 18 - Rugosidade R_t nas superfícies concordante e discordante para as fresas de metal-duro sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas.

Superfície	Meios Lubri-Refrigerantes				
	Seco (C1)	MQFC 1 (C2)	MQFC 2 (C3)	Emulsão (C4)	Seco (C5)
Concordante (μm)	6,0	10,6	10,9	13,4	9,4
Discordante (μm)	7,7	10,5	10,9	9,4	12,1

Tabela 19 - Rugosidade R_z nas superfícies concordante e discordante para as fresas de metal-duro sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas.

Superfície	Meios Lubri-Refrigerantes				
	Seco (C1)	MQFC 1 (C2)	MQFC 2 (C3)	Emulsão (C4)	Seco (C5)
Concordante (μm)	3,5	6,3	6,8	7,4	6,2
Discordante (μm)	5,2	6,0	6,9	6,0	7,1

Tabela 20 - Rugosidade $R_{m\acute{o}x}$ nas superfícies concordante e discordante para as fresas de metal-duro sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas.

Superfície	Meios Lubri-Refrigerantes				
	Seco (C1)	MQFC 1 (C2)	MQFC 2 (C3)	Emulsão (C4)	Seco (C5)
Concordante (μm)	5,7	9,7	10,0	12,9	9,3
Discordante (μm)	7,1	9,9	10,5	8,8	11,6

4.3.4 Considerações sobre os Resultados

Através de uma análise dos dados de força e desgaste para os ensaios a seco, pode-se concluir que neste caso o desgaste na forma de entalhe é bastante significativo, diminuindo a vida da ferramenta em comparação às outras condições ensaiadas. A principal causa desta redução pode ser atribuída ao mecanismo de desgaste por oxidação.

No caso dos ensaios com minimização de fluido a vida da ferramenta é um pouco maior quando comparada com os ensaios a seco sob o ponto de vista das forças e das marcas de desgaste. Contudo, não se observa diferença significativa na vida da fresa em função do tipo de óleo utilizado na minimização. Este aspecto pode ser explicado pela alta temperatura gerada na região de corte, que desta maneira anula a diferença entre os efeitos de refrigeração e lubrificação que cada tipo de fluido proporciona ao corte.

O fresamento com emulsão aparece como a condição de melhor rendimento neste lote de ferramentas ensaiadas. A força resultante, neste caso, apresenta níveis menores praticamente desde o primeiro ponto de aquisição dos dados até o fim da vida da ferramenta, que corresponde ao ponto de 228 cm³ de material removido por gume. O desgaste no flanco principal do gume neste ponto é de 0,47 mm, enquanto que as ferramentas C1, C2 e C3 apresentam uma marca 2 vezes maior já no ponto de 171 cm³ de material removido. O nível de desgaste na face da fresa para o ensaio com emulsão também é o menor dentre as condições ensaiadas durante toda a vida da ferramenta.

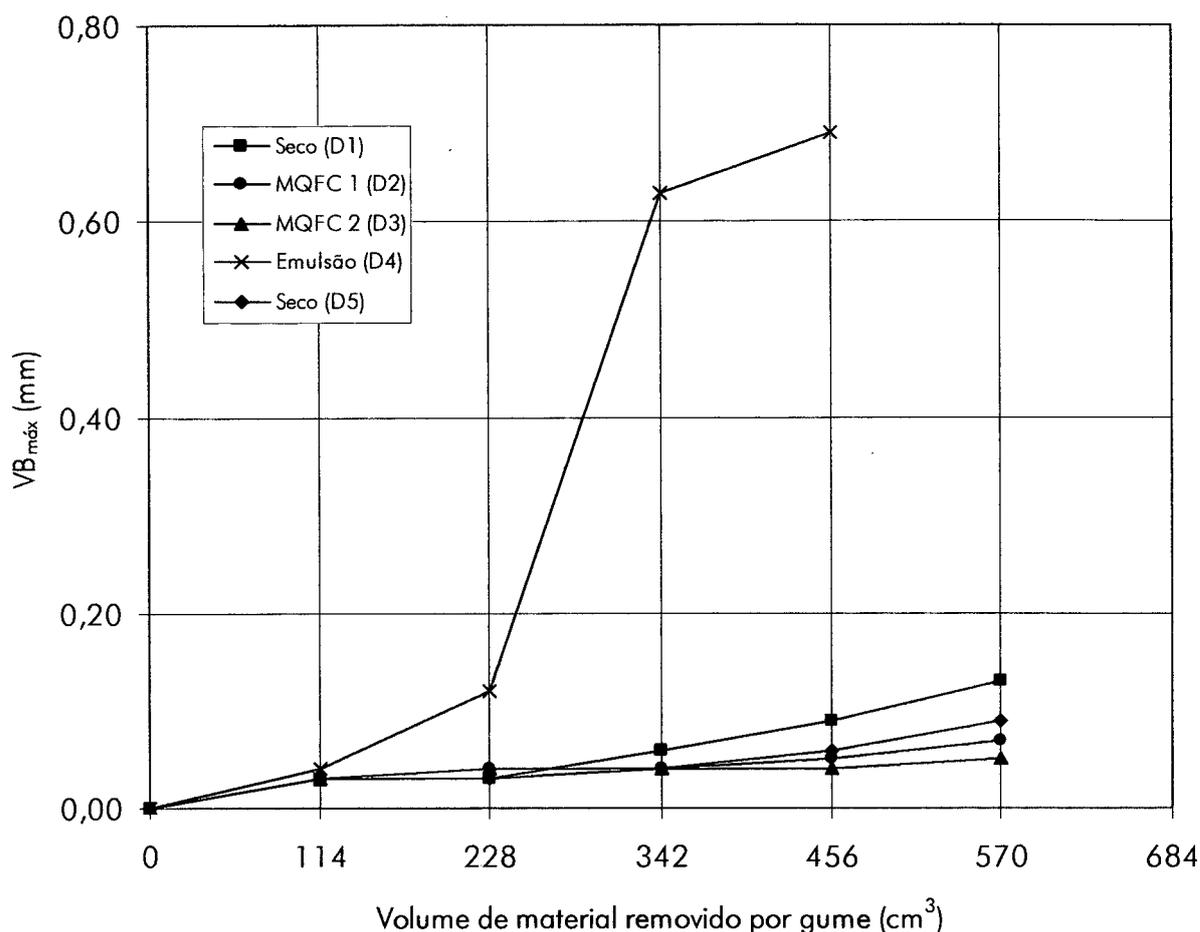
Após estas considerações, conclui-se, neste caso, que no processo de fresamento com ferramentas de metal-duro sem revestimento a condição com utilização de emulsão como fluido de corte aplicada em grandes quantidades é a mais favorável.

4.4 Ensaios com Ferramentas de Metal-Duro com Revestimento

A ferramenta D5 foi utilizada para repetir o ensaio a seco com o objetivo de ratificar os dados obtidos com a fresa D1, pois nenhuma outra condição apresentou problemas que comprometessem o seu respectivo ensaio.

4.4.1 Evolução das Marcas de Desgaste na Ferramenta

A figura 49 mostra o comportamento da marca de desgaste máxima no flanco principal $VB_{máx}$ e a figura 50 mostra a marca de desgaste máxima na face $KB_{máx}$, ambas para todas as condições ensaiadas e em função do volume de material removido por gume.



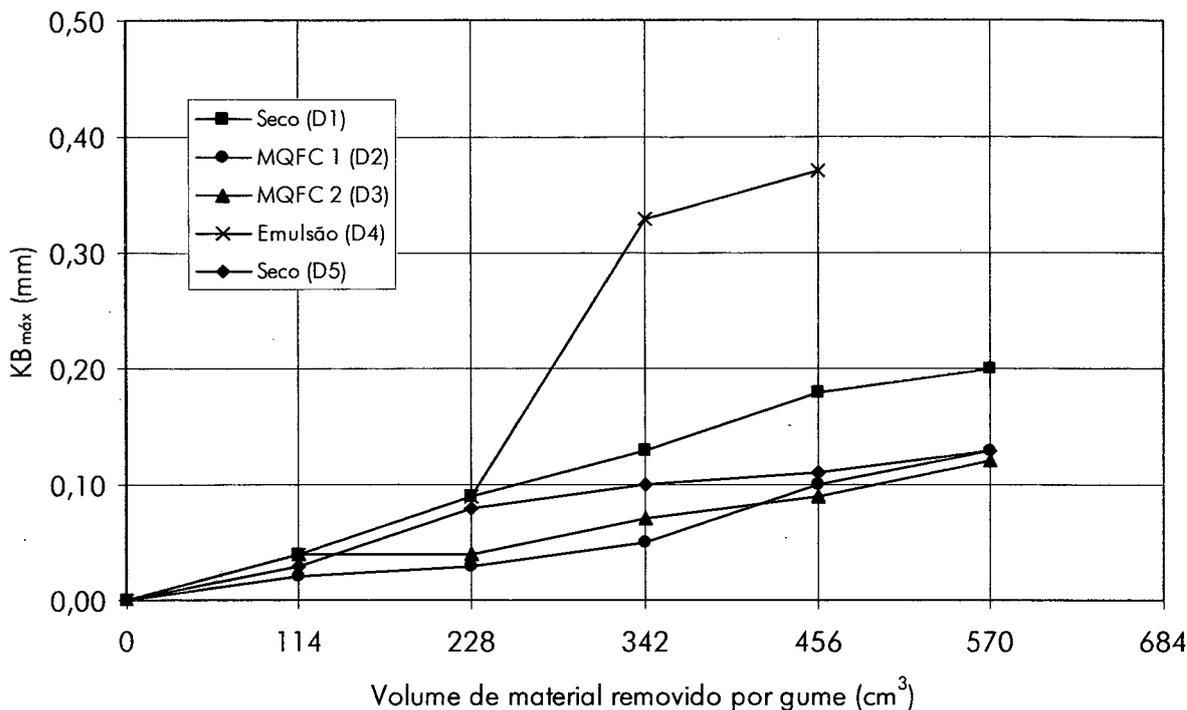
Condições de corte:

Ferramenta de metal-duro com revestimento DIN 6527L; Peça = SAE 1040
 $D = 10$ mm; $z = 2$ gumes; $v_c = 140$ m/min; $f_z = 0,03$ mm; $a_e = 8$ mm; $a_p = 5$ mm

Figura 49 - Comportamento da marca de desgaste máxima no flanco principal $VB_{máx}$ para as fresas de metal-duro com revestimento nas diversas condições ensaiadas.

Avaliando a evolução das curvas D1 e D5, as duas sem fluido de corte, observa-se uma variação nas marcas de desgaste no flanco principal $VB_{máx}$ assim como na face $KB_{máx}$ para os 2 últimos intervalos de medições (Fig. 49 e 50). Este fato pode ser atribuído à margem de erros que cada ensaio possui ou, com menores chances, a fatores externos como ferramenta defeituosa ou desbalanceamento dos gumes da fresa em relação ao seu eixo quando posicionada no porta-ferramenta, entre outros. Nota-se, também, que para estas condições (fresa D1 e D2) as marcas de desgaste na face do gume para os 3 últimos estágios de medição apresentaram valores superiores àqueles observados no flanco principal no mesmo intervalo de medição. Todavia as duas condições apresentaram marcas

finais de desgaste relativamente pequenas, inferiores a 0,20 mm. As fresas D1 e D5 usinaram o volume de material previamente planejado de 570 cm³ por gume.



Condições de corte:
 Ferramenta de metal-duro com revestimento DIN 6527L; Peça = SAE 1040
 D = 10 mm; z = 2 gumes; v_c = 140 m/min; f_z = 0,03 mm; a_e = 8 mm; a_p = 5 mm

Figura 50 - Comportamento da marca de desgaste máxima na face $KB_{máx}$ para as fresas de metal-duro com revestimento nas diversas condições ensaiadas.

Nos ensaios com minimização de fluido de corte a evolução das marcas de desgaste na face e no flanco principal são bem próximas, porém nota-se uma pequena tendência a menores níveis para o ensaio com minimização de óleo mineral. Isso deve-se ao melhor desempenho desse óleo em altas velocidades de corte. Pois, com o aumento da velocidade de corte os aditivos do óleo mineral levam a uma melhora considerável do efeito de lubrificação, superando inclusive o efeito de lubrificação observado para o óleo vegetal ensaiado. O desgaste de flanco máximo no final dos ensaios para ambas condições foi menor que 0,10 mm e, na face, pouco maior que 0,10 mm, que são marcas bastante pequenas.

Como discutido nas seções anteriores, os fenômenos ocorridos no fresamento com emulsão ocasionam um desgaste acelerado do gume na grande maioria dos casos e este fato pode ser claramente identificado nas figuras 49 e 50 para esta ferramenta ensaiada.

Outra característica interessante verificada nestes ensaios é que o desgaste de flanco máximo apresenta-se próximo à interface peça/ferramenta nas condições a seco e com minimização de fluido de corte vegetal ou mineral. Apenas no experimento com emulsão é que o $VB_{máx}$ está localizado na quina do gume (Fig. 51). Esta alteração pode ser compreendida através do fenômeno da fadiga térmica. O fato de a taxa de refrigeração da quina do gume ser maior do que aquela ocorrida na região próxima à interface peça/ambiente, faz com que na quina do gume os ciclos de temperatura sejam mais intensos, causando assim um choque térmico bastante acentuado. Isto ocorre basicamente devido ao maior volume de material de ferramenta próximo à região de interface em relação à superfície de troca de calor, que acarreta num choque térmico de menor intensidade ao gume da fresa. Estes ciclos de temperatura causam então o desgaste precoce do revestimento, ocasionando o surgimento acelerado de danos na ponta da fresa, culminando com o fim de vida da mesma. Todavia, vale lembrar que esta característica é influenciada diretamente pela velocidade de corte, que neste caso é elevada.

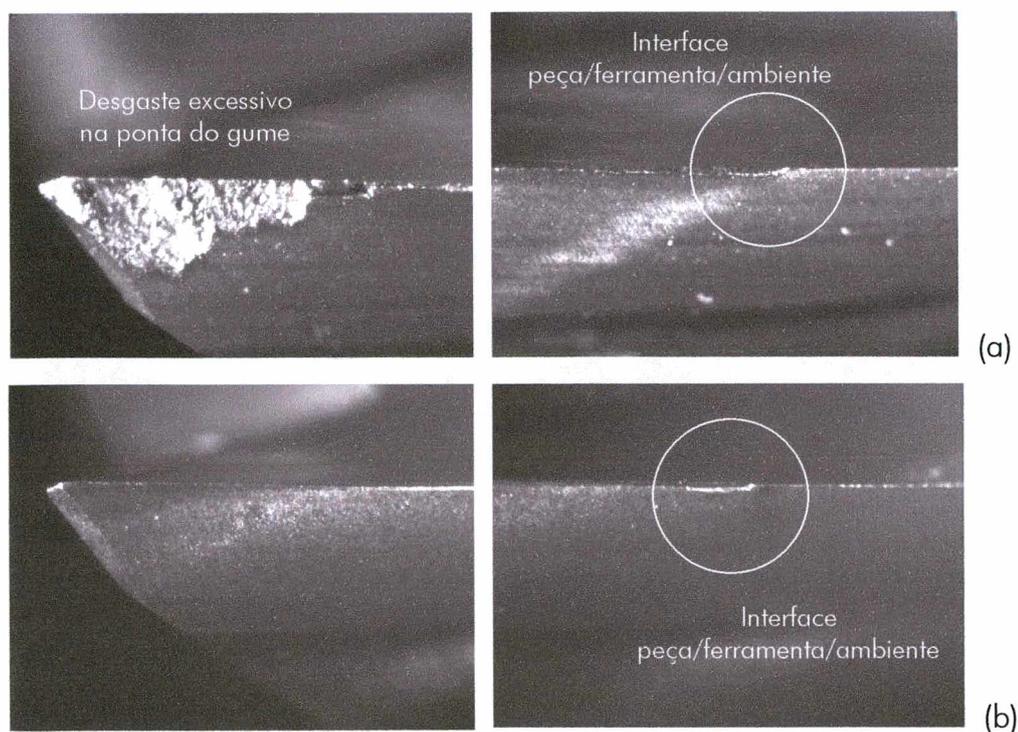


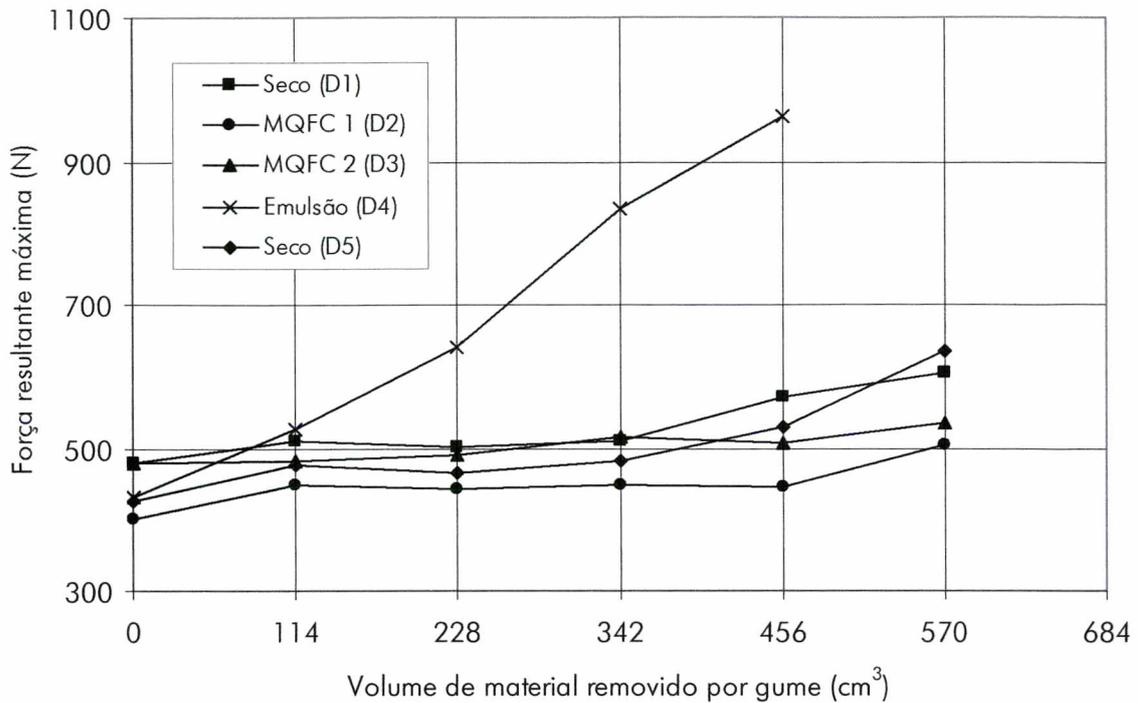
Figura 51 - Desgaste no flanco principal da ferramenta após 460 cm^3 de material removido por gume: a - Ensaio D4, b - Ensaio D5.

O desgaste na face da ferramenta segue a mesma tendência do desgaste no flanco principal no ensaio com emulsão, porém neste caso o desgaste no flanco $VB_{máx}$ apresentou um valor superior durante toda a vida da fresa. Este desgaste é influenciado pelo gradiente térmico gerado na zona de corte através do fenômeno de fadiga térmica, assim como pelos choques de entrada e saída do gume na peça. A flutuação das cargas de compressão e tração em cada gume da fresa juntamente com o efeito do gradiente térmico (aquecimento e resfriamento brusco da ferramenta) provocam o aparecimento de micro-trincas, lascamentos e pequenas quebras do gume, que desta forma levam ao fim de vida precoce da mesma. O fim da vida da ferramenta foi atingido por desgaste excessivo da ponta do gume, conforme mostrado na figura 51.

4.4.2 Comportamento da Força Resultante Máxima

Na condição de usinagem a seco com as ferramentas D1 e D5, as forças resultantes tiveram uma evolução muito próxima (Fig. 52), com uma diferença mais acentuada no primeiro ponto de aquisição, obtido com a fresa nova. A força resultante final para os dois testes sofreu um incremento de aproximadamente 35%, o que é um resultado satisfatório do ponto de vista da potência de máquina.

A figura 52 mostra que nos testes com minimização de fluido de corte a força resultante inicial para a condição que utilizou óleo mineral é 20% maior do que aquela que utilizou óleo vegetal. Em linhas gerais, o óleo mineral propiciou um melhor rendimento ao corte do ponto de vista das força devido seu maior poder lubrificante, conforme comentado anteriormente. O emprego da quantidade mínima de fluido de corte apresentou bons resultados. Nos dois ensaios com minimização de fluido a ferramenta usinou o volume planejado e o comportamento da ferramenta em relação à força foi bastante próximo, contudo a usinagem utilizando óleo mineral como fluido de corte apresentou uma tendência a melhores resultados.



Condições de corte:
 Ferramenta de metal-duro com revestimento DIN 6527L; Peça = SAE 1040
 $D = 10 \text{ mm}$; $z = 2$ gumes; $v_c = 140 \text{ m/min}$; $f_z = 0,03 \text{ mm}$; $a_e = 8 \text{ mm}$; $a_p = 5 \text{ mm}$

Figura 52 - Comportamento da força resultante máxima para as fresas de metal-duro com revestimento nas diversas condições ensaiadas.

Pode-se observar na figura 52 que o ensaio com emulsão apresenta uma variação acentuada na força resultante máxima quando comparado com os demais, o que ocorre principalmente devido ao desgaste prematuro do gume da ferramenta. Os fenômenos que ocorrem no gume da fresa devido os excessivos choques térmicos também são descritos pelos autores Gu, et al. [10] e Filho e Diniz [32].

4.4.3 Dados de Rugosidade

Nas tabelas 21, 22, 23 e 24 apresentam-se os valores médios dos parâmetros verticais da rugosidade R_a , R_r , R_z e $R_{máx}$, respectivamente, para cada superfície usinada nas diferentes condições ensaiadas.

A ordem de grandeza da rugosidade R_a nestes ensaio é de aproximadamente $0,6 \mu\text{m}$, que representa um valor muito bom para a qualidade superficial gerado pelo processo de fresamento mesmo sob condições de desgaste [1, 14, 29]. Nestes testes a rugosidade na

superfície concordante é, via de regra maior do que aquela referente à superfície discordante, porém em níveis muito pequenos. Ocorreu neste caso uma diferença entre as rugosidades geradas pela mesma condição, isto no caso dos ensaios a seco. Conforme comentado no item 4.3.3, são vários os fatores que podem causar esta variação.

Tabela 21 - Rugosidade R_a nas superfícies concordante e discordante para as fresas de metal-duro sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas.

Superfície	Meios Lubri-Refrigerantes				
	Seco (C1)	MQFC 1 (C2)	MQFC 2 (C3)	Emulsão (C4)	Seco (C5)
Concordante (μm)	0,6	0,7	0,6	0,8	0,5
Discordante (μm)	0,5	0,5	0,5	0,3	0,3

Tabela 22 - Rugosidade R_q nas superfícies concordante e discordante para as fresas de metal-duro sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas.

Superfície	Meios Lubri-Refrigerantes				
	Seco (C1)	MQFC 1 (C2)	MQFC 2 (C3)	Emulsão (C4)	Seco (C5)
Concordante (μm)	5,4	6,6	5,2	7,4	4,2
Discordante (μm)	4,8	4,6	4,2	2,8	3,0

Tabela 23 - Rugosidade R_z nas superfícies concordante e discordante para as fresas de metal-duro sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas.

Superfície	Meios Lubri-Refrigerantes				
	Seco (C1)	MQFC 1 (C2)	MQFC 2 (C3)	Emulsão (C4)	Seco (C5)
Concordante (μm)	3,9	4,9	3,9	4,9	3,1
Discordante (μm)	3,0	3,2	2,8	1,8	2,0

Tabela 24 - Rugosidade $R_{m\acute{a}x}$ nas superfícies concordante e discordante para as fresas de metal-duro sem revestimento, nas diversas condições ensaiadas.

Superfície	Meios Lubri-Refrigerantes				
	Seco (C1)	MQFC 1 (C2)	MQFC 2 (C3)	Emulsão (C4)	Seco (C5)
Concordante (μm)	5,0	6,3	5,0	7,3	3,9
Discordante (μm)	4,8	4,4	4,1	2,7	2,9

4.4.4 Considerações sobre os Resultados

O processo de usinagem a seco mostrou-se bastante eficiente nestes testes, evidenciando um crescimento suave das marcas de desgaste na face e no flanco da ferramenta durante toda a vida da mesma. A força resultante também teve uma evolução similar aos níveis de desgaste. Logo, neste caso, o processo de fresamento sem fluido mostra-se uma alternativa bastante promissora, que dependendo da operação é sem dúvida a melhor opção.

No entanto, os ensaios com MQFC 1 e MQFC 2 apresentaram o melhor desempenho do ponto de vista das forças e das marcas de desgaste ao final dos testes. Basicamente isto ocorre devido ao poder lubrificante e conseqüente redução da temperatura de contato, que reduz a intensidade dos mecanismos de desgaste. Todavia, entre estas condições, o ensaio com óleo mineral foi o que apresentou os resultados mais promissores.

As figuras 49 e 50 mostram o rápido incremento das marcas de desgaste tanto na face quanto no flanco da fresa no ensaio com emulsão, o que ocorre principalmente devido ao mecanismo de desgaste por fadiga térmica, reforçando assim o argumento para evitar a utilização deste tipo de fluido no processo de fresamento com fresa de topo. A força resultante nesse ensaio cresce proporcionalmente aos níveis de desgaste. Logo, observa-se que a utilização de emulsão como fluido de corte neste ensaios é extremamente prejudicial ao desempenho da ferramenta. Observando também a figura 52, conclui-se que a potência de máquina requerida na execução do ensaio com emulsão durante os 3 intervalos intermediários da vida da fresa, é a maior entre as condições avaliadas. Segundo Stemmer [25], a potência de corte é diretamente proporcional à força de corte para uma mesma

velocidade de corte. Este fato implica também diretamente no acréscimo dos custos da produção e, por sua vez, reforça a tese de que neste caso a emulsão é prejudicial ao processo de fresamento.

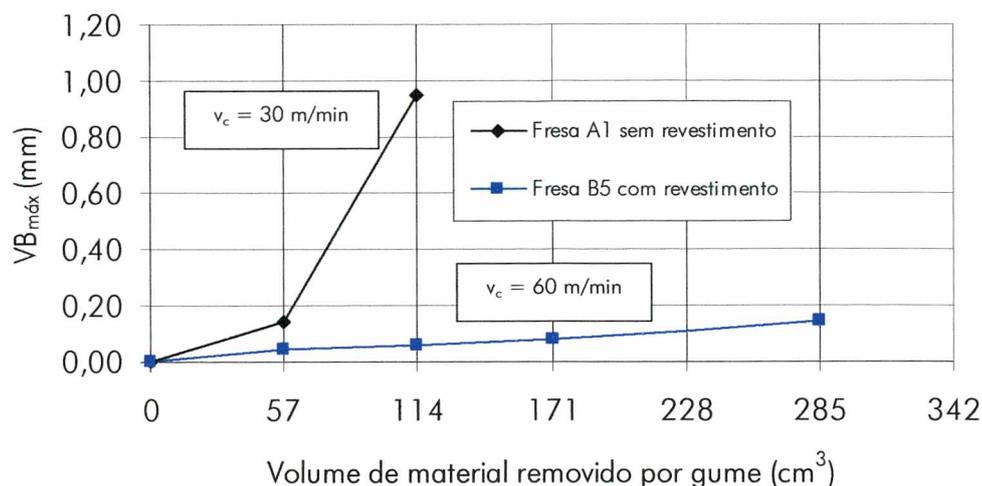
Sendo assim, nestes testes, as propostas de utilização de mínimas quantidades de fluido de corte mineral e vegetal mostram-se bastante promissoras, especialmente em situações em que o fluido é indispensável, porém a condição a seco mostrou-se também eficiente. Logo, faz-se necessário neste ponto uma avaliação mais cuidadosa de qual combinação é a melhor escolha em função da operação desejada.

4.5 Análise em Função do Tipo de Meio Lubri-Refrigerante

Nesta seção serão avaliados os resultados obtidos com cada tipo de ferramenta ensaiada em função dos 4 meios lubri-refrigerantes utilizados. Para tanto, será analisado o desgaste máximo ocorrido no flanco principal $VB_{máx}$ versus o volume de material removido por dente da fresa para cada condição avaliada.

4.5.1 Ensaio a Seco

A figura 53 mostra a evolução das curvas de desgaste para as ferramentas de aço-rápido no ensaio a seco. Como estas ferramentas têm a mesma geometria, fica evidente na figura 53 o melhor desempenho da fresa revestida com carbonitreto de titânio (TiCN) em termos de evolução das marcas de desgaste versus volume de material removido por gume. Além deste fato, a taxa de remoção de material da ferramenta revestida (fresa B5) é duas vezes maior do que aquela verificada para a fresa sem revestimento (fresa A1), devido à velocidade de corte no ensaio com a fresa B5 ter sido o dobro daquela utilizada com a fresa A1. Logo, o tempo principal de usinagem também é reduzido, melhorando ainda mais o desempenho da fresa revestida. Desta maneira, pode-se concluir que os efeitos positivos que o revestimento de TiCN proporciona a esta ferramenta, neste caso, são bastante favoráveis ao processo de fresamento.



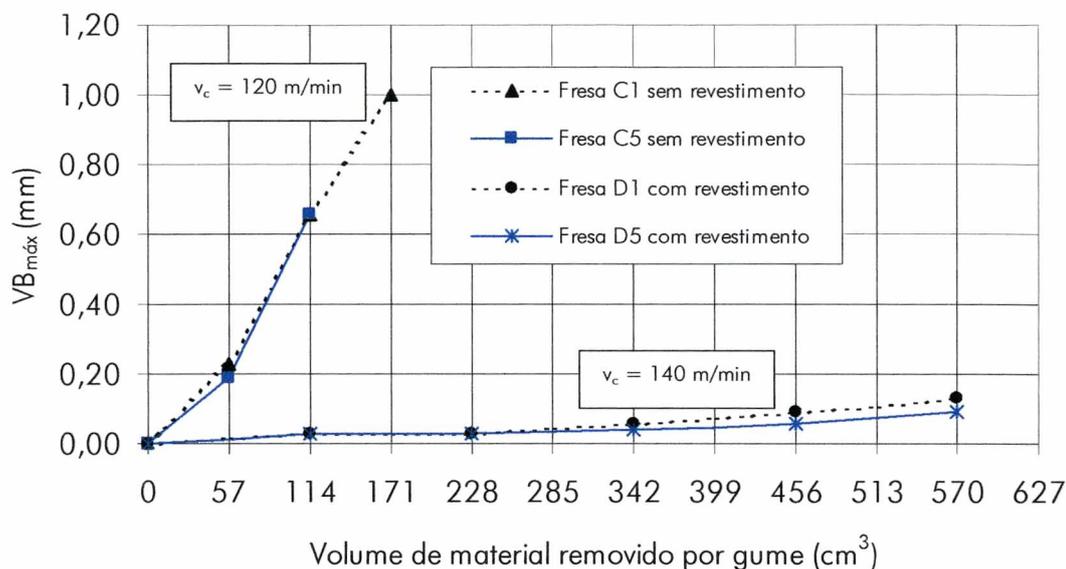
Condições de corte:
 Usinagem a seco; Peça = SAE 1040
 $D = 10$ mm; $z = 2$ gumes; $f_z = 0,03$ mm; $a_e = 8$ mm; $a_p = 5$ mm

Figura 53 - Comportamento do desgaste no flanco principal $VB_{máx}$ para os ensaios a seco com ferramentas de aço-rápido.

No caso do lote de ferramentas de metal-duro, observa-se um comportamento similar destas em relação às ferramentas de aço-rápido; ou seja, as fresas revestidas apresentaram um desempenho melhor do que aquele verificado nos ensaios com as fresas sem revestimento em termos de vida da ferramenta (Fig. 54). Nestas condições foram testadas dois tipos de ferramentas, fresas C1 e C5 sem revestimento e fresas D1 e D5 revestidas com TiCN, todas de mesma geometria. Logo, verifica-se que as ferramentas utilizadas para repetição dos ensaios, fresas C5 e D5, apresentaram uma tendência semelhante na evolução das curvas de desgaste no processo de usinagem a seco. No entanto, neste caso, a taxa de usinagem das ferramentas revestidas é de aproximadamente 15% maior do que a taxa das ferramentas sem revestimento.

Sendo assim, nos ensaios a seco, o revestimento de carbonitreto de titânio mostrou-se bastante eficiente sob o ponto de vista das marcas de desgaste e da taxa de usinagem. Este aspecto é verificado principalmente no lote de ferramentas de aço-rápido, onde a taxa de usinagem da fresa revestida é duas vezes maior do que aquela verificada no ensaio com a fresa sem revestimento. Porém, entre os quatro tipos de ferramentas testadas, a fresa de metal-duro revestida com carbonitreto de titânio foi a que apresentou o melhor rendimento em termos de vida da ferramenta na usinagem do aço SAE 1040, sendo também o ensaio

com a maior taxa de usinagem. Deste modo, sob o ponto de vista ecológico, a usinagem a seco com ferramentas de aço-rápido ou metal-duro revestidas com TiCN mostra-se uma alternativa promissora para eliminar o uso de fluido de corte no processo de fresamento, com especial atenção para a ferramenta de metal-duro.



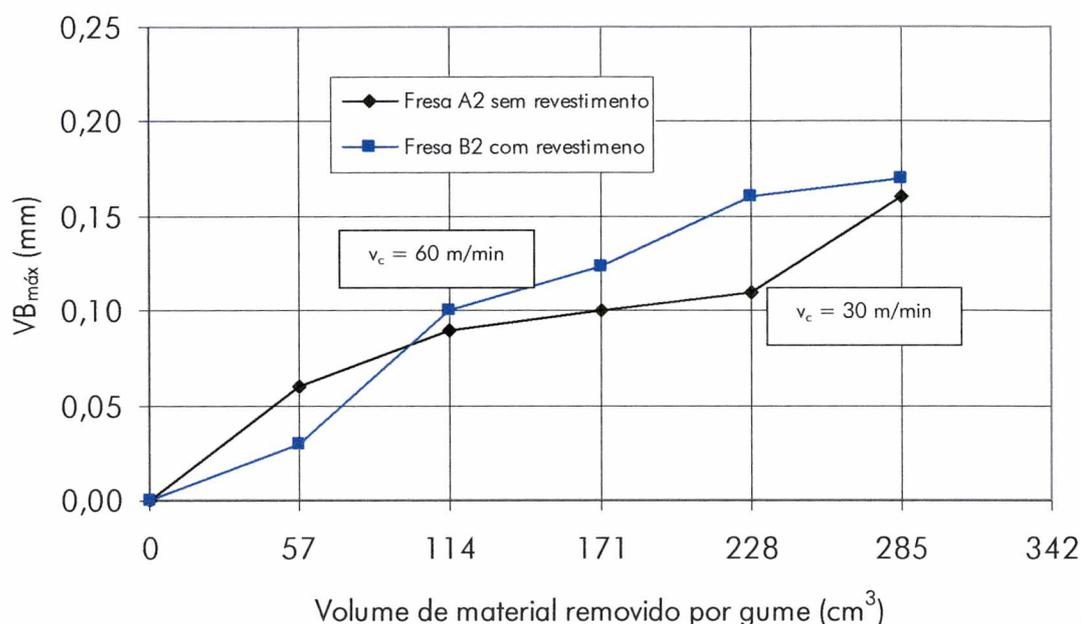
Condições de corte:
 Usinagem a seco; Peça = SAE 1040
 $D = 10$ mm; $z = 2$ gumes; $f_z = 0,03$ mm; $a_e = 8$ mm; $a_p = 5$ mm

Figura 54 - Comportamento do desgaste no flanco principal $VB_{máx}$ para os ensaios a seco com ferramentas de metal-duro.

4.5.2 Ensaios com Minimização de Óleo Vegetal

Observa-se na figura 55, que a evolução das curvas de desgaste para as fresas de aço-rápido sem e com revestimento apresentam um comportamento similar durante a vida das mesmas na usinagem com minimização de óleo vegetal. No entanto, nota-se nesta condição, que a ferramenta B2 obteve uma marca final de desgaste próxima àquela verificada para a ferramenta B1 (Fig. 53). Este fato mostra que a introdução de mínimas quantidades de óleo vegetal no ensaio com ferramentas de aço-rápido revestidas não ocasiona diferença significativa na vida da fresa em relação ao ensaio a seco. Por outro lado, a ferramenta de aço-rápido sem revestimento apresentou um desempenho muito superior nesta condição do que na usinagem a seco em termos de desgaste. Deste modo, verifica-se que a utilização de mínimas quantidades de óleo vegetal tende a aumentar a vida

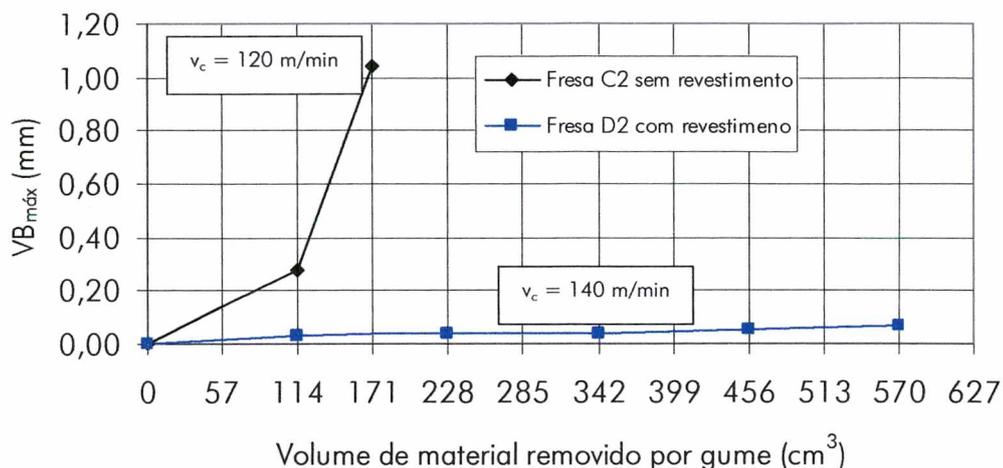
da ferramenta sem revestimento, contudo, esta tendência não é observada no teste com ferramenta revestida. Este aspecto pode ser em decorrência da velocidade de corte, isto é, quanto maior a velocidade de corte menor os efeitos que a utilização de mínimas quantidades de óleo vegetal propicia ao corte. Contudo, faz-se necessário neste ponto uma análise mais profunda deste aspecto para ratificar esta tendência.



Condições de corte:
 Usinagem com minimização de óleo vegetal; Peça = SAE 1040
 $D = 10 \text{ mm}$; $z = 2$ gumes; $f_z = 0,03 \text{ mm}$; $a_e = 8 \text{ mm}$; $a_p = 5 \text{ mm}$

Figura 55 - Comportamento do desgaste no flanco principal $VB_{máx}$ para os ensaios com minimização de óleo vegetal e ferramentas de aço-rápido.

As ferramentas de metal-duro nesta condição apresentaram praticamente o mesmo comportamento das ferramentas de metal-duro nos ensaios a seco. A figura 56 mostra a evolução das curvas de desgaste na usinagem com mínimas quantidades de óleo vegetal para as ferramentas de metal-duro. Nota-se, novamente, o melhor desempenho da ferramenta revestida (fresa D2) em relação à ferramenta sem revestimento (fresa C2). A pequena diferença nas curvas de desgaste desta condição em relação àquelas observadas no ensaio a seco (Fig. 54) pode ser atribuída às altas velocidades de corte utilizadas nestes testes, ou seja, a tendência de quanto maior a velocidade de corte menor os efeitos que a utilização de mínimas quantidades de óleo vegetal proporcionam ao corte.



Condições de corte:
 Usinagem com minimização de óleo vegetal; Peça = SAE 1040
 $D = 10 \text{ mm}$; $z = 2$ gumes; $f_z = 0,03 \text{ mm}$; $a_e = 8 \text{ mm}$; $a_p = 5 \text{ mm}$

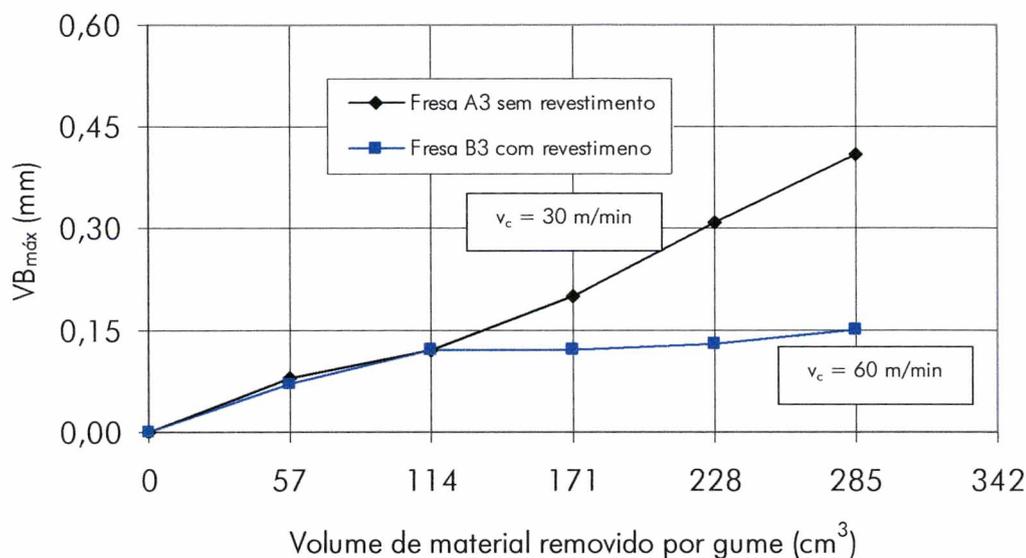
Figura 56 - Comportamento do desgaste no flanco principal $VB_{máx}$ para os ensaios com minimização de óleo vegetal e ferramentas de metal-duro.

Sendo assim, o incremento na vida da ferramenta que a utilização de mínimas quantidades de óleo vegetal propicia é, provavelmente, função direta da velocidade de corte. Este aspecto pode ser melhor observado comparando os testes com as ferramentas de aço-rápido sem e com revestimento nas condições a seco e com minimização de óleo vegetal, figuras 53 e 55, respectivamente. Nestas figuras, observa-se que o desempenho da fresa ensaiada com velocidade de corte 30 m/min aumentou em função da utilização de mínimas quantidades de óleo vegetal, enquanto que o desempenho da fresa ensaiada com velocidade de corte 60 m/min permaneceu praticamente constante nas duas condições.

4.5.3 Ensaio com Minimização de Óleo Mineral

No ensaio com minimização de óleo mineral a ferramenta de aço-rápido sem revestimento usinou todo o volume de material planejado para o ensaio, com um nível de desgaste final no flanco principal tolerável para a operação de desbaste, aproximadamente 0,40 mm (Fig. 57). Logo, neste teste, a ferramenta sem revestimento obteve um desempenho melhor do que aquele observado no ensaio a seco (Fig. 53). No caso da ferramenta revestida (fresa B3), a evolução das marcas de desgaste foram muito próximas às verificadas no ensaio a seco e no ensaio com mínimas quantidades de fluido de corte vegetal para este

mesmo tipo de ferramenta. Deste modo, verifica-se que o desempenho das ferramentas de aço-rápido, nesta condição, é semelhante àqueles observado nos testes com mínimas quantidades de óleo vegetal.

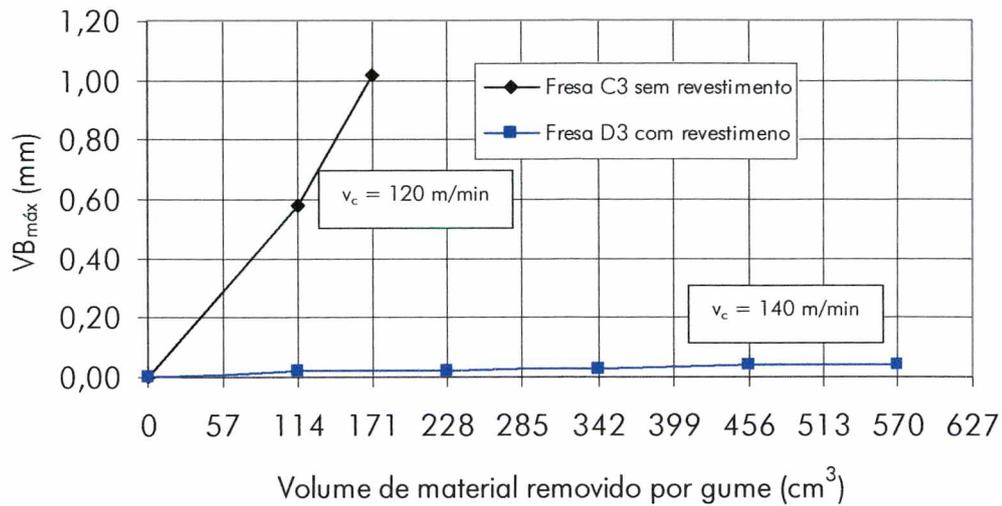


Condições de corte:
Usinagem com minimização de óleo mineral; Peça = SAE 1040
 $D = 10$ mm; $z = 2$ gumes; $f_z = 0,03$ mm; $a_e = 8$ mm; $a_p = 5$ mm

Figura 57 - Comportamento do desgaste no flanco principal $VB_{máx}$ para os ensaios com minimização de óleo mineral e ferramentas de aço-rápido.

A figura 58 mostra que o comportamento das marcas de desgaste das ferramentas de metal-duro nos ensaios com mínimas quantidades de óleo mineral também é semelhante ao observado nos teste com minimização de óleo vegetal. Logo, verifica-se novamente neste caso, a pouca influência que este tipo de meio lubri-refrigerante proporciona à ferramenta em termos de vida na usinagem com altas velocidades de corte. Outra característica importante diz respeito também ao incremento na vida da ferramenta que o revestimento de carbonitreto de titânio acarreta à fresa de metal-duro sob estas condições.

Desta maneira, observa-se que o desempenho da utilização de mínimas quantidades de óleo mineral nestes testes é similar àquele verificado com a utilização de mínimas quantidades de óleo vegetal.

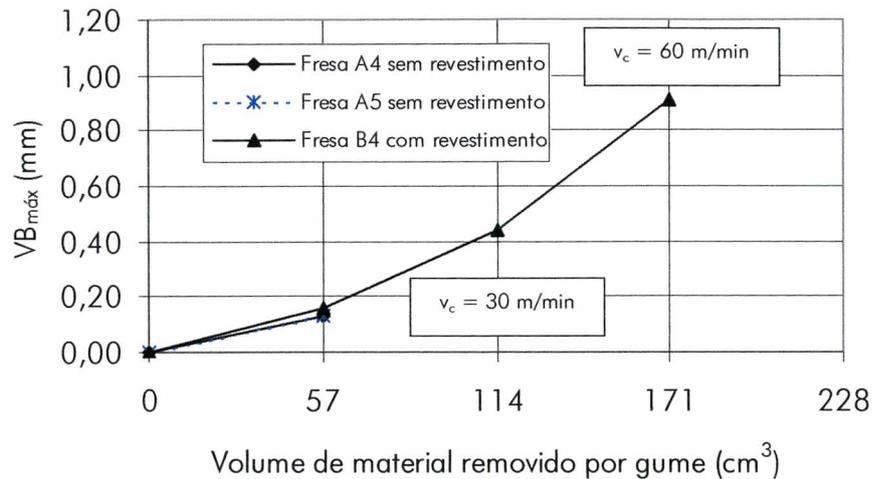


Condições de corte:
 Usinagem com minimização de óleo mineral; Peça = SAE 1040
 $D = 10 \text{ mm}$; $z = 2$ gumes; $f_z = 0,03 \text{ mm}$; $a_e = 8 \text{ mm}$; $a_p = 5 \text{ mm}$

Figura 58 - Comportamento do desgaste no flanco principal $VB_{máx}$ para os ensaios com minimização de óleo mineral e ferramentas de metal-duro.

4.5.4 Ensaio com Emulsão

Conforme descrito na seção 4.1, foram testadas duas ferramentas de aço-rápido sem revestimento nesta condição, ferramentas A4 e A5. Logo, analisando a figura 59, observa-se um desempenho muito ruim das fresas de aço-rápido sem revestimento na usinagem com emulsão, sendo que ambas atingiram seu fim de vida no primeiro intervalo de medição provavelmente devido aos excessivos esforços de usinagem combinados com o desgaste dos gumes. A ferramenta de aço-rápido revestida, por sua vez, apresentou um desempenho melhor do que as fresas de aço-rápido sem revestimento nesta condição, porém aquém daqueles verificados para as condições a seco e com minimização de fluido de corte.



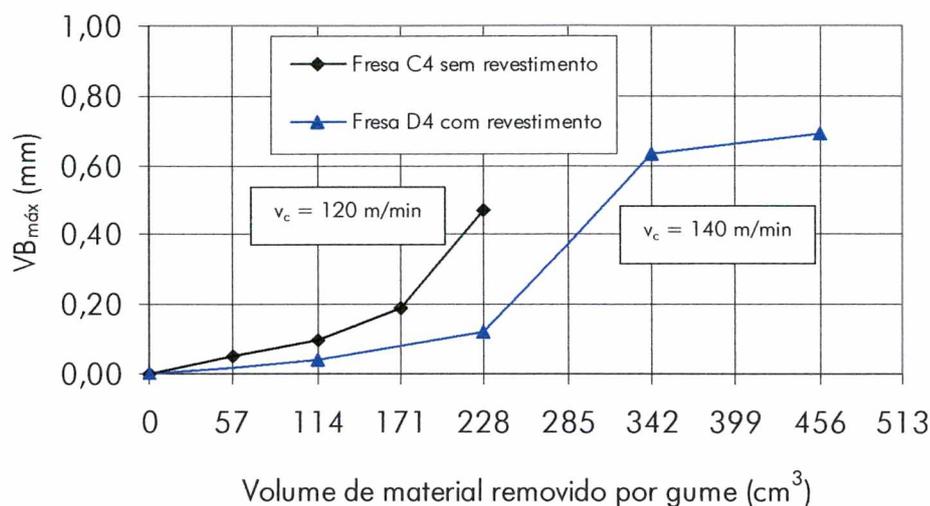
Condições de corte:
 Usinagem com emulsão; Peça = SAE 1040
 $D = 10$ mm; $z = 2$ gumes; $f_z = 0,03$ mm; $a_e = 8$ mm; $a_p = 5$ mm

Figura 59 - Comportamento do desgaste no flanco principal $VB_{máx}$ para os ensaios com emulsão como fluido de corte e ferramentas de aço-rápido.

A ferramenta de metal-duro sem revestimento (fresa C4) apresentou um desempenho pouco melhor nesta condição em relação às outras condições avaliadas (Fig. 60), porém ainda inferior daquele verificado pela ferramenta revestida (fresa D4). No entanto, a ferramenta D4 apresentou seu pior desempenho nesta condição entre todos os testes realizados, atingindo seu fim de vida por desgaste excessivo do flanco principal, aproximadamente 0,70 mm. Este fato evidencia os prejuízos que a utilização de emulsão provoca neste tipo de ferramenta, pois verifica-se que tanto no ensaio a seco como nos ensaios com minimização a fresa de metal-duro revestida usinou todo o volume de material planejado com uma marca final de desgaste de flanco próxima a 0,10 mm.

Neste sentido, os ensaios com emulsão mostraram-se de uma maneira geral prejudiciais ao processo de fresamento, especialmente no caso das ferramentas revestidas. As causas deste fenômeno estão descritas nas seções 2.4.5, 2.9.1 e 2.9.5, onde os fenômenos causados pela utilização de emulsão no processo de fresamento são discutidos.

Após a análise das curvas de desgaste para as 4 condições ensaiadas; usinagem a seco, usinagem com minimização de óleo vegetal, usinagem com minimização de óleo mineral e usinagem com emulsão, faz-se necessário neste ponto o cruzamento do resultados obtidos por esta pesquisa com alguns dados encontrados por outros pesquisadores.



Condições de corte:
Usinagem com emulsão; Peça = SAE 1040
D = 10 mm; z = 2 gumes; f_z = 0,03 mm; a_e = 8 mm; a_p = 5 mm

Figura 60 - Comportamento do desgaste no flanco principal $VB_{máx}$ para os ensaios com emulsão como fluido de corte e ferramentas de metal-duro.

A. B. Rosa e A. E. Diniz [1], avaliaram o desempenho da fresa de metal-duro de topo reto sem revestimento na usinagem do aço ABNT 1045. Embora a ferramenta utilizada pelos autores citados acima tenha sido de geometria quase idêntica (3 gumes) àquela utilizada neste experimento (2 gumes), os parâmetros de corte tenham sido diferentes assim como o material ensaiado, verifica-se uma tendência similar entre as condições gerais dos ensaios. Deste modo, analisando os dados encontrados pelos autores, observa-se uma semelhança entre estes e os resultados obtidos nesta pesquisa para o ensaio a seco com fresa de metal-duro sem revestimento. Este fato reforça as considerações descritas acima referentes ao teste com fresa de metal-duro sem revestimento, as quais mostram que na usinagem a seco este tipo de fresa apresenta um desempenho razoável em termos de vida da ferramenta.

Os pesquisadores R. Pizzi, et al. [71] compararam a usinabilidade dos aços inoxidáveis ABNT 316 e ABNT 316M através de testes experimentais de fresamento com ferramentas de metal-duro sem revestimento classe K10. Estes ensaios foram conduzidos a seco. Avaliando o comportamento das fresas nestes testes, mesmo sob diferentes parâmetros de corte, verifica-se novamente uma tendência ao rápido incremento das marcas de desgaste no gume da ferramenta na usinagem a seco. Evidentemente esta informação serve

apenas como um reforço aos dados encontrados nesta pesquisa sob condições similares de usinagem.

Na pesquisa realizada pelos autores J. Gu, G. Barber, S. Tung e R. J. Gu [10] verifica-se que fresas de metal-duro revestidas com carbonitreto de titânio (TiCN) apresentaram um desempenho superior às fresas de metal-duro sem revestimento sob mesmas condições de usinagem. Este fato é coerente com os dados obtidos nesta pesquisa onde o revestimento TiCN mostrou-se bastante favorável à ferramenta em termos de desgaste.

5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

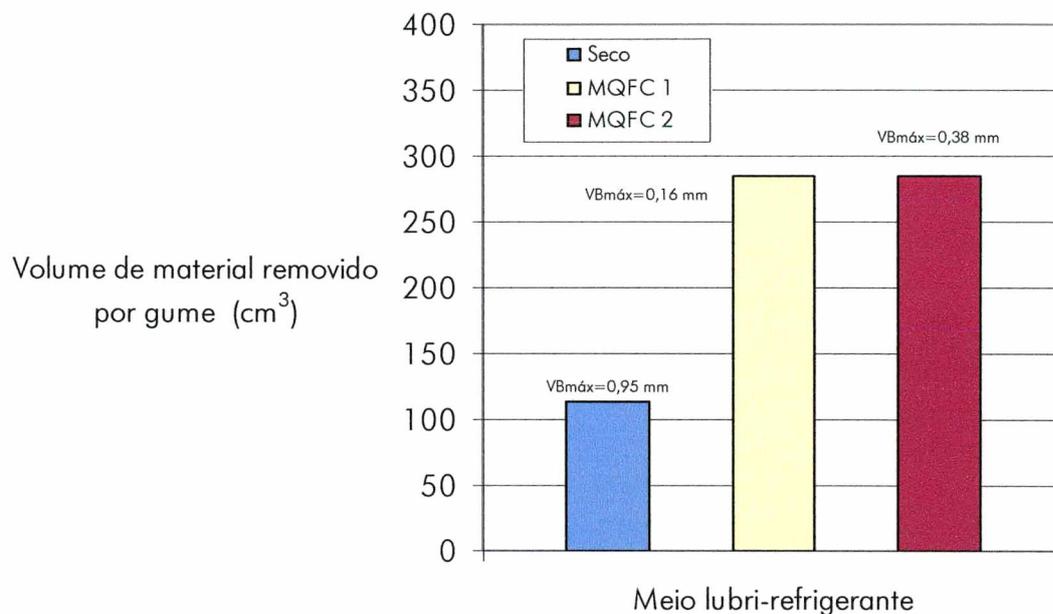
Apesar deste trabalho ter características específicas inerentes ao processo, material e ferramenta, é possível estabelecer algumas considerações importantes que contribuem de um modo mais genérico ao tema estudado. Desta maneira, no decorrer deste capítulo, serão apresentadas as principais conclusões obtidas através da análise dos resultados, assim como sugestões para futuros trabalhos no intuito de complementar as informações geradas nesta pesquisa.

5.1 Conclusões

Após a avaliação do desempenho dos 4 tipos de ferramentas testados sob as diversas condições lubri-refrigerantes utilizadas neste trabalho, verificou-se que a usinagem a seco com ferramenta de metal-duro revestida com carbonitreto de titânio (TiCN) foi a combinação ferramenta/meio lubri-refrigerante que apresentou o melhor desempenho na usinagem do aço SAE 1040. Esta combinação mostra-se também favorável sob o ponto de vista ecológico, de modo que, dependendo dos custos envolvidos na compra deste tipo de ferramenta, em função da sua alta qualidade tecnológica, esta pode ser a melhor opção na operação de desbaste deste material.

Para as fresas de aço-rápido avaliadas, pode-se concluir que a utilização de emulsão como fluido de corte é prejudicial à vida da ferramenta. Por outro lado a minimização de fluido de corte melhorou o desempenho da fresa, em especial nos ensaios com ferramentas sem revestimento. A figura 61 mostra o volume de material removido por cada gume das ferramentas de aço-rápido sem revestimento ao final dos testes com minimização de fluido de corte em relação à usinagem a seco. Esta figura evidencia o maior volume de material removido pelas fresas A2 e A3 e, ao mesmo tempo, os menores níveis de desgaste $VB_{máx}$ verificados nestas ferramentas ao final de cada ensaio. Outro aspecto importante diz respeito ao uso de ferramentas de aço-rápido revestidas com TiCN, onde se percebem claramente os benefícios que este tipo de fresa traz ao processo em termos de vida e tempo de usinagem. Logo, a utilização de fresas de aço-rápido revestidas com carbonitreto de titânio mostra-se uma boa opção para a usinagem a seco. Todavia, a utilização de mínimas

quantidades de fluido de corte mostra-se uma alternativa bastante promissora no caso das ferramentas de aço-rápido sem revestimento.



Condições de corte:

Usinagem com fresas de aço-rápido sem revestimento; Peça = SAE 1040
 $D = 10$ mm; $z = 2$ gumes; $v_c = 30$ m/min; $f_z = 0,03$ mm; $a_e = 8$ mm; $a_p = 5$ mm

Figura 61 - Volume de material removido por gume da fresa de aço-rápido sem revestimento nas condições a seco e com minimização de fluido de corte ao final de cada teste com sua respectiva marca de desgaste de flanco $VB_{máx}$.

As ferramentas de metal-duro sem revestimento avaliadas neste trabalho sob todas as condições lubri-refrigerantes utilizadas apresentaram piores resultados em comparação com as fresas de metal-duro revestidas. Apesar de a emulsão ter levado a um desempenho levemente melhor da ferramenta sem revestimento na usinagem do aço SAE 1040, este resultado deve ser aceito com ressalvas, devido aos custos envolvidos na compra, aplicação e disposição final deste tipo de fluido de corte. Contudo, as ferramentas de metal-duro revestidas com TiCN apresentaram os melhores resultados dentre todos os outros lotes de ferramentas ensaiadas na usinagem a seco, com minimização de fluido de corte vegetal e mineral e até mesmo na condição com emulsão.

Neste sentido, verificou-se que a utilização de emulsão como fluido de corte tende a reduzir a vida da ferramenta na maioria dos casos estudados, prejudicando assim o desempenho da mesma. Desta forma, esta condição deve ser evitada no processo de

fresamento na grande maioria dos casos, ou seja, deve-se fazer uma análise preliminar dos benefícios que o fresamento com emulsão traz ao processo de corte.

A diferença na vida da ferramenta que os óleos utilizados neste experimento na usinagem com minimização de fluido de corte apresentaram é pequena. Sendo assim, uma avaliação mais cuidadosa dos efeitos na vida da ferramenta que cada tipo de óleo testado causa deve ser feita para determinar qual a melhor opção em função da operação desejada.

A melhor qualidade superficial em termos de rugosidade R_a e R_t foi observada nos ensaios realizados com as ferramentas de metal-duro revestido. Este fato é independente da condição lubri-refrigerante utilizada, ou seja, não observou-se efeito direto do meio lubri-refrigerante na rugosidade da peça gerada. Todavia, vale relembrar neste ponto, que devido aos parâmetros de corte utilizados nesta pesquisa terem sido referentes à operação de desbaste, deve-se fazer uma avaliação mais detalhada desta informação.

Finalmente, verificou-se neste experimento os benefícios que o revestimento de carbonitreto de titânio (TiCN) propiciou ao gume da ferramenta em todas as condições avaliadas. Além da maior vida com relação ao desgaste, este tipo de revestimento permite um aumento considerável na taxa de remoção de material. Este aspecto é de grande importância com relação aos custos de produção pois, deste modo, os tempos de usinagem são reduzidos. No entanto, faz-se necessária uma avaliação da diferença nos custos iniciais de aquisição das ferramentas revestidas, que permita uma conclusão final da viabilidade desta fresa no processo de produção.

5.2 Sugestões para Futuros Trabalhos

Após as considerações anteriores, verifica-se que um balanço econômico da viabilidade da utilização de ferramentas com maior qualidade tecnológica faz-se necessário neste processo para ratificar a escolha deste tipo de ferramental nos meios produtivos. No caso da utilização de mínimas quantidades de fluido de corte também deve-se realizar uma análise financeira dos custos envolvidos na compra dos equipamentos para aplicação adequada deste meio lubri-refrigerante.

Investigar os principais mecanismos de desgaste envolvidos durante o processo de fresamento deve ser incentivado a fim de elucidar os efeitos que cada tipo de meio lubri-refrigerante acarreta à ferramenta de corte. No caso do desgaste por fadiga térmica ou

mecânica deve-se procurar avaliar a real influência e intensidade que cada tipo de fenômeno acarreta à ferramenta.

Uma sugestão muito importante sob o ponto de vista das ferramentas com alta qualidade tecnológica é a otimização dos parâmetros de corte a serem utilizados tanto na operação de desbaste como na operação de acabamento. Este fato visa garantir o uso adequado da ferramenta de corte, ou seja, permitir que a operação de corte seja eficiente também em termos econômicos.

Outros ensaios com novos materiais de ferramentas, geometrias diferentes e novos tipos de revestimentos sob as mesmas condições avaliadas neste trabalho devem ser realizados a fim de reforçar as informações encontradas neste experimento.

Recomenda-se investigar a influência na qualidade superficial que os diferentes tipos de meios lubri-refrigerantes proporcionam a peça sob condições de acabamento. Este fato, evidentemente, fica atrelado também à estratégia de corte utilizada no processo de corte, ou seja, uma avaliação das influências na rugosidade que diferentes percursos da ferramenta causam na peça também deve ser considerada.

Deve-se verificar a influência da velocidade de corte na usinagem com mínimas quantidades de corte a fim de obter informações que possibilitem a correta seleção do fluido de corte a ser utilizado nesta condição.

Um outro aspecto que pode ser investigado é o volume de fluido de corte utilizado e conseqüentemente despejado pelas indústrias, assim como avaliar o impacto ambiental causado pelo descarte do fluido. Dentro deste mesmo contexto deve-se também avaliar os danos à saúde do operador que a utilização de fluido de corte no processo de usinagem acarreta.

Finalmente sugere-se que, os dados obtidos nesta pesquisa para o processo de fresamento sejam associados com outros processos de fabricação por ferramentas de geometria definida como torneamento, furação, etc.

6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. ROSA, A. B. e DINIZ, A. E. Desgaste de flanco e da vida da ferramenta no fresamento de topo. *Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 414, p. 105-115, 2000.
2. MACEDO, S. E. Fresamento com fresas de topo de aço-rápido: Avaliação de forças e desgaste. 1998. 30f. Projeto de Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.
3. WEINGAERTNER, L. W.; VALLEJOS, R. V. e GOMES, J. O. Uma reflexão sobre as ferramentarias nacionais. Universidade Federal de Santa Catarina, Laboratório de Mecânica de Precisão, Florianópolis. 1998, 6 p.
4. KÖLLING, H. D. Prozessoptimierung und leistungssteigerung beim schafffräsen. Doktor – Ingenieurs Genehmigte Dissertation. RWTH, Aachen, Deutschland. 1986. 137 p.
5. KOIKE, T. Integração do projeto e da fabricação de moldes para injeção de plásticos com auxílio de tecnologias CAD/CAE/CAM. 1995. 217f. Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.
6. SCHÜTZER, K.; SOUZA, A. F. e DEONISIO, C. C. C. Introdução do processo HSC na indústria Brasileira. In: Seminário Internacional de Alta Tecnologia, 4., 2000, São Paulo. Anais. Universidade Metodista de Piracicaba, 2000. p. 79-92.
7. SCHULZ, H. State of the art of high speed machining. In: French and German Conference on High Speed Machining, 1., 1997, Germany. Annals. Metz, 1997. p. 1-7.

8. OSIS, H. Fresamento da liga de titânio Ti6Al4V empregando altas velocidades de corte. 1998. 24f. Projeto de Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.
9. COELHO, R. T. e BRAGHINI, A. Fresamento de topo de aços endurecidos com ferramentas de PCBN e metal-duro. *Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 387, p. 166-175, 1998.
10. GU, R. J. et al. Tool life and wear mechanism of uncoated and coated milling inserts. *Wear*, n. 225-229, p. 273-284, 1999.
11. ROTBERG, J. Cutting force prediction in high speed machining, the fast evaluation approach. In: French and German Conference on High Speed Machining, 1., 1997, Germany. *Annals. Metz*, 1997. p. 63-74.
12. FIORONI, C. HSC - Machining. In: French and German Conference on High Speed Machining, 1., 1997, Germany. *Annals. Metz*, 1997. p. 104-115.
13. SCHROETER, R. B. Tecnologia da usinagem com ferramentas de geometria definida. Universidade Federal de Santa Catarina, Laboratório de Mecânica de Precisão, Florianópolis. Apostila.
14. TOOL AND MANUFACTURING ENGINEERS HANDBOOK. *Machining*, 4. ed., v. 1, 1983. Society of Manufacturing Engineers, Dearbon, Michigan. p. 10.1-10.76.
15. DEARNLEY, P. A. Rank and flank wear mechanisms of coated and uncoated cemented carbides. *Journal of Engineering Materials and Technology*, v. 107, p. 68-82, 1985.
16. SANDVIK. *Modern metal cutting. A practical handbook*. 1. ed. 1994. 840 p. ISBN 91-972299-0-3.

17. RUTELLI, G.; GUGLIELMI, E. e D'ERRICO, G. E. A study of coatings for end mills in high speed metal cutting. *Journal of Engineering Materials and Technology*, v. 92-93, p. 251-256, 1999.
18. KLOCHE, F. e KRIEG, T. Coated tools for metal cutting-features and applications. *CIRP*, v. 48, p. 515-525, 1999.
19. VALLE, P. D. Análise dos aspectos tecnológicos do processo de fresamento de topo com a variação do fluido de corte. 1999. 31f. Projeto de Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.
20. TEIXEIRA, C. R. Minimização da quantidade de fluido de corte em processos de usinagem com ferramenta de geometria definida. 1997. 42f. Exame de Qualificação (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.
21. NGOI, B. K. A. e SREEJITH, P. S. Dry machining: Machining of the future. *Journal of materials processing technology*, n. 101, p. 287-291, 2000.
22. SCHROETER, R. B.; TEIXEIRA, C. R. e VALLE, P. D. Aspectos tecnológicos do processo de fresamento de topo com utilização de mínima quantidade de fluido de corte. In: CONEM 2000-Congresso Nacional de Engenharia Mecânica. Anais. Natal. 9 p. 2000.
23. SCHROETER, R. B. et al. Análise das forças e da vida da ferramenta no fresamento de topo com ferramentas de metal-duro revestido. In: COBEF 2001-Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação. Curitiba. 8 p. 2001.
24. TEIXEIRA, C. R. Desenvolvimento de usinagem ecológica – DUECO. Florianópolis. Disponível em: http://www.lmp.ufsc.br/linhas_de_pesquisa/dueco.html.

25. STEMMER, C. E. Ferramentas de corte II. Florianópolis: EdUFSC, 1982. 314 p., Bibliografia: p. 141-214.
26. KÖNIG, W. Fertigungsverfahren: Drehen, Fräsen, Bohren (Tradução: Prof. Dr.-Ing WALTER L. WEINGAERTNER). Düsseldorf: 4. VDI. 1990. 419 p.
27. SANDVIK. Usinagem com metal-duro. THIJAN (Distribuidor autorizado SANDVIK Coromant), Joinville. Apostila.
28. GOMES, J. O. Fabricação de cavidades por fresamento. 1998. 54f. Exame de Qualificação (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.
29. STEMMER, C. E. Ferramentas de corte I. Florianópolis: Ed UFSC, 4. ed., 1995. 249 p.
30. LOURENÇO, C. J. A usinabilidade do aço inoxidável austenítico ABNT 304. 1996. 110f. Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.
31. MARINOV, V. Experimental study on the abrasive wear in metal cutting. *Wear*, n. 197, p. 242-247, 1996.
32. FILHO, J. C. e DINIZ, A. E. Influence of the relative positions of tool and workpiece on tool life, tool wear and surface finish in the face milling process. *Wear*, n. 232, p. 67-75, 1999.
33. SCHMITT, T. High speed milling machines. In: French and German Conference on High Speed Machining, 1., 1997, Germany. *Annals. Metz*, 1997. p. 75-83.
34. FANG, X. D. Experimental investigation of overall machining performance with overall progressive tool wear at different tool faces. *Wear*, n. 173, p. 171-178, 1994.

35. YOUNG, H. T. Cutting temperature responses to flank wear. *Wear*, n. 201, p. 117-120, 1996.
36. SHAW, M. C. Fundamentals of wear. *CIRP*, v. 16, p. 533-543, 1971.
37. AFANASYEV, S. N.; KOVALEV, A. I. e RABINOVICH, G. S. F. Characteristic features of wear in tools made of high speed steels with surface engineered coatings. *Wear*, n. 201, p. 38-44, 1996.
38. BUDINSKI, G. K. The wear resistance of diffusion treated surfaces. *Wear*, n. 162, p. 757-762, 1993.
39. BUDINSKI, G. K. Needs and applications in precision measurement and monitoring of wear. *Journal of Testing and Evaluation*, v. 25, n. 2, p. 226-132, 1997.
40. SHUKLA, B. M.; SINGHAL, S. e SINGH, D. V. Wear study under plastic deformation conditions. *Wear*, n. 172, p. 185-190, 1994.
41. OBERLE, T. L. Wear of metals. *Journal of Metals*, n. 439, 8 p., 1951.
42. MÜNZ, W. D. et al. PVD coated cemented carbide tools designed for dry high speed cutting applications. In: French and German Conference on High Speed Machining, 1., 1997, Germany. *Annals. Metz*, 1997. p. 173-183.
43. SÁNCHEZ, J. A. et al. Advanced cutting conditions for the milling of aeronautical alloys. *Journal of materials processing technology*, n. 100, p. 1-11, 2000.
44. BRINKSMEIER, E.; BERGER, U. e JANSSEN, R. High speed milling of Ti6Al4V for aircraft application. In: French and German Conference on High Speed Machining, 1., 1997, Germany. *Annals. Metz*, 1997. p. 295-306.

45. EZUGWU, E. O. e WANG, Z. M. Titanium alloys and their machinability-a review. *Journal of materials processing technology*, n. 68, p. 262-274, 1997.
46. YANG, M. Y. e CHOI, J. G. In-process prediction of cutting depths in end milling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 39, p. 705-721, 1999.
47. CHANG, C. S. A study of high efficiency face milling tools. *Journal of materials processing technology*, n. 100, p. 12-29, 2000.
48. HEIKKALA, J. Determining of cutting-force components in face milling. *Journal of materials processing technology*, n. 52, p. 1-8, 1995.
49. SANTOS, M. T. et al. Análise da força de fresamento utilizando um controle supervisor baseado em lógica nebulosa. *Revista IST*, nov/1999, p. 12-17.
50. YANG, M. e HEEDUCK, P. The prediction of cutting force in ball-end milling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 31, p. 45-54, 1991.
51. YANG, R. J. e LIN, S. C. Force-Based model for tool wear monitoring in face milling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 35, p. 1201-1211, 1995.
52. WHITEHOUSE, D. J. e HUANG, T. Cutting force formulation of taper end-mills using differential geometry. *Precision Engineering*, n. 23, p. 196-203, 1999.
53. VALLE, P. D. Avaliação da textura e da integridade de uma superfície gerada pelo processo de fresamento. 1999. 25f. Trabalho de Pós-Graduação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

54. MESQUITA, N. G. M. Avaliação e escolha de uma superfície segundo sua função e fabricação. 1992. 142f. Tese de Doutorado - Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.
55. ALAUDDIN, M. et al. Tool life testing in the end milling of Inconel 718. *Journal of materials processing technology*, n. 55, p. 321-330, 1995.
56. BYRNE, G. Usinagem em ambiente limpo: não se trata apenas de uma questão de higiene. *Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 363, p. 66-80, 1996.
57. BARADIE, M. A. Cutting fluids: Part I. Characterisation. *Journal of materials processing technology*, n. 56, p. 786-797, 1996.
58. BARADIE, M. A. Cutting fluids: Part II. Recycling and clean machining. *Journal of materials processing technology*, n. 56, p. 798-806, 1996.
59. KLOCKE, W. e GERSCHWILER, K. Usinagem a seco-Fundamentos, limites e perspectivas. Aachen. 21 p. 1996.
60. LUTZ, M. e HEISEL, U. Pesquisa de fluidos de refrigeração e de lubrificação. *Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 388, p. 40-49, 1998.
61. WERTHEIM, R.; ROTBERG, J. e BER, A. Efeitos do fluido a alta pressão através da superfície de saída da ferramenta. *Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 383, p. 58-79, 1997.
62. VIEIRA, J. M.; et al. O desempenho dos fluidos de corte no fresamento frontal do aço. *Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 397, p. 78-86, 1998.

63. MUNOZ, A. A. e SHENG, P. Na analitical approach for determining the environmental impact of machining processes. *Journal of materials processing technology*, n. 53, p. 736-758, 1995.
64. LAHRES, M. e JÖRGENSEN, G. Properties and dry cutting performance of diamond-coated tools. *Surface & Coating Technology*, n. 96, p. 198-204, 1997.
65. NAVASKI, O. e DÖRR, J. Usinagem sem refrigeração. *Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 398, p. 18-27, 1999.
66. QUEIROZ, J. L. L.; BOEHS, L. e SANT'ANA, F. Proposta para aprimorar o manejo dos fluidos de corte. *Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 399, p. 250-255, 1999.
67. PAULA, M. A. R. e ABRÃO, A. M. Derivado do óleo de mamona como fluidos de corte. *Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 400, p. 104-112, 1999.
68. HEISEL, U.; et al. A técnica da quantidade mínima de fluidos e sua aplicação nos processos de corte. *Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 385, p. 22-38, 1998.
69. KÖNIG, W. e RUMMENHÖLLER, S. As indústrias estão tendo que orientar ecologicamente seus processos produtivos. *Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 387, p. 22-29, 1998.
70. PINTO, F. W. Medição das forças de usinagem utilizando plataformas piezelétricas. 1999. 74f. Trabalho de Graduação (Graduação em Engenharia Mecânica) - Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.
71. PIZZI, R.; et al. Aço inox austenítico ABNT 316 ou ABNT 316 M? Fique com o último. *Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 387, p. 190-201, 1998.

7 ANEXOS

7.1 Dados Técnicos da Máquina-Ferramenta Utilizada neste Experimento

- Fresadora CNC ROMI Polaris F 400
- Potência de acionamento = 15 kW
- Rotação máxima = 6000 rpm
- Avanço máximo = 30000 mm/min
- Curso dos eixos: X = 710 mm, Y = 420 mm e Z = 600 mm
- Erro de posicionamento dos eixos: X = 20 μm , Y = 30 μm e Z = 10 μm

7.2 Dados Técnicos da Plataforma Piezelétrica Utilizada neste Experimento

- Fabricante: Kistler Instrumente AG
- Modelo: 9443
- Faixa de calibração: 0...15000N
- Linearidade: $\leq 0,3\%$
- Incerteza da medição: $\leq 1\%$
- Temperatura de utilização: 0...70°C

Especificações da plataforma piezelétrica modelo 9443 para fresamento nos eixos X, Y e Z são:

Canal X (utilizado para medir força na direção X da mesa da máquina-ferramenta):

- Cabo 1
- Amplificador A
- Canal da Plataforma 1
- Calibrada entre 0-1500 N
- Canal Fx:

$$T(\text{sensibilidade do cristal}) = 7,93 \text{ [pC/N]}$$

$$S(\text{ordem de grandeza da força neste canal}) = 1,5 \text{ E}+2 \text{ [N/V]}$$

Canal Y (utilizado para medir força na direção Y da mesa da máquina-ferramenta):

- Cabo 2
- Amplificador B
- Canal da Plataforma 2
- Calibrada entre 0-1500 N
- Canal Fy:

$$T(\text{sensibilidade do cristal}) = 7,83 \text{ [pC/N]}$$

$$S(\text{ordem de grandeza da força neste canal}) = 1,5 \text{ E}+2 \text{ [N/V]}$$

Canal Z (utilizado para medir força na direção Z da mesa da máquina-ferramenta):

- Cabo 3
- Amplificador C
- Canal da Plataforma 3
- Calibrada entre 0-1500 N
- Canal Fz:

$$T(\text{sensibilidade do cristal}) = 3,59 \text{ [pC/N]}$$

$$S(\text{ordem de grandeza da força neste canal}) = 1,5 \text{ E}+2 \text{ [N/V]}$$

b) Óleo mineral

MAXLUB B5G725 / BARDAHL – Aplicação por névoa

Dados Técnicos	
Tipo	Não miscível com água
Cor (visual)	Âmbar
Densidade 20/4°C	0,9049
Viscosidade cinemática a 40°C	34,94 mm ² /s
Viscosidade cinemática a 100°C	5,481 mm ² /s
Água por crepitação	Ausente

c) Óleo vegetal

IT-MICRO 4300 / I. Terstegen – Aplicação por névoa

Dados Técnicos	
Tipo	Não miscível com água
Cor (visual)	Preto
Densidade 20/4°C	0,9
pH	9,1
Viscosidade cinemática a 40°C	33-36 mm ² /s

7.5 Dados Técnicos do Atomizador para Aplicação de Mínimas Quantidades de Fluido de Corte

- Volume do recipiente: 1,5l
- Quantidade máxima de fluido: 1,3 l
- Pressão mínima: 0,5 bar
- Pressão máxima: 4,0 bar
- Alimentação: Manual
- Controle ar/líquido: Válvula tipo agulha
- Dimensões: 127X127X237 mm
- Controle do nível: Visual
- Consumo de ar: 30 l/min