

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**Influência do fluido de corte sob pressão no
torneamento do aço ABNT 1045**

Autor: Ricardo Micaroni

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

76/2006

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DA FABRICAÇÃO**

Influência do fluido de corte sob pressão no torneamento do aço ABNT 1045

Autor: Ricardo Micaroni

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

Curso: Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Dissertação de doutorado acadêmico apresentada à comissão de Pós-Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Campinas, 2006

S.P.- Brasil

UNIDADE BC
Nº CHAMADA UNICAMP
M581i

V _____ EX _____
TOMBO BC/ 70598
PROC. 16.P.00.123.06
C _____ B _____
PREÇO 11.00
DATA 17/11/06
BIB-ID 392682

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

M581i Micaroni, Ricardo
Influência do fluido de corte sob pressão no torneamento do
aço ABNT 1045 / Ricardo Micaroni.--Campinas, SP: [s.n.],
2006.

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz
Tese (Doutorado) - Universidade Estadual de Campinas,
Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Usinagem. 2. Fluidos de corte. 3. Tornos. I. Diniz,
Anselmo Eduardo. II. Universidade Estadual de Campinas.
Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Título em Inglês: High pressure cutting fluid application in ABNT 1045 steel turning
operation

Palavras-chave em Inglês: Turning, High pressure coolant, Dry cutting

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Titulação: Doutor em Engenharia Mecânica

Banca examinadora: Antonio Batocchio, Roseana da Exaltação Trevisan, Alexandre
Mendes Abrão e Márcio Bacci da Silva

Data da defesa: 12/07/2006

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DA FABRICAÇÃO**

TESE DE DOUTORADO

Influência do fluido de corte sob pressão no torneamento do aço ABNT 1045

Autor: Ricardo Micaroni

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, Presidente
Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP

Prof. Dr. Antonio Batocchio
Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP

Prof. Dra. Roseana da Exaltação Trevisan
Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP

Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão
Universidade Federal de Minas Gerais – UFMG

Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva
Universidade Federal de Uberlândia – UFU

Campinas, 12 de julho de 2006

Dedicatória

Dedico este trabalho aos meus pais.

Agradecimentos

Ao Prof. Anselmo Eduardo Diniz;

À Blaser Swissslube;

À Fapesp;

À Quaker Chemical;

À Sandvik.

A Deus nada é impossível

Resumo

MICARONI, Ricardo, *Influência do fluido de corte sob pressão no processo de torneamento do aço ABNT 1045*, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2006. 149 p. Dissertação de Doutorado.

Na usinagem dos metais, a aplicação do fluido de corte otimizada é um recurso que pode aumentar a taxa de remoção de material. Dentre os benefícios pode-se citar a redução da temperatura da ferramenta e melhor formação dos cavacos. Na primeira fase deste trabalho foi estudada a viabilização do corte a seco, da aplicação do fluido de corte em fluxo abundante ou convencional e em alta pressão em diferentes direções no torneamento do aço ABNT 1045, empregando-se ferramentas de metal duro em operação de acabamento. Para isso, foi montado um sistema composto por uma bomba de alta pressão e injetores direcionados para a superfície de saída, para a superfície de folga e simultaneamente para estas duas direções. As variáveis de saída foram: desgaste e vida da ferramenta, rugosidade da peça, potência e temperatura de corte. Na segunda fase será estudada a influência do uso ou não do fluido de corte na dilatação térmica de corpos de parede fina. Foi observado que a redução da vazão e o aumento da pressão do fluido de corte aumentaram a vida da ferramenta em relação às outras condições de refrigeração e, que a redução da vazão não alterou significativamente a temperatura de corte da ferramenta. Por outro lado, nos ensaios de dilatação térmica ficou constatado que a ausência do fluido de corte influenciou significativamente a variação diametral dos corpos de prova de parede fina.

Palavras Chave: torneamento, fluido de corte em alta pressão, usinagem sem refrigeração.

Abstract

MICARONI, Ricardo, *High pressure cutting fluid application in ABNT 1045 steel turning operation*, Campinas,: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2006. 149 p. Dissertação de Doutorado.

In machining, the suitable use of cutting fluid is a resource that can increase the rate of material removal. Among the benefits it is possible to mention the tool temperature decrease and better chip formation. In the first stage of this work, several cooling/lubrication conditions were compared in finish turning operations of ABNT 1045 steel. These conditions were: dry cutting, the application of a abundant flow of cutting fluid in a conventional way (high flow rate and small pressure) and application of high pressure fluid in different directions. With this purpose, it was assembled a system containing a high pressure pump and injectors directed to rake face, flank face and simultaneously in both directions. The output parameters were: tool wear an tool life, workpiece surface roughness, cutting power and temperature. In the second phase will be study the influence of the cutting fluid in the thermal expansion of worpieces with thin wall. The flow reduction and cutting fluid pressure increase the lifetime of the tool compared to other cooling conditions and that the flow reduction did not significantly affected the tool temperature. On the other hand, the diameter variation of the workpiece with thin walls was larger in the absence of the cutting fluid.

Key words: turning, high pressure coolant, dry cutting

Sumário

Lista de Figuras	iii
Lista de Tabelas	vi
Nomenclatura.....	viii
Introdução.....	1
Fluidos de Corte.....	4
2.1. Classificação e função dos fluidos de corte	4
2.1.1. Fluidos de corte gasosos	5
2.1.2. Fluidos de corte aquosos.....	5
2.1.3. Fluidos de corte integrais.....	6
2.2. Estudo de casos	6
2.3. Problemas relacionados à utilização dos fluidos de corte	13
2.4. Alta pressão do fluido de corte na usinagem	14
2.4.1. Estudo de casos.....	16
Temperatura de Corte e Mecanismos de Desgaste	30
3.1. Temperatura de corte	30
3.1.1. Métodos de medição da temperatura de corte	34
3.1.1.1. Termopar inserido.....	35
3.1.1.2. Infravermelho	35
3.1.1.3. Termopar ferramenta-peça.....	36
3.1.2. Estudo de casos.....	36
3.2. Mecanismos de desgaste	45
3.2.1. Desgaste abrasivo	46
3.2.2. Desgaste difusivo.....	46
3.2.3. Desgaste por aderência e arraste – attrition wear.....	48
3.2.4. Desgaste por deformação plástica.....	50
3.2.5. Desgaste de entalhe.....	51

Materiais, Equipamentos e Métodos Experimentais.....	54
4.1. Máquina-ferramenta.....	54
4.2. Materiais e métodos experimentais.....	55
4.3. Medições de dureza.....	55
4.4. Fase 1: Ensaio de vida de ferramenta e temperatura de corte.....	55
4.4.1. Ensaio com fluido de corte em alta pressão.....	57
4.4.1.1. Rugosidade da peça.....	57
4.4.1.2. Potência de corte.....	59
4.4.1.3. Método experimental para a determinação da vazão (Q) e pressão (P).....	61
4.4.2. Temperatura de corte.....	62
4.5. Fase 2: Ensaio de dilatação térmica.....	64
Resultados e Discussões.....	66
5.1. Fase 1: Ensaio de vida de ferramenta e temperatura de corte.....	66
5.1.1. Desgaste da ferramenta em $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$	66
5.1.1.1. Fluido de corte aplicado com $Q = 11 \text{ l.min}^{-1}$	68
5.1.1.2. Fluido de corte aplicado com $Q = 2,5 \text{ l.min}^{-1}$	78
5.1.1.3. Fluido de corte aplicado de forma convencional e corte a seco.....	85
5.1.1.4. Conclusões parciais.....	90
5.1.2. Rugosidade da peça em $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$	91
5.1.3. Potência de corte em $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$	98
5.1.4. Desgaste da ferramenta em $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$	103
5.1.4.1. Fluido de corte aplicado com $Q = 11 \text{ l.min}^{-1}$	105
5.1.4.2. Fluido de corte aplicado com $Q = 2,5 \text{ l.min}^{-1}$	111
5.1.4.3. Fluido de corte aplicado de forma convencional e corte a seco.....	116
5.1.4.4. Conclusões parciais.....	121
5.1.4.5. Rugosidade da peça em $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$	122
5.1.4.6. Potência de corte em $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$	128
5.1.5. Fluido de corte sintético.....	131
5.1.5.1. Desgaste da ferramenta em $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$	131
5.1.6. Temperatura de corte.....	134
5.2. Fase 2: Ensaio de dilatação térmica.....	136
Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros.....	138
Referências Bibliográficas.....	140
Anexo.....	144
Análise da Potência Consumida.....	144

Lista de Figuras

Figura 2.1: As três principais direções de aplicação do fluido de corte	15
Figura 2.2: Direcionamento do fluido de corte.....	23
Figura 2.3: Seção transversal do cavaco.....	25
Figura 3.1: As três zonas de geração de calor.....	31
Figura 3.2: Zona de aderência e escorregamento	33
Figura 3.3: Zona de fluxo na usinagem de um aço carbono	33
Figura 3.4: Montagem experimental para determinação da temperatura.....	41
Figura 3.5: Principais áreas de desgaste em uma ferramenta de corte.....	45
Figura 3.6: Desgaste difusivo em uma ferramenta de aço rápido.....	47
Figura 3.7: Desgaste por aderência e arraste em uma ferramenta de metal duro	49
Figura 3.8: Deformação plástica em uma ferramenta de aço rápido	51
Figura 4.1: Torno Romi Galaxy 20 utilizado nos experimentos.....	54
Figura 4.2: Geometria dos corpos de prova utilizados na fase 1	56
Figura 4.3: Bomba centrífuga instalada no tanque do fluido de corte	59
Figura 4.4: Ângulo de pulverização dos injetores do fluido de corte	60
Figura 4.5: Montagem dos injetores do fluido de corte.....	61
Figura 4.6: Tomada de pressão na torre do torno Galaxy 20.....	61
Figura 4.7: Furo de alojamento do termopar no conjunto porta-ferramenta e pastilha	64
Figura 4.8: Geometria dos corpos de prova nos ensaios de dilatação térmica.....	65
Figura 5.1: Volume médio de material removido x Refrigeração _ $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$	66
Figura 5.2: Desgaste de flanco x Volume de material _ $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica.....	68
Figura 5.3: Desgaste de flanco x Volume de material _ $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 2º Réplica.....	69
Figura 5.4: Fluido de corte aplicado na superfície de saída da ferramenta _ 1º Réplica	70
Figura 5.5: Detalhe “t” da figura 5.4b	72
Figura 5.6: Fluido de corte aplicado na superfície de folga da ferramenta _ 1º Réplica	74
Figura 5.7: Fluido de corte aplicado na superfície de saída e folga da ferramenta _ 1º Réplica	76

Figura 5.8: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica	78
Figura 5.9: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 2º Réplica.....	79
Figura 5.10: Fluido de corte aplicado na superfície de saída da ferramenta _ 1º Réplica	80
Figura 5.11: Fluido de corte aplicado na superfície de folga da ferramenta _ 1º Réplica	81
Figura 5.12: Fluido de corte aplicado na superfície de saída e folga da ferramenta _ 1º Réplica	84
Figura 5.13: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica.....	86
Figura 5.14: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 2º Réplica.....	86
Figura 5.15: Fluido de corte aplicado de maneira convencional _ 1º Réplica.....	87
Figura 5.16: Usinagem a seco _ 1º Réplica	89
Figura 5.17: Refrigeração convencional e corte a seco	90
Figura 5.18: Rugosidade média (Ra) x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica	92
Figura 5.19: Rugosidade máxima (Ry) x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica.....	93
Figura 5.20: Arredondamento da aresta de corte de uma ferramenta	94
Figura 5.21: Rugosidade média (Ra) x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica	95
Figura 5.22: Rugosidade máxima (Ry) x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica.....	96
Figura 5.23: Rugosidade média (Ra) x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica	97
Figura 5.24: Rugosidade máxima (Ry) x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica.....	98
Figura 5.25: Potência de corte x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica	99
Figura 5.26: Potência de corte x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica	101
Figura 5.27: Potência de corte x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica	102
Figura 5.28: Volume médio de material removido x Refrigeração $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$	103
Figura 5.29: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica.....	105
Figura 5.30: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 2º Réplica.....	106
Figura 5.31: Fluido de corte aplicado na superfície de folga da ferramenta _ 1º Réplica	107
Figura 5.32: Fluido de corte aplicado na superfície de saída e folga da ferramenta _ 1º Réplica	109
Figura 5.33: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica.....	111
Figura 5.34: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 2º Réplica.....	112
Figura 5.35: Fluido de corte aplicado na superfície de folga da ferramenta _ 1º Réplica	113
Figura 5.36: Fluido de corte aplicado na superfície de saída e folga da ferramenta _ 1º Réplica	114
Figura 5.37: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica.....	116
Figura 5.38: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 2º Réplica.....	117
Figura 5.39: Fluido de corte aplicado de maneira convencional _ 1º Réplica.....	118
Figura 5.40: Usinagem a seco _ 1º Réplica	120
Figura 5.41: Rugosidade média (Ra) x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica	122
Figura 5.42: Rugosidade máxima (Ry) x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica.....	123

Figura 5.43: Rugosidade média (Ra) x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica	124
Figura 5.44: Rugosidade máxima (Ry) x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica.....	125
Figura 5.45: Rugosidade média (Ra) x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica	126
Figura 5.46: Rugosidade máxima (Ry) x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica.....	127
Figura 5.47: Potência de corte x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica	128
Figura 5.48: Potência de corte x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica	129
Figura 5.49: Potência consumida x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica.....	130
Figura 5.50: Volume médio de material removido x Refrigeração $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$	131
Figura 5.51: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$	132
Figura 5.52: Fluido de corte sintético aplicado na superfície de folga da ferramenta _ 1º Réplica.....	133
Figura 5.53: Potência elétrica x Diâmetro	144
Figura 5.54: Dinamômetro para torneamento.....	145
Figura 5.55: Bancada utilizada para calibração do dinamômetro.....	145
Figura 5.56: Anel padrão utilizado na calibração da força	146
Figura 5.57: Carga x Variação da tensão	148
Figura 5.58: Rendimento do motor x Rotação _ 1º Réplica	149
Figura 5.59: Rendimento do motor x Rotação _ 2º Réplica	149

Lista de Tabelas

Tabela 2.1: Parâmetros de corte e condições de refrigeração utilizados nos ensaios	7
Tabela 2.2: Composição química em mg.l^{-1} para um fluido de corte em 4 condições de uso	10
Tabela 2.3: Dopagem em duas amostras de um fluido de corte para a realização dos ensaios	10
Tabela 2.4: Condições de corte utilizados nos ensaios	17
Tabela 2.5: Condições de corte utilizados nos ensaios	19
Tabela 2.6: Pressões e vazões utilizadas nos ensaios	23
Tabela 2.7: Planejamento experimental utilizado nos ensaios com ferramentas não recobertas	25
Tabela 3.1: Parâmetros de corte utilizados nos ensaios	37
Tabela 3.2: Parâmetros de corte utilizados nos ensaios	39
Tabela 3.3: Parâmetros de corte utilizados nos ensaios	43
Tabela 3.4: Condições de corte utilizadas nos ensaios	49
Tabela 4.1: Planejamento estatístico para as medições de dureza Rockwell B	55
Tabela 4.2: Planejamento experimental para aplicação do fluido de corte em alta pressão	57
Tabela 4.3: Planejamento estatístico para a determinação da vazão de fluido de corte	62
Tabela 4.4: Planejamento experimental para os ensaios de dilatação térmica	65
Tabela 5.1: Porcentagem em peso dos elementos químicos	70
Tabela 5.2: Porcentagem em peso dos elementos químicos	74
Tabela 5.3: Porcentagem em peso dos elementos químicos	76
Tabela 5.4: Porcentagem em peso dos elementos químicos	80
Tabela 5.5: Porcentagem em peso dos elementos químicos	82
Tabela 5.6: Porcentagem em peso dos elementos químicos	84
Tabela 5.7: Porcentagem em peso dos elementos químicos	87
Tabela 5.8: Porcentagem em peso dos elementos químicos	89
Tabela 5.9: Redução percentual da vida da ferramenta de $v_c = 490$ para 570 m.min^{-1}	104
Tabela 5.10: Porcentagem em peso dos elementos químicos	107
Tabela 5.11: Porcentagem em peso dos elementos químicos	109

Tabela 5.12: Porcentagem em peso dos elementos químicos	113
Tabela 5.13: Porcentagem em peso dos elementos químicos	115
Tabela 5.14: Porcentagem em peso dos elementos químicos	118
Tabela 5.15: Porcentagem em peso dos elementos químicos	120
Tabela 5.16: Porcentagem em peso dos elementos químicos	133
Tabela 5.17: Temperatura de corte para $v_c = 400 \text{ m.min}^{-1}$, $f = 0,15 \text{ mm.rot}^{-1}$ e $a_p = 1 \text{ mm}$	134
Tabela 5.18: Temperatura de corte para $v_c = 500 \text{ m.min}^{-1}$, $f = 0,15 \text{ mm.rot}^{-1}$ e $a_p = 1 \text{ mm}$	134
Tabela 5.19: Temperatura de corte para $v_c = 400 \text{ m.min}^{-1}$, $f = 0,15 \text{ mm.rot}^{-1}$ e $a_p = 1 \text{ mm}$	135
Tabela 5.20: Dilatação térmica para os ensaios com fluido de corte – Réplica 1	136
Tabela 5.21: Dilatação térmica para os ensaios com fluido de corte – Réplica 2	136
Tabela 5.22: Dilatação térmica para os ensaios sem fluido de corte – Réplica 1	137
Tabela 5.23: Dilatação térmica para os ensaios sem fluido de corte – Réplica 2	137
Tabela 5.24: Ciclos de carregamento e descarregamento do dinamômetro	146
Tabela 5.25: Ciclos de carregamento e descarregamento do anel padrão	147
Tabela 5.26: Ciclos de carregamento e descarregamento do anel padrão	147

Nomenclatura

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas	
AISI	American Iron and Steel Institute – Instituto Americano do Ferro e Aço	
a_p	Profundidade de corte	[mm]
APC	Aresta Postiça de Corte	
ANP	Agência Nacional de Petróleo	
ASTM	American Society for Testing Materials – Sociedade Americana para Ensaios de Materiais	
b	Largura de corte	[mm]
f	Avanço	[mm.rot ⁻¹]
f.e.m	Força eletromotriz	[volt]
F_c	Força de corte	[kgf]
f_z	Avanço por dente	[mm.dente ⁻¹]
h	Espessura de corte	[mm]
HRB	Hardness Rockwell B – Dureza Rockwell B	
HRC	Hardness Rockwell C – Dureza Rockwell C	
HV	Hard Vickers – Dureza Vickers	
l_f	Comprimento de corte	[mm]
MQL	Mínima Quantidade de Lubrificação	
NIOSH	National Institute for Occupational Safety and Health – Instituto Nacional para Segurança e Saúde no Trabalho	
P	Pressão	[MPa]

P_c	Potência de corte	[kW]
P_m	Potência do motor	[kW]
Q	Vazão	[l.min ⁻¹]
SAE	Society of Automotive Engineers – Sociedade de Engenheiros da Mobilidade	
U	Tensão elétrica	[volt]
v_c	Velocidade de corte	[m.min ⁻¹]
η	Rendimento	

Capítulo 1

Introdução

Os processos de usinagem utilizam fluidos de corte como meio de lubrificação e refrigeração da peça produzida. A tendência mundial é produzir peças cada vez mais sofisticadas, com elevado grau de tolerância geométrica, dimensional e acabamento superficial, com baixo custo e sem poluir o meio ambiente. A crescente conscientização em torno da defesa do meio ambiente traz uma forte cobrança às indústrias, que se vêem obrigadas a utilizar adequadamente os recursos naturais consumidos em seus processos de manufatura. As empresas podem tirar vantagens competitivas dessa questão com uma constante investigação sobre o controle e redução dos resíduos gerados em seus processos produtivos. Devem também buscar sempre garantir a qualidade dos seus produtos, dos processos e do meio ambiente, além de investir em sistemas ambientalmente corretos e no tratamento, reciclagem e reutilização dos seus resíduos. A utilização de fluidos de corte resulta em problemas que vão desde efeitos nocivos no ambiente de trabalho até a agressão do meio ambiente. Fatores importantes para resolver alguns problemas passam pela refrigeração das máquinas, climatização do ambiente, melhor gerenciamento e uso de fluidos de corte não agressivos (PEREIRA; CORREA; PIVATO, 2005).

Até pouco tempo, os fluidos de corte eram descartados no meio ambiente sem restrições. Atualmente esta prática é dificultada não apenas pelo rigor das leis e da fiscalização, como em virtude do padrão de produção com a adoção do “selo verde”, que indica se os processos utilizados para a produção de uma determinada peça não prejudicam o meio ambiente. Dentro dessa realidade, a utilização em massa dos fluidos de corte tende a diminuir com o passar do tempo, o que leva à necessidade de pesquisas para a redução da sua presença no meio ambiente e no setor produtivo. Para tanto é necessária uma análise mais aprofundada das conseqüências

desse tipo de alteração em relação ao estado final da peça usinada (PEREIRA; CORREA; PIVATO, 2005).

É sabido que a eficiência dos processos de usinagem depende da utilização correta dos fluidos de corte. Um fluxo abundante e sem direção específica sobre a região de corte é a forma mais tradicional de aplicação. Contudo, este método perde a eficiência em altas velocidades. Estudos já realizados mostraram que a aplicação de fluido de corte em alta pressão é capaz de reduzir o desgaste da ferramenta. Os resultados alcançados foram encorajadores, pois se obteve redução das forças de corte, aumento de vida da ferramenta, melhor formação do cavaco e qualidade superficial da peça em comparação ao fluxo abundante (KOVACEVIC; CHERUKUTHOTA; MAZURKIEWICZ, 1995).

Aronson (2004) complementa que esta técnica é melhor aproveitada quando se pode aplicar o fluido de corte através do eixo árvore da máquina-ferramenta ou da própria ferramenta. A pressão e a vazão também são dois fatores importantes, pois a força de aplicação não deve defletir a peça que está sendo usinada. Isto é particularmente importante em peças que tenham parede fina ou em grandes balanços. A importância da vazão e da pressão pode ser percebida, por exemplo, no processo de furação. Nesta situação, é importante que o fluxo seja abundante e em alta velocidade para carregar os cavacos para fora do furo de forma eficiente a fim de prevenir o entupimento dos canais da broca. O fabricante de máquinas-ferramenta Makino afirma que a maioria dos centros de usinagem comercializada sai com o sistema de refrigeração convencional e que sistemas de alta pressão são opcionais. Em média, 30 % das máquinas são vendidas com o sistema de refrigeração interna através do eixo-árvore. Uma das vantagens é a de que o fluido sempre alcançará a região de corte independentemente do balanço da ferramenta. Outro processo que pode se beneficiar do sistema em alta pressão é a retificação. Um problema encontrado neste tipo de processo é a barreira de ar formada entre o rebolo e a peça. Neste caso, a energia cinética do fluido de corte precisa ser maior que a do ar para que se tenha uma eficiente penetração. Além disso, a lavagem do rebolo é outro fator a ser considerado. Caso o rebolo se mantenha livre de impurezas, pode-se diminuir o número de dressagens realizadas.

A usinagem sem refrigeração começou a ser discutida no momento em que as empresas notaram que os custos de parada para troca e descarte dos fluidos podem representar de 2 a 17% do custo total de produção de uma peça. O crescente rigor das legislações ambientais e a maior

consciência ecológica dos usuários e empresas são apontados como outros motivos para a discussão desse tema. Para tornar viável a usinagem sem refrigeração é necessário adotar medidas como: desenvolvimento de ferramentas mais resistentes ao calor; empregar materiais de fácil usinabilidade; produzir máquinas que auxiliem na eliminação mais rápida dos cavacos e realizar a otimização dos parâmetros de corte (PEREIRA; CORREA; PIVATO, 2005).

Uma alternativa para a usinagem totalmente sem refrigeração é a técnica de mínima quantidade de lubrificação (MQL). Neste caso uma quantidade mínima de fluido é dirigida por um jato de ar ao ponto em que está sendo executada a usinagem. O volume de fluido pode variar em função do volume de cavacos e do processo de usinagem. Os produtos lubrificantes usados devem ser isentos de solventes e materiais fluorados e com altíssima taxa de remoção de calor. A quantidade de fluido deve ser o suficiente para reduzir o atrito da ferramenta e ainda evitar a aderência dos materiais. No entanto, estudos apontam que existem ainda muitas operações, como furações profundas, peças de geometria de cavidades complexas ou roscas, nas quais o molhamento da ferramenta não é garantido. O processo MQL precisa de investimentos em equipamentos de dosagem, estação misturadora e sistema de alimentação por bicos ejetores. Estudos de fabricantes de máquinas continuam em andamento buscando a viabilidade econômica desta tecnologia (PEREIRA; CORREA; PIVATO, 2005).

Este trabalho está dividido em duas fases experimentais. A primeira, tem como objetivo principal avaliar as seguintes variáveis de resposta: vida da ferramenta, da rugosidade da peça e da potência de corte em função da pressão, vazão e direcionamento do fluido de corte no processo de torneamento do aço ABNT 1045 em operação de acabamento com ferramentas de metal duro revestidas. O corte a seco e o fluxo abundante de fluido de corte, neste trabalho chamado como aplicação convencional, também foram analisados. Além disso, também será avaliada a temperatura de corte através de inserção de termopares na ferramenta para auxiliar na elucidação das diferentes formas de desgaste ocorridas. Na segunda fase, será verificada a dilatação térmica radial de corpos de prova de parede delgada, com ou sem a utilização do fluido de corte.

Capítulo 2

Fluidos de Corte

2.1. Classificação e função dos fluidos de corte

Entre os autores e fabricantes não existe uma padronização que seja única em termos de classificação dos fluidos de corte (SHAW, 1984; BARIL, 1987; TRENT, 1991; MACHADO; SILVA, 1998; OWEN, 1998; FERRARESI, 2000; DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2001). No entanto, uma classificação bastante aceita é a que segue:

- Fluidos gasosos: ar;
- Fluidos aquosos: emulsões e soluções;
- Fluidos integrais: óleos minerais ou vegetais puros.

Segundo Motta e Machado (1995) e Runge e Duarte (1990), os fluidos poderão exercer uma ou mais funções, dentre as seguintes: refrigerar a ferramenta, a peça e o cavaco gerado; lubrificar as regiões de contato peça-ferramenta e cavaco-ferramenta, reduzindo a fricção, minimizando a erosão e o desgaste da ferramenta, aumentando sua vida útil e contribuindo para uma diminuição da geração de calor na região de corte; controlar o surgimento da aresta postiça, no caso de ferramentas de geometria definida; conferir um poder de lavagem, expulsando os cavacos da região de corte e, no caso de operações de retificação, diminuindo a tendência de entupimento dos poros do rebolo durante a operação de corte; propiciar uma proteção anticorrosiva. A importância relativa de cada uma das funções dependerá ainda do material usinado, do tipo de ferramenta utilizada (geometria definida ou indefinida), das condições de usinagem, do acabamento superficial e do controle dimensional exigido (apud DA SILVA; BIANCHI; DE OLIVEIRA, 1999).

2.1.1. Fluidos de corte gasosos

Entre os gases, o ar é o fluido gasoso mais comum. Alguns gases, como o argônio, hélio e nitrogênio são utilizados, em alguns casos, para prevenir a oxidação da peça e dos cavacos. Gases como o CO₂, que possuem ponto de sublimação abaixo da temperatura ambiente podem ser comprimidos e injetados na região de corte promovendo a refrigeração. Porém, grandes gradientes térmicos devem ser evitados, impedindo distorções das peças, surgimentos de tensões residuais, etc. Contudo, pesquisas vêm sendo realizadas visando adequar a possibilidade da real utilização destes gases em larga escala, segundo os requisitos de qualidade e produtividade para as peças usinadas (DA SILVA; BIANCHI; DE OLIVEIRA, 1999). O ar comprimido é bastante utilizado no processo de fresamento em operações de desbaste de canais e cavidades, para remover os cavacos gerados na zona de corte e assim evitar que os mesmos sejam usinados novamente pela ferramenta, o que pode causar lascamento da aresta de corte (SANDVIK, 1999).

2.1.2. Fluidos de corte aquosos

Nas emulsões, o óleo mineral ou vegetal está disperso em forma de gotículas na água, devido à presença de emulgadores, os quais “quebram” o óleo mineral em minúsculas partículas, mantendo-as dispersas e conferindo às mesmas cargas repulsivas, evitando a sua coalescência. Apresentam menor poder lubrificante e maior poder refrigerante que o óleo integral. Todavia necessitam de cuidados especiais quanto à qualidade da água utilizada, ao controle de microrganismos (bactérias e fungos), ao pH e à concentração da emulsão (DA SILVA; BIANCHI; DE OLIVEIRA, 1999).

Os fluidos sintéticos são soluções químicas, constituídas de sais orgânicos e inorgânicos dissolvidos em água, não contendo óleo mineral ou vegetal. Em geral, permite rápida dissipação de calor, bom controle dimensional, excelente poder detergente e excelente visibilidade da região de corte, facilidade no preparo da solução, elevada resistência à oxidação do fluido e da peça. Sua utilização vem crescendo em função do custo elevado dos fluidos de corte integrais, devido às dificuldades de descarte destes e das restrições atuais quanto a sua utilização. O baixo poder lubrificante, a formação de compostos insolúveis e de espuma para determinadas operações de usinagem podem ser caracterizadas como desvantagens na utilização deste tipo de fluido (DA SILVA; BIANCHI; DE OLIVEIRA, 1999).

Os fluidos semi-sintéticos são combinações de fluidos sintéticos e emulsões em água. Atualmente, estes fluidos são composições de fluidos sintéticos que contêm somente uma pequena porcentagem de óleo mineral emulsionável, variando de 5 a 30% do total do fluido concentrado, o qual é adicionado a fim de propiciar uma emulsão estável, translúcida e composta de minúsculas gotículas de óleo. Os óleos semi-sintéticos combinam algumas das propriedades dos fluidos sintéticos e dos óleos emulsionáveis. As principais desvantagens são a lubrificação insuficiente em determinadas operações, bem como a formação de compostos insolúveis quando a água utilizada no preparo da emulsão semi-sintética apresentar dureza elevada. Possuem também um melhor controle de oxidação que as emulsões convencionais (DA SILVA; BIANCHI; DE OLIVEIRA, 1999).

2.1.3. Fluidos de corte integrais

Os fluidos integrais têm como composto básico óleo mineral ou vegetal, podendo ser usados no estado puro, sem aditivação ou aditivado (presença de aditivos polares e/ou aditivos químicos ativos ou inativos). Atualmente estes óleos apresentam base parafínica, em sua maioria, pois, segundo Webster (1995), os compostos aromáticos policíclicos se não forem eliminados durante o processo de formação do óleo através de hidrogenação, podem causar câncer ou dermatites. Estes óleos têm excelentes propriedades lubrificantes, bom controle antioxidação da peça e longa vida útil, porém apresentam menor poder refrigerante quando comparados aos fluidos de corte solúveis em água (DA SILVA; BIANCHI; DE OLIVEIRA, 1999).

2.2. Estudo de casos

Os aços inoxidáveis são materiais muito utilizados na indústria química, alimentícia e aeroespacial devido à combinação de boa propriedade mecânica e alta resistência à corrosão. No entanto, este tipo de aço é de difícil usinabilidade com tendência a aderir na ferramenta com formação de aresta postiça de corte e cavacos longos. Isto diminui a qualidade superficial e a vida da ferramenta (BRAGHINI JR.; DINIZ, 2005). Assim, estes pesquisadores realizaram testes de fresamento utilizando ferramentas de metal duro com fresas de 19 mm de diâmetro no aço inoxidável martensítico endurecível por precipitação 15-5 PH com dureza média de 30HRC. O objetivo principal foi avaliar as curvas de desgaste da ferramenta em operação de desbaste e acabamento. A tabela 2.1 mostra os parâmetros de corte e as condições de refrigeração utilizadas nos ensaios.

**Tabela 2.1: Parâmetros de corte e condições de refrigeração utilizados nos ensaios
(BRAGHINI JR.; DINIZ, 2005)**

Desbaste						
Ensaio	v_c (m.min ⁻¹)	f_z (mm. dente ⁻¹)	a_p axial (mm)	a_p radial (mm)	Fluido	Aplicação
1	120	0,12	4	13	vegetal 7 e 12%	externa à fresa
2	120	0,12	4	13	vegetal 7 e 12%	Interna à fresa
3	120	0,12	4	13	-	-
4	140	0,12	4	13	mineral 7 e 12%	externa à fresa
5	140	0,12	4	13	mineral 7 e 12%	interna à fresa
6	140	0,12	4	13	-	-
Acabamento						
1	100	0,08	1	13	vegetal 7 e 12%	externa à fresa
2	100	0,08	1	13	vegetal 7 e 12%	interna à fresa
3	100	0,08	1	13	-	-
4	120	0,08	1	13	mineral 7 e 12%	externa à fresa
5	120	0,08	1	13	mineral 7 e 12%	interna à fresa
6	120	0,08	1	13	-	-

Os resultados encontrados para as duas operações mostraram que a vida da ferramenta foi fortemente influenciada pelo aumento da velocidade. Entretanto, a forma de aplicação do fluido de corte, interna ou externamente à ferramenta, não causou diferença significativa na vida da ferramenta. O fresamento a seco proporcionou os melhores resultados.

Os valores mais expressivos foram encontrados entre as diferentes emulsões avaliadas. Para todos os ensaios, em termos de redução de desgaste, a emulsão vegetal foi superior em relação à emulsão mineral. Além disso, o aumento da concentração do fluido de corte também não influenciou de maneira significativa os resultados. Para tentar explicar estes resultados, curvas de resfriamento foram realizadas de acordo com a norma ASTM D6200-01. Este tipo de procedimento é o mesmo utilizado para caracterizar curvas de resfriamento de óleos utilizados em processo de têmpera. Muito embora apenas as diferentes emulsões fossem testadas na usinagem, a água também foi testada como elemento de comparação. De acordo com as curvas plotadas, a água foi a que mais conseguiu retirar calor do corpo de prova, seguida respectivamente pela emulsão mineral e vegetal. Já a variação de concentração de 7 para 12% praticamente não alterou a velocidade de resfriamento. Nesta situação, houve convergência com os resultados encontrados nos testes de fresamento, ou seja, as maiores taxas de resfriamento produziram maior variação térmica sobre a ferramenta de corte, reduzindo sua vida (BRAGHINI JR.; DINIZ, 2005).

A gama de aplicação do alumínio é extremamente abrangente. Desde os primórdios da produção industrial até seu uso como material básico de consumo produzido em massa nos dias atuais, passou-se menos de cem anos. Em 1882, o alumínio era um metal surpreendente e muito raro, cuja produção mundial totalizava apenas duas toneladas. Na indústria automotiva, as ligas de alumínio ganharam crescente importância a partir da década de 1960 devido à substituição de peças de ferro fundido e de aço. Tal fato resultou em alterações nas exigências para os fluidos de processo para metais, com o intuito de adaptá-los às novas propriedades quanto ao desempenho na usinagem, no estiramento e na moldagem das ligas de alumínio (HOERNER, 2002).

As temperaturas de usinagem do alumínio são geralmente baixas e altas velocidades de corte podem ser usadas. No entanto, um maior desempenho da máquina se faz necessário. A boa condutividade térmica do alumínio extrai com facilidade o calor da face de corte e também reduz a temperatura da ferramenta. O módulo de elasticidade do alumínio, que é cerca de um terço do aço, bem como sua resistência à tração relativamente baixa, fazem com que menor energia seja necessária para que a ferramenta penetre no material. Dois problemas estão associados com a usinagem do alumínio: aresta postiça de corte e formação de “falsos cavacos”. Esta última forma de desgaste, ocasionalmente afeta os materiais fundidos de alumínio-silício. Maiores velocidades de corte fazem com que maiores temperaturas sejam geradas na zona de corte. Caso a temperatura suba a um ponto em que o material de trabalho se torne pastoso, o material é expelido da zona de contato. Tal material freqüentemente se solidifica e forma falsos cavacos. Isso normalmente é formado nas faces externas da ferramenta. Uma vez que os falsos cavacos e a peça trabalhada entram em contato, a superfície da peça é danificada. Além das altas velocidades de corte e altas temperaturas flutuantes, a principal causa da sua formação é a falta de afiação da ferramenta. Para evitar este problema, a velocidade de corte deve ser reduzida. Todas as medidas que levam à redução de temperatura na zona de corte podem controlar ou até eliminar completamente a formação de falsos cavacos (HOERNER, 2002).

Apesar de muitas vezes ser possível usar, por exemplo, o alumínio a seco, quando do torneamento de ligas de fácil usinagem apenas moderadamente abrasivas, uma atenção especial deve ser dada aos fluidos de corte. Estes possuem um efeito positivo no acabamento da superfície e na precisão dimensional das peças trabalhadas. Os fluidos de corte solúveis especificamente desenvolvidos reduzem o atrito entre a ferramenta e a peça e, por conseguinte, minimizam a formação da aresta postiça de corte. Além disso, o efeito de lavagem garante que a superfície

recém usinada não seja danificada por cavacos. Importante economia pode ser obtida como resultado de maior vida útil das ferramentas, especialmente nas ligas de alumínio fundido contendo grandes quantidades de silício, quando são usinadas a altas velocidades. Na furação, na usinagem de roscas ou no mandrilamento sob condições que possam causar arestas postiças, o efeito lubrificante do fluido de corte é mais importante do que o efeito de refrigeração. Altas velocidades de corte, por outro lado, exigem que o fluido forneça maior resfriamento para que a formação de falsos cavacos seja evitada. Ligas fundidas abrasivas contendo grandes porcentagens de silício necessitam de aditivos EP (extrema pressão) no fluido refrigerante para combater o desgaste excessivo (HOERNER, 2002).

Ao invés de fluidos à base de água, também é possível a utilização de óleos integrais para a usinagem do alumínio. Óleos de baixíssima viscosidade semelhantes aos fluidos solúveis são necessários para satisfazer as exigências de refrigeração e lavagem da região de corte. Em circunstâncias normais, na medida em que a viscosidade dos óleos minerais cai, bem como quando o ponto de ebulição diminui, a tendência à evaporação aumenta e o ponto de fulgor diminui (i.e. a inflamabilidade aumenta). Hidrocarbonetos convencionais com uma viscosidade de 5 a 10 $\text{mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$, que poderiam satisfazer às exigências mencionadas acima, não podem ser usados em todos os casos. Devido a razões de saúde ocupacional, preferência deve ser dada aos óleos básicos à base de HVI (alto índice de viscosidade) que oferecem, à mesma viscosidade, uma tendência bem menor à evaporação e um maior ponto de fulgor (HOERNER, 2002).

Greeley e Rajagopalan (2004) conduziram experimentos para avaliar a força de avanço, temperatura de corte, inibição à corrosão e rugosidade da peça no processo de furação do aço 1020, com brocas de aço rápido de diâmetro de 12,7 mm, utilizando quatro amostras de um fluido de corte semi-sintético coletadas de uma empresa de usinagem, e duas amostras submetidas a uma dopagem induzida em laboratório com os elementos: cloreto de cálcio e óleo hidráulico. A temperatura de corte foi avaliada por um termopar inserido na broca, através dos canais de refrigeração interna. Além disso, também foi realizada uma avaliação quantitativa dos elementos químicos que sofreram maior contaminação em função do tempo de uso. A tabela 2.2 mostra a composição química em $\text{mg} \cdot \text{l}^{-1}$ para o fluido semi-sintético citado em quatro condições distintas. Outros parâmetros ainda podem ser relacionados: profundidade do furo de 12,7 mm, alimentação do fluido de corte tipo imersão total do corpo de prova em cuba, velocidade de corte

e avanço de 30,3 m.min⁻¹ e 135 mm.min⁻¹, respectivamente. O tempo de utilização destas amostras foi de um ano para a usinagem em cobre e oito meses para o ferro fundido.

Tabela 2.2: Composição química em mg.l⁻¹ para um fluido de corte em 4 condições de uso (GREELEY; RAJAGOPALAN, 2004)

Emulsão - Amostra	Fe	B	P	Na	Ca	Mg	Al	Si	Cu	K	Cl	S	óleo %
A - fresca	<0,1	830	150	180	<1	<0,1	0,016	43	<0,1	11	4,4	28	10
B - sem tratamento (filtração): usinagem em cobre	71	1000	170	330	200	61	3,2	47	17	47	140	320	11,38
C - com tratamento (filtração): usinagem em cobre	35	930	180	270	140	36	1,4	30	13	30	76	180	11,83
D - sem tratamento (filtração): usinagem em fofo	96	720	150	620	100	29	2,3	20	1,9	20	150	87	9,56

De acordo com a tabela 2.2 e comparando a composição química da emulsão fresca com aquelas coletadas nas estações de tratamento, fica perceptível que existe um significativo acúmulo de íons sódio, cloreto, cálcio, magnésio e ferro. A porcentagem total de óleo mostrada inclui fontes estranhas de contaminação, como o óleo hidráulico. Estima-se menos de 1% o enriquecimento da emulsão com óleo hidráulico. Como citado anteriormente, duas emulsões frescas foram dopadas com óleo hidráulico e cloreto de cálcio, que é particularmente importante na instabilidade da emulsão, conforme ilustrado na tabela 2.3. Neste caso, água deionizada também foi utilizada comparativamente.

Tabela 2.3: Dopagem em duas amostras de um fluido de corte para a realização dos ensaios (GREELEY; RAJAGOPALAN, 2004)

Emulsão	Cálcio (mg.l ⁻¹)	Óleo hidráulico (v. v ⁻¹ %)	Cloreto (mg.l ⁻¹)
E	0; 100; 200; 300	0; 2,5; 5	0, 50, 100, 200, 500
F	0; 100; 300; 700	-	0; 50; 100; 200; 500

Em valores decrescentes, pode-se ordenar as emulsões A, D, C e B da tabela 2.2 em termos de força, torque e temperatura. Entretanto, estatisticamente não houve diferença de temperatura de corte entre as emulsões B, C e D. Uma possível explicação para este fato pode ser dada pela composição. A tabela 2.2 revela que os fluidos que ainda não sofreram tratamento são consideravelmente diferentes em relação à amostra fresca no que se refere à quantidade de íons dissolvidos. Uma análise mais cuidadosa sugere que a acumulação dos íons alumínio e ferro não foram os principais responsáveis pelos menores valores de força de corte encontrados com as emulsões B, C e D. Também foi constatado que o aumento de 71 para 96 mg.l⁻¹ do elemento ferro para as respectivas emulsões B e D não foi suficiente para alterá-la. Acredita-se que os íons

cálcio e magnésio foram preponderantes pelos baixos valores da força de corte em relação à emulsão A (GREELEY; RAJAGOPALAN, 2004).

Testes conduzidos com a emulsão E, da tabela 2.3, indicaram que a força, torque e temperatura de corte foram mais altas para a água deionizada, diminuindo gradativamente com o aumento da concentração de cálcio. Uma análise de variância mostrou que temperatura e torque são significativamente diferentes entre a emulsão com nenhuma adição de cálcio e todas aquelas com níveis acima de 200 mg.l⁻¹. A força de corte foi significativamente diferente somente com níveis de cálcio para 0 e 300 mg.l⁻¹. A influência da contaminação por óleo hidráulico também foi percebida. Variando-se a concentração entre 0 e 5% obteve-se grande redução da força de avanço e da temperatura. Já o torque, uma maior redução foi obtida entre 0 e 2,5%. Estes valores sugerem que íons cálcio e a presença de óleo hidráulico podem contribuir para aumentar a capacidade de lubrificação. Experimentos conduzidos com a emulsão F, da tabela 2.3, em termos de força, torque e temperatura, mostraram resultados similares à emulsão E. Exceção se fez quando a concentração foi aumentada para 700 mg.l⁻¹, pois neste caso houve rápida desestabilização e separação das fases da emulsão, o que fez perder rapidamente a característica lubrificante do fluido de corte. Os valores de rugosidade não foram afetados pela presença ou ausência dos elementos citados. A inibição à corrosão está relacionada com a quantidade de íons cloreto. Para o fluido E foi observado nos cavacos uma resistência à corrosão em níveis até 500 mg.l⁻¹. O fluido F, acima de 100 mg.l⁻¹, não apresentou o mesmo desempenho, revelando sinais precoces de corrosão (GREELEY; RAJAGOPALAN, 2004).

À medida que aumenta o nível de contaminação nos fluidos de corte, tanto maior é a porcentagem de descarte. No caso das emulsões, estima-se que a cada dólar de concentrado adquirido 11 são gastos na manutenção e descarte. Para reduzir os custos e evitar maior responsabilidade ambiental, as companhias têm focado seus esforços para otimizar o gerenciamento dos fluidos de corte (GREELEY; RAJAGOPALAN, 2004).

Santos, da Silva e Sales (2003) apresentaram resultados de um estudo sobre a influência da aplicação de fluidos de corte no desempenho de brocas de aço rápido de diâmetro 10 mm, na furação convencional (estratégia sem ciclo pica-pau) do ferro fundido cinzento GH 190 de dureza HV 200, com quatro diferentes revestimentos quais sejam: TiN, TiCN, WC/C sobre TiAlN e multicamadas TiN e TiAlN. Além dessas, uma broca sem revestimento também foi testada. Os

ensaios de vida foram realizados com um fluido semi-sintético a 7% na vazão de $4,5 \text{ l.min}^{-1}$, um fluido integral de origem vegetal na vazão de 50 ml.h^{-1} (MQL), com frequência de 1 pulso.s^{-1} e, usinagem totalmente a seco. Os parâmetros de corte adotados foram: $v_c = 35 \text{ m.min}^{-1}$, $f = 0,25 \text{ mm.rot}^{-1}$ e furos passantes com relação comprimento/diâmetro igual a 4,5.

Em termos de vida de ferramenta, as brocas revestidas com TiN, WC/C sobre TiAlN e a multicamadas apresentaram desempenho superior em relação às ferramentas não revestidas e revestidas com TiCN. A análise dos valores de vida das ferramentas com base na média não apresentou confiabilidade, pois houve sobreposição dos desvios. Foi feita, então, a análise de variância dos resultados. As ferramentas foram divididas em cinco grupos de acordo com o tipo de revestimento, cada grupo formado por três ferramentas. A análise de variância permite verificar se a variação total dos valores de vida (calculado a partir das 15 ferramentas testadas) é mais influenciada pela variação entre os diferentes grupos ou pela variação dentro dos grupos. Caso a variação entre os diferentes grupos representar mais de 50% da variação total, pode-se afirmar que os revestimentos influenciaram a vida da ferramenta. A análise de variância considerando todos os grupos de revestimento mostra, com 95% de confiabilidade, que 60% da variação total corresponde à variação entre os diferentes revestimentos. Pode-se afirmar que os revestimentos exercem influência significativa no desempenho das ferramentas. Tomando somente os grupos de ferramentas revestidas, 35% da variação dos resultados é atribuída aos diferentes revestimentos. Isto mostra que a influência dos diferentes tipos de revestimentos no desempenho das brocas não foi significativa (SANTOS; DA SILVA; SALES, 2003).

No caso dos ensaios realizados com aplicação de mínima quantidade de lubrificante (MQL), os valores médios permitem afirmar que a broca revestida por multicamadas foi superior. Este resultado é confirmado quando 78% da variância total foi devida à variação entre os grupos, o que permite afirmar que houve influência dos revestimentos no desempenho das ferramentas. A aplicação da mínima quantidade de lubrificante foi responsável por um aumento de 20% na vida da ferramenta em relação ao corte a seco. As características dos ensaios com aplicação de fluido de corte em abundância não permitem uma análise estatística por não ter sido possível estabelecer um critério único para encerrar os ensaios (SANTOS; DA SILVA; SALES, 2003).

2.3. Problemas relacionados à utilização dos fluidos de corte

De uma forma geral, os lubrificantes industriais apresentam efeitos colaterais à saúde dos seres humanos. Normalmente, os trabalhadores da indústria de transformação metal-mecânica permanecem expostos a eles devido à inalação e/ou à absorção cutânea. Diversas doenças podem ser descritas: foliculite, acne, dermatite, asma e queratoses. Além dessas, existem evidências de que o seu uso prolongado também está associado com o aumento na incidência de câncer na laringe, reto, pâncreas, pele, escroto e bexiga. Entretanto, com o passar das décadas, os fabricantes realizaram diversas mudanças na sua composição e na eliminação de impurezas. Além disso, esforços têm sido feitos para diminuir os elementos potencialmente carcinogênicos, como os hidrocarbonetos aromáticos polinucleares. No entanto, ainda não é possível avaliar se estas mudanças foram eficazes ou não em razão da necessidade de um longo período de avaliação. Nos Estados Unidos, o Departamento de Controle e Prevenção de Doenças Ocupacionais recomenda $0,5 \text{ mg.m}^{-3}$ como a concentração máxima de névoa gerada no ambiente de trabalho (NIOSH, 1998).

Uma das maneiras para minimizar os problemas relacionados é estudar as variáveis que afetam a formação de névoa no processo de usinagem. A Agência de Proteção Ambiental (NAAQS), também nos Estados Unidos, estabelece regras e afirma que partículas líquidas ou sólidas menores que 10 ou $2,5 \mu\text{m}$ são extremamente prejudiciais ao aparelho respiratório humano. Estratégias de contenção, como por exemplo, enclausuramento da máquina, filtros, coletores e aditivos antiespumantes podem ser utilizados. No entanto, esta técnica pode aumentar os custos de fabricação e muitas vezes ser ineficaz (GUNTER; SUTHERLAND, 1999).

Atualmente no Brasil, de acordo com a resolução número 362 de 27 de junho de 2005 no uso de suas competências que lhe são conferidas pela lei 6938 de 31 de agosto de 1981, o CONAMA - Conselho Nacional do Meio Ambiente encaminha outras providências no que diz respeito ao descarte dos lubrificantes industriais. Considerando que o uso prolongado de um óleo lubrificante acabado resulta na sua deterioração parcial, que se reflete na formação de compostos tais como ácidos orgânicos, compostos aromáticos polinucleares, resinas e lacas e, sabendo que ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas, em sua NBR-10004, classifica o óleo lubrificante usado como resíduo perigoso por apresentar toxicidade e considera que a melhor alternativa de gestão ambiental para este tipo de produto é a reciclagem. Desta forma, todo óleo

lubrificante usado ou contaminado deverá ser recolhido, coletado e ter destinação final, de modo que não afete negativamente o meio ambiente e propicie a máxima recuperação dos constituintes nele contidos. Então, ficam proibidos quaisquer descartes de óleos usados ou contaminados em solos, subsolos, nas águas interiores, no litoral e nos sistemas de esgoto ou evacuação de águas residuais. Os óleos lubrificantes usados ou contaminados que não possam ser novamente refinados tais como as emulsões oleosas e os óleos biodegradáveis, devem ser recolhidos e eventualmente coletados, em separado, segundo sua natureza. Os produtores e importadores são obrigados a coletar todo óleo disponível ou garantir o custeio de toda a coleta de óleo lubrificante usado ou contaminado efetivamente realizada, na proporção do óleo que colocarem no mercado, conforme metas progressivas intermediárias e finais a serem estabelecidas pelos Ministérios de Meio Ambiente e de Minas e Energia em ato normativo conjunto, mesmo que superado o percentual mínimo fixado. A coleta só pode ser realizada por empresas credenciadas pela ANP - Agência Nacional de Petróleo e licenciadas pelos órgãos estaduais de proteção ambiental (BRASIL, 2005).

2.4. Alta pressão do fluido de corte na usinagem

Existem três principais direções de aplicação do fluido de corte, figura 2.1. Taylor (1907) foi um dos primeiros a reconhecer a importância dos fluidos de corte, utilizando água de soda como refrigerante. Foi demonstrado que a vida da ferramenta pode ser aumentada em até 40% em relação ao corte a seco. Os melhores resultados foram encontrados quando o fluido foi direcionado em “A”, figura 2.1. Niebusch e Strieder (1951) defendem que não só a direção “A”, mas também a direção “C” produz bons resultados. Lauterbach (1952) demonstrou um aumento na vida da ferramenta quando o lubrificante foi introduzido na direção “C” (apud SHAW, 1984). Ferraresi (1977) também cita a direção “B”, na qual um jato de fluido cobre toda a superfície de saída da ferramenta e o cavaco nascente.

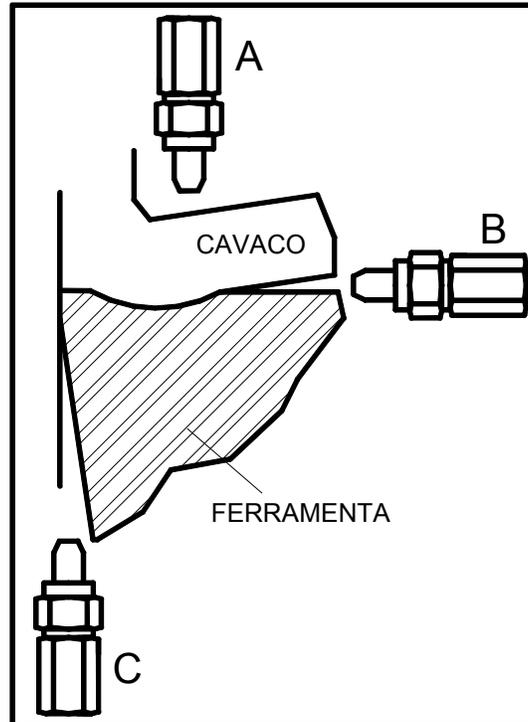


Figura 2.1: As três principais direções de aplicação do fluido de corte (SHAW, 1984)

Caso fosse possível ampliar a região da interface cavaco-ferramenta, perceber-se-ia rugosidades superficiais nas áreas de contato. As reentrâncias constituem-se em pequenos depósitos e, os agentes que conduzem o fluido até as cavidades são as forças de tensão superficial do fluido mais a diferença de pressão atmosférica e a reinante nestas cavidades. Nestas, existe tendência à formação de vácuo quando a ferramenta penetra na peça. Entretanto, nos poucos pontos de contato das superfícies, tanto a pressão quanto a temperatura atingem valores tão altos que o fluido aí existente seria totalmente ineficaz para separar as partes. Nesses pontos ocorreria a chamada soldagem local ou micro-soldagem. Como demonstrou Shaw, a ação química do fluido de corte é responsável pelo impedimento ou inibição destas micro-soldagens. A ação química ocorre dada às condições favoráveis a reações envolvendo a superfície em estado nascente do cavaco, deformações, temperaturas e pressões elevadas (FERRARESI, 1977).

Spragg e Whitehose (1970) sugerem que o fluido de corte não pode penetrar na interface cavaco-ferramenta, pois de acordo com a lei de Bernoulli, a pressão de capilaridade produz uma velocidade máxima de $0,2 \text{ m.s}^{-1}$, não sendo compatível à velocidade relativa entre cavaco e superfície de saída, que está em torno de 2 m.s^{-1} . Merchant (1950) acredita que as condições da interface cavaco-ferramenta não oferecem possibilidade para a formação de uma ação

hidrodinâmica do fluido de corte entre cavaco e superfície de saída, como acontece em mancais de rolamentos. De acordo com o que foi mencionado, existe pequena probabilidade de penetração do fluido de corte com os convencionais métodos de aplicação. Shoenig et al. (1993) em ensaios de torneamento de titânio e, utilizando água pressurizada direcionada à interface cavaco-ferramenta, demonstrou que é possível aumentar a capacidade de refrigeração e de quebra do cavaco. Além disso, foi possível aumentar a vida da ferramenta em 500%. O trabalho desenvolvido por Kovacevic et al. (1993) no fresamento do aço AISI 301 fornecendo água pressurizada também mostrou bons resultados. Os cavacos produzidos foram do tipo cisalhamento, as forças de corte foram reduzidas e a vida da ferramenta prolongada (apud MAZURKIEWICZ, 2000).

2.4.1. Estudo de casos

Nos atuais sistemas de produção existe uma grande tendência para que os processos de usinagem sejam realizados sem a utilização de fluido de corte. Contudo, determinados materiais ainda não podem ser usinados sem a sua presença mesmo com o avanço conquistado na área de tecnologia de coberturas de ferramentas, como por exemplo, os aços inoxidáveis austeníticos e as ligas resistentes ao calor. Isto se deve principalmente às altas temperaturas atingidas na zona de corte. Kaminski e Alvelid (2000) acreditam que o método convencional de aplicação em que se utiliza baixa pressão não é eficiente o bastante para penetrar e reduzir a temperatura e o atrito na região de corte. No processo de torneamento, o aumento da pressão oferece não só redução da quantidade de fluido de corte utilizada, mas também a possibilidade de substituição por refrigerantes ecológicos. Estes autores avaliaram o comportamento do aumento da pressão de aplicação de uma solução de água e anticorrosivos direcionada à interface cavaco-ferramenta, direção B da figura 2.1, sobre a temperatura de corte, a formação de cavaco e rugosidade da peça no processo de torneamento com ferramentas de metal duro K15, tendo como corpo de prova o aço 4340. Os dados de corte foram: $v_c = 150, 225$ e 300 m.min^{-1} , $f = 0,3 \text{ mm.rot}^{-1}$ e $a_p = 3 \text{ mm}$.

Duas bombas de alta pressão foram utilizadas. A primeira impulsionava o fluido de corte a uma pressão entre 70 e 360 MPa com vazão variável até $1,9 \text{ l.min}^{-1}$. A segunda produzia pressões de 5 a 74 MPa e volume variável até 24 l.min^{-1} . Os resultados mostraram que foi possível alcançar um controle eficiente na formação do cavaco, pois o material 4340 possui grande tendência à formação de cavaco em fita. Para pressões na faixa de 200 a 300 MPa a ocorrência de

rebarbas é significativamente menor em comparação ao corte a seco. Isto pode ser explicado pela menor temperatura alcançada e uma boa formação do cavaco (KAMINSKI; ALVELID, 2000).

Também foi possível demonstrar que é possível reduzir a temperatura da região de corte em torno de 40 a 45% para pressões entre 20 e 70 MPa em relação ao corte a seco, dependendo dos parâmetros de corte. Entretanto, pressões maiores que 70 MPa não reduziram de forma drástica a temperatura da ferramenta. Além disso, também foi verificado que baixas forças na aplicação do jato influenciam o processo de formação do cavaco e, portanto, sua quebra, promovendo instabilidade na lâmina de água e por fim variações na temperatura de corte (KAMINSKI; ALVELID, 2000).

Dahlman e Escursell (2004) acreditam que uma solução de água e anticorrosivos aplicada em alta pressão no processo de torneamento pode aumentar a produtividade. Desta maneira, estes autores testaram a viabilização desta técnica no aço SAE 52100 normalizado produzido por Near Net Shape. Esta tecnologia permite a produção de semi-acabados, resultando em alta produtividade. Entretanto, esta técnica fez com que a profundidade de corte fosse gradualmente reduzida nos processos de usinagem, permitindo que a camada de baixa dureza produzida pela descarbonetação, classificada como uma redução do teor de carbono em toda a extensão ou parte do material, influencie significativamente no desempenho do processo de usinagem. Esta camada gera alta taxa de desgaste nas ferramentas de corte, dificuldades no controle do cavaco e insuficiente qualidade superficial. A tabela 2.4 mostra as ferramentas e os parâmetros de corte utilizados. O corte a seco também foi utilizado a título de comparação.

Tabela 2.4: Condições de corte utilizados nos ensaios (DAHLMAN; ESCURSELL, 2004)

Ferramenta	v_c (m.min ⁻¹)	f (mm.rot ⁻¹)	a_p (mm)	Direção
CNMG 120408 W	300 a 700	0,1 a 0,6	0,65	B – figura 2.1
CNMG 120416				

Para todos os parâmetros de corte e em ambas ferramentas, a aplicação de fluido em alta pressão reduziu o raio de curvatura do cavaco quando comparado ao corte a seco. No entanto, o aumento do avanço minimizou os efeitos da pressão do fluido sobre o raio de curvatura. Quando se utilizou $f = 0,1$ mm.rot⁻¹, a quebra do cavaco somente foi eficaz com a utilização do fluido sob alta pressão (DAHLMAN; ESCURSELL, 2004).

Em termos de vida de ferramenta, a utilização do sistema de alta pressão promoveu falha catastrófica na ferramenta antes que o desgaste de flanco atingisse o limite de 0,3 mm. Além disso, foram notados grandes entalhes na aresta primária de corte. Este fenômeno pode ser explicado pelo mecanismo de desgaste por aderência e arraste “attrition wear”. Os autores comentam que a grande redução de temperatura aumenta a aderência do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta, fazendo com que as partículas do substrato sejam arrastadas, acelerando o desgaste de entalhe. A fadiga térmica também foi considerada como um fator que acelerou o fim de vida da ferramenta devido à intermitência no contato entre cavaco e superfície de saída, que foi causada pela variação de força e temperatura. O mecanismo de aderência e arraste também esteve presente quando se usinou sem fluido, principalmente em altas velocidades de corte (DAHLMAN; ESCURSELL, 2004).

A rugosidade da peça, empregando a ferramenta CNMG 120416, foi similar tanto para o corte a seco quanto para com fluido em alta pressão, independentemente do desgaste. Com a ferramenta alisadora CNMG 120408W, a alta pressão do fluido manteve a rugosidade em valores estáveis mesmo com o crescimento do desgaste, situação inversa quando se usinou sem fluido (DAHLMAN; ESCURSELL, 2004).

Ezugwu e Bonney (2004) avaliaram a possibilidade de se utilizar fluido em alta pressão na usinagem do material Inconel 718 no processo de torneamento em operação de desbaste. Este tipo de material possui baixa condutividade térmica e reduzida usinabilidade em decorrência das altas temperaturas e tensões compressivas sobre a aresta de corte, levando-a a deformações plásticas. Então, o fluido de corte desempenha papel fundamental, pois aumenta a lubricidade e reduz a temperatura na interface cavaco-ferramenta e no contato entre peça e superfície de folga. Além destes benefícios, o comprimento de contato entre o cavaco e a superfície de saída diminui, em razão da melhor formação do cavaco, contribuindo ainda mais para a diminuição da temperatura. Estes autores reiteram o que Kaminski e Alvelid (2000) pensam sobre a aplicação de forma convencional do fluido de corte. A baixa pressão não é eficaz para penetrar na região onde o corte acontece em razão das altas temperaturas e propensão à aderência de material. Então, o aumento da pressão do fluido pode ser interessante para a usinagem deste tipo de material, pois além de proporcionar boa capacidade de refrigeração, também auxilia no escoamento dos cavacos da região de corte. A teoria da lubrificação hidrostática criada na interface cavaco-ferramenta com o aumento da pressão do refrigerante é aqui reforçada.

Para os experimentos duas formas de aplicação foram utilizadas: a convencional e sob alta pressão. A vazão do refrigerante para aplicação convencional foi de 5 l.min⁻¹, sendo mantida a concentração em 6% para ambas as condições. A tabela 2.5 ilustra o planejamento experimental realizado por Ezugwu e Bonney (2004).

Tabela 2.5: Condições de corte utilizados nos ensaios (EZUGWU; BONNEY, 2004)

Ferramenta	v_c (m.min ⁻¹)	f (mm.rot ⁻¹)	a_p (mm)	Vazão (l.min ⁻¹)	Pressão (MPa)	Direção
SNMG 120412	20, 30 e 50	0, 25 e 0,3	2,5 e 3	20 a 50	11, 15 e 20,3	B – figura 2.1

Com $v_c = 50$ m.min⁻¹, $f = 0,25$ e $0,3$ mm.rot⁻¹ e pressão de 20,3 MPa, a vida da ferramenta aumentou em 740% quando comparada à aplicação de maneira convencional. Para $v_c = 20$ m.min⁻¹ a situação se inverteu e a vida da ferramenta naquela pressão caiu em 40%. Foi notado que para qualquer velocidade de corte, ocorre uma redução da temperatura na interface cavaco-ferramenta. Ezugwu e Bonney (2004) notaram também que as forças de corte caem com o aumento da velocidade. Entretanto, somente para $v_c = 20$ m.min⁻¹ e fluxo a 20,3 MPa de pressão, as forças foram sempre maiores em relação à forma convencional de aplicação. Estes pesquisadores atribuem este fato a uma pressão crítica na qual valores superiores podem prejudicar a formação da lâmina de água, que é responsável pela lubrificação hidrostática. A forma do cavaco foi helicoidal para pressões até 15 MPa. Acima desse valor os cavacos apresentaram-se em forma de lascas. Concluiu-se então que a vida da ferramenta na usinagem do Inconel 718 pode ser aumentada em até 7 vezes com a utilização de fluido de corte em alta pressão, especialmente em velocidades de corte mais altas.

Em 1952, Pigott e Colwell conduziram experimentos aplicando fluido de corte com pressões até 2,76 MPa, no processo de torneamento do material SAE 3150 utilizando ferramentas de aço rápido. Direcionando o fluido de corte à superfície de folga, direção C da figura 2.1, a vida da ferramenta pode ser estendida em até 8 vezes em relação à aplicação convencional, que utiliza fluxo abundante. Com materiais mais macios e velocidades de corte mais altas, foi possível alcançar um ganho de até 30 vezes na vida da ferramenta. Também foi observado que a aresta de corte recebeu lubrificação adequada quando se utilizou o sistema de alta pressão. Neste caso, a falha catastrófica não ocorreu na ponta da ferramenta, diminuindo com isso a rugosidade da peça. Acredita-se também que o fluido de corte entrando em alta velocidade no flanco da ferramenta conseguiu atingir mais facilmente a aresta de corte, pois ocorreu a formação de vapor de óleo, o

que acabou minimizando a formação da aresta postiça de corte e mudando a coloração dos cavacos. Entretanto, alguns testes realizados com pressões acima de 2,76 MPa mostraram uma redução da vida da ferramenta. Estes autores sugerem que nesta situação a velocidade do jato aplicado é maior que a velocidade de formação das bolhas de vapor, que agem efetivamente na retirada do calor da aresta de corte, diminuindo a transferência de calor e aumentando a temperatura nesta região. Esta pressão crítica de trabalho pode variar em função do material, parâmetros de usinagem e propriedades dos fluidos de corte (apud MAZURKIEWICZ; KUBALA; CHOW, 1989).

Nagpal e Sharma (1973) também estudaram o efeito do aumento da pressão do fluido de corte direcionado na superfície de folga, direção C da figura 2.1, no processo de torneamento. Para isso, utilizaram um injetor com diâmetro de 0,37 mm e, como material dos corpos de prova o aço 1035. Todos os testes foram conduzidos utilizando ferramentas de aço rápido com $v_c = 33,5$ m.min⁻¹, $a_p = 1,75$ mm e seguintes avanços: 0,1; 0,2 e 0,24 mm.rot⁻¹. Quatro tipos de fluido de corte foram selecionados: óleo emulsionável na concentração de 5%, óleo integral não aditivado, integral clorado e integral sulfo-clorado. Nos experimentos foram utilizadas as seguintes pressões: 0,34; 0,68; 1,37; 2,07; 2,74 e 3,43 MPa para as respectivas vazões 0,136; 0,197; 0,304; 0,392; 0,492 e 0,536 l.min⁻¹. Como comparativo, o corte a seco e a aplicação de maneira convencional na vazão de 2,2 l.min⁻¹ foram utilizados. Os resultados indicaram que, em relação ao corte a seco, a aplicação de forma convencional para todos os tipos de fluidos de corte e todos os avanços testados causou uma redução da temperatura e força de corte. Exceção se fez ao óleo integral clorado, que somente foi mais efetivo com o avanço de 0,1 mm.rot⁻¹. Já a pressão específica de corte também sofreu redução, sendo a mais baixa para o óleo integral não aditivado com avanço de 0,1 mm.rot⁻¹ e para o óleo integral sulfo-clorado nos avanços 0,2 e 0,24 mm.rot⁻¹.

Utilizando óleo emulsionável, para $f = 0,1$ mm.rot⁻¹, houve uma diminuição nítida da temperatura na interface cavaco-ferramenta quando a pressão passou de 0,34 para 0,68 MPa. Após este valor, a temperatura se eleva e permanece aproximadamente constante até 3,43 MPa. Interessante que as curvas da força de corte e de avanço foram bastante similares às encontradas na leitura da temperatura. Para $f = 0,2$ mm.rot⁻¹ as mínimas temperaturas, forças de corte e de avanço ocorreram na pressão de 2,05 MPa e, com $f = 0,24$ mm.rot⁻¹, a pressão ótima de trabalho ocorreu a 2,74 MPa. A rugosidade máxima da peça foi bastante instável para todos os avanços e todas as faixas de pressões, variando entre 3 e 5 μ m (NAGPAL; SHARMA, 1973).

Utilizando óleo integral não aditivado, a mínima temperatura, forças de corte e de avanço ocorreram à pressão de 1,37 MPa independente do valor do avanço empregado. A rugosidade máxima obtida variou entre 2,75 e 3,5 μm . Utilizando óleo integral clorado, a mínima temperatura e forças de corte e de avanço foram encontradas na pressão de 1,37 MPa independentemente do avanço empregado. Nesta condição a rugosidade máxima variou entre 2,5 e 5 μm . O óleo integral sulfo-clorado também apresentou bons resultados na pressão 1,37 MPa, para todos os avanços. A rugosidade máxima da peça variou entre 3 e 8 μm . Um fato que deve ser comentado é que o aumento da pressão acima dos valores acima mencionados, para todos os avanços e tipos de fluido de corte, proporcionou uma lenta taxa de crescimento para a temperatura e força de corte (NAGPAL; SHARMA, 1973).

A formação de vapor, no caso do óleo emulsionável, e de fumos, no caso dos óleos integrais na aplicação em alta pressão, indica que provavelmente o fluido de corte conseguiu atingir as regiões mais quentes da ferramenta. A formação do cavaco também foi alterada com o aumento da pressão do fluido. No corte a seco e na aplicação convencional de fluido de corte, os cavacos se apresentaram do tipo de cisalhamento com $f = 0,1 \text{ mm.rot}^{-1}$. Com o sistema em alta pressão os cavacos foram do tipo helicoidal. Comparativamente, o fluido emulsionável proporcionou valores mais baixos em termos de temperatura que os óleos integrais devido o alto calor específico e alto calor latente de vaporização. Entre os óleos integrais, o mineral não aditivado foi o mais efetivo no método em alta pressão e, a redução da temperatura obtida para todos os avanços é comparável àquela obtida com o óleo emulsionável. Nesta situação, acredita-se que a menor capacidade de troca de calor do óleo integral possa ser compensada pela menor tensão superficial. Adicionalmente, uma maior quantidade de fumos foi observada no óleo integral não aditivado (NAGPAL; SHARMA, 1973).

Crafoord et al. (1999) avaliaram a possibilidade da utilização de água como fluido de corte em alta pressão para controlar a formação do cavaco em ferramentas sem quebra-cavacos. Sabe-se que a estabilidade de formação dos cavacos é alterada se o avanço ou a profundidade de corte estiverem fora da faixa recomendada pelo fabricante. Nesta situação, a qualidade superficial, as forças de corte e a confiabilidade no processo podem ser afetadas.

A aplicação em alta pressão do fluido de corte na interface cavaco-ferramenta permite não só o controle na formação dos cavacos, mas também uma redução efetiva do calor gerado e do

comprimento de contato entre cavaco e superfície de saída. Estes autores investigaram a influência dos parâmetros de injeção do fluido de corte sobre o raio de curvatura dos cavacos. Os experimentos foram realizados em processo de torneamento com $v_c = 300 \text{ m.min}^{-1}$, $f = 0,2$ e $0,3 \text{ mm.rot}^{-1}$ e $a_p = 3 \text{ mm}$ no material SAE 52100 normalizado. O jato foi aplicado perpendicularmente à aresta de corte em uma inclinação de 5° em relação à superfície de saída com pressões e vazões variando respectivamente entre 16 e 77,2 MPa e 1,25 e 7,9 l.min^{-1} . Ferramentas de metal duro sem quebra-cavacos foram posicionadas 6° acima da linha de centro da peça para que os cavacos saíssem tipo helicoidal, permitindo assim realizar a medição do seu raio de curvatura (CRAFOORD et al., 1999).

Os resultados mostraram que a lubrificação hidrostática criada na interface cavaco-ferramenta controla satisfatoriamente o raio de curvatura dos cavacos. Para um jato com potência constante, os menores raios de curvatura foram alcançados quando se tem alta vazão e baixa pressão. Isto se traduz efetivamente em uma maior força de aplicação. Também ficou evidenciada pequena redução das forças de corte (CRAFOORD et al., 1999).

Dahlman (2001) avaliou a possibilidade do aumento da pressão do fluido de corte no processo de torneamento dos aços SS 2541, SS 2258 com ferramentas de metal duro da classe P15 revestidas por Al_2O_3 . Estes materiais tipicamente apresentam problemas com a formação dos cavacos. Além disso, também foi testado o material Ti-6Al-4V. As ligas de titânio são empregadas na indústria aeroespacial e normalmente são de difícil usinabilidade por causa da sua baixa condutividade térmica, o que leva a reduzidas velocidades de corte. Os seguintes parâmetros de corte foram utilizados para a usinagem dos aços citados: $v_c = 300 \text{ m.min}^{-1}$, $f = 0,3 \text{ mm.rot}^{-1}$ e $a_p = 3 \text{ mm}$. Para a usinagem do titânio, a velocidade de corte foi reduzida para 50 m.min^{-1} . O jato em alta pressão de um fluido emulsionável foi aplicado, na superfície de saída conforme direções D e E da figura 2.2.

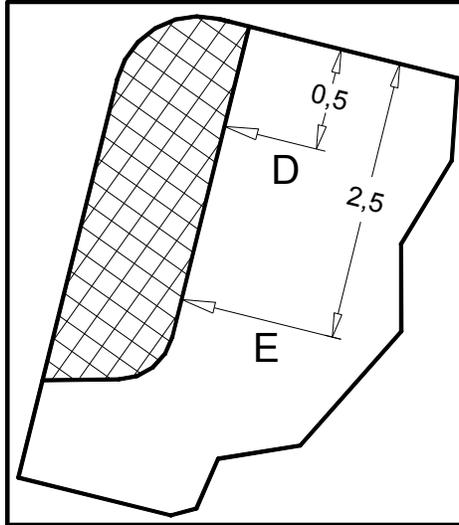


Figura 2.2: Direcionamento do fluido de corte (DAHLMAN, 2001)

Além disso, dois termopares foram fixados na superfície de folga para capturar a variação de temperatura proporcionada nas duas posições mencionadas. A tabela 2.6 mostra as pressões e vazões utilizadas nos ensaios (DAHLMAN, 2001).

Tabela 2.6: Pressões e vazões utilizadas nos ensaios (DAHLMAN, 2001)

Pressão (MPa)	Vazão (l.min ⁻¹)	Força do jato (N)
0,5	30	fluxo abundante
270	1,5	18
45	3,6	18
70	7,9	50
45	9,9	50
80	13,2	88

De acordo com a tabela 2.6, duas diferentes combinações de pressões e vazões foram utilizadas para 18 e 50 N. Para manter constante a força do jato, pressões excessivamente altas são necessárias caso a vazão seja reduzida. Para o material SS 2258 e para uma mesma força do jato, a vazão influenciou na redução da temperatura da ferramenta em ambas as posições de aplicação. Quando o fluido de corte foi aplicado na direção E, figura 2.2, a diferença de temperatura entre as condições de refrigeração que utilizaram 18 e 50 N foi insignificante. Entretanto, o aumento da força do jato de 18 para 50 para 88 N agiu efetivamente na redução da temperatura. Quando o fluido de corte foi direcionado na direção D, figura 2.2, houve uma diferença média de 50% de temperatura entre as duas condições de refrigeração para jatos de 18 N de força. Neste caso, a alta vazão proporcionou melhor capacidade de refrigeração que a

pressão. Além disso, o aumento da força de aplicação de 18 para 50 para 88 N não reduziu com tanta eficiência a temperatura da ferramenta como aconteceu na posição E.

Para o material SS 2541, os jatos com 18 e 50 N de força e para ambas as posições de aplicação, a pressão foi o fator que mais influenciou na redução da temperatura da ferramenta. Outra constatação foram as menores temperaturas encontradas para este material. Aumentando-se a força de 18 para 50 para 88 N não ocorreram diferenças significativas de temperatura (DAHLMAN, 2001).

Sabe-se que o calor gerado na zona de cisalhamento depende, dentre outros fatores, do comprimento de contato entre cavaco e superfície de saída. A análise de resultados mostrou uma redução de 50% no comprimento de contato do cavaco sobre a ferramenta, em ambos os materiais, quando se utilizou 50 N de força do fluido de corte se comparado à forma convencional de refrigeração (fluxo abundante). Entretanto, caso haja uma redução muito grande do comprimento de contato, poderá ocorrer um aumento da temperatura da aresta de corte e por fim a sua deformação plástica. Para os materiais SS 2258 e SS 2541, não houve diferença significativa no comprimento de contato quando se utilizou jatos com 50 N de força. Ressalta-se que esta redução encontrada não foi suficiente para elevar a temperatura da ferramenta (DAHLMAN, 2001).

A posição do jato do fluido de corte também foi estudada na usinagem do titânio. Uma força de 50N e baixa vazão de fluido de corte alterou a posição do desgaste na ferramenta. Quando o jato foi aplicado na direção D, o desgaste pôde ser controlado. Alterando a posição do jato para a direção E, ocorreu uma insuficiência na capacidade de refrigeração e por fim a falha catastrófica do raio de ponta da ferramenta. Quando a força do jato foi de 88 N na direção D, uma melhor capacidade de refrigeração foi notada no raio de ponta da ferramenta em relação à direção E. Com o sistema convencional as ferramentas se desgastaram com 1 minuto de corte e, além disso, este tipo de refrigeração não proporcionou melhores resultados que o corte a seco. Já o sistema em alta pressão ofereceu uma vida média de 5 minutos para a ferramenta. Os resultados mostraram que a redução da temperatura é dependente da pressão e da vazão do fluido de corte. Também foi possível alcançar um bom controle na formação do cavaco. Desta forma, é necessária uma combinação correta entre pressão e vazão para que a força do jato permita boa

formação dos cavacos. Caso contrário o sistema de alta pressão terá um efeito negativo na vida da ferramenta (DAHLMAN, 2001).

Wertheim, Rotberg e Ber (1992) avaliaram a influência do aumento da pressão de um fluido de corte emulsionável a 5%, em operação de ranhuramento do aço AISI 4140 com ferramentas de metal duro não recobertas da classe ISO P40, direcionando o fluxo de óleo na interface cavaco-ferramenta através de um orifício localizado na superfície de saída e, tendo como critério de fim de vida o desgaste de cratera e o de flanco. Também foram testados o sistema convencional da máquina, a uma vazão de 4 l.min^{-1} , e o corte a seco. Como parâmetros de saída foram analisados a forma do cavaco, conforme figura 2.3, e a vida da ferramenta. A tabela 2.7 mostra como foi realizado o planejamento experimental dos ensaios, com os correspondentes valores de vazão e pressão.

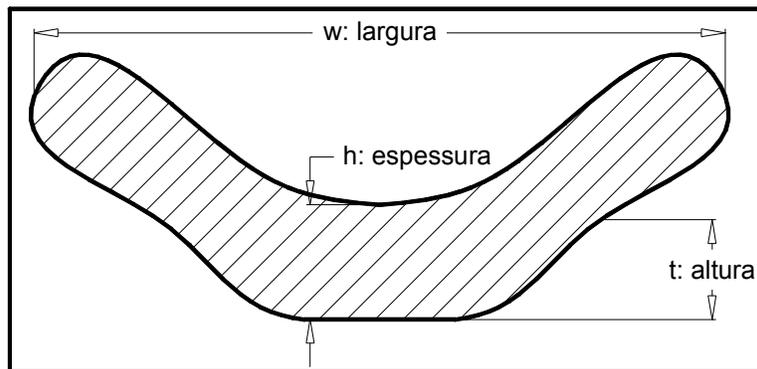


Figura 2.3: Seção transversal do cavaco (WERTHEIM; ROTBERG; BER, 1992)

Tabela 2.7: Planejamento experimental utilizado nos ensaios com ferramentas não recobertas (WERTHEIM; ROTBERG; BER, 1992)

Ensaio	v_c (m.min^{-1})	f (mm.rot^{-1})	Vazão (l.min^{-1})	Pressão (MPa)	Variáveis (mm)
1	120	0,1; 0,15; 0,2	1; 1,75	0,5; 1,5	t, h, w
2	80; 120, 160	0,16	1; 1,75	0,5; 1,5	t, h, w
3	120	0,16	1; 1,75; 2,3	0,5; 1,5; 2,5	K_t e V_B
4	120	0,16	1,75; 2,3	1,5; 2,5	t, h, w
5	120	0,16	1,75	1,5	R_e
6	120	0,16	1; 1,75	0,5; 1,5	n° de espirais

A partir do ensaio 1 da tabela 2.7, foi possível concluir que o aumento do avanço no corte a seco o parâmetro (t), da figura 2.3, foi sempre menor em relação às outras três condições de refrigeração. Entretanto, a espessura (h) e a largura (w) se apresentaram maiores. Entre a aplicação convencional e a alta pressão não houve diferença significativa, mas em relação ao

corte a seco, a aplicação convencional reduziu em 5% o parâmetro (w). Variando-se a velocidade de corte, ensaio 2 da tabela 2.7, não houve diferença significativa na forma do cavaco (WERTHEIM; ROTBERG; BER, 1992).

De acordo com o ensaio 3, tabela 2.7, foi possível constatar que o corte a seco foi a condição de refrigeração com o pior desempenho dentre as outras testadas, em média 8 minutos para a vida da ferramenta. Utilizando o sistema de aplicação convencional, houve redução substancial do desgaste de flanco, mas pouco alterou o desgaste de cratera em relação ao corte a seco. Neste caso, a craterização da ferramenta tornou-se dominante e limitou a vida da ferramenta em 10 minutos. No entanto, a aplicação em alta pressão do fluido de corte foi capaz de retardar o desgaste de cratera (K_t), proporcionalmente ao aumento da vazão, em relação às outras condições de refrigeração, muito embora o desgaste de flanco permanecesse similar ao alcançado com o sistema convencional de aplicação. Para $P = 2,5$ MPa e $Q = 2,3$ l.min⁻¹, as velocidades do desgaste de cratera e de flanco foram similares, proporcionando a maior vida para a ferramenta, próximo de 18 minutos. Testes adicionais para uma pressão constante de 2,5 MPa, mostraram um ganho na vida da ferramenta de 12 para 16 minutos quando a vazão foi aumentada de 1 para 2,3 l. min⁻¹ (WERTHEIM; ROTBERG; BER, 1992).

A formação do cavaco é afetada pelo desgaste de cratera. A mínima largura (w), a espessura (h) e a máxima altura (t) foram observadas no início de vida da ferramenta. Com o desenvolvimento da cratera na superfície de saída, os parâmetros citados sofreram alterações. Através do ensaio 4 da tabela 2.7, foi possível notar, para todas as condições de refrigeração, que o parâmetro (h) aumentou com a craterização da ferramenta, estando este relacionado com a diminuição do ângulo de cisalhamento do cavaco. O parâmetro (t) também foi afetado, diminuindo ao longo do desgaste de cratera para todas as condições de refrigeração. Exceção se fez à condição $P = 2,5$ MPa e $Q = 2,3$ l.min⁻¹, em que houve um aumento do parâmetro (w) (WERTHEIM; ROTBERG; BER, 1992).

Os testes realizados para determinar o raio de curvatura do cavaco utilizaram duas condições de refrigeração: a seco e em alta pressão, ensaio 5 da tabela 2.7. Foi observado um maior raio de curvatura quando se utilizou o sistema em alta pressão e, nas duas condições de refrigeração, houve um incremento do raio de curvatura com o progressivo desgaste de cratera, provavelmente resultado do maior do ângulo de saída. Uma quantificação do número de espirais

formadas durante o processo de ranhuramento também foi realizada para avaliar a eficiência dos sistemas de refrigeração na quebra dos cavacos, ensaio 6 da tabela 2.7. O sistema convencional só foi melhor em relação ao sistema em alta pressão para uma pressão de 0,5 MPa e vazão de 1 l.min⁻¹. Quando a pressão e a vazão aumentaram para 1,5 MPa e 1,75 l.min⁻¹, respectivamente, existiu uma melhora significativa na quebra dos cavacos. O corte a seco foi a condição de refrigeração que apresentou o maior número de espiras (WERTHEIM; ROTBERG; BER, 1992).

Experimentos utilizando ferramentas de metal duro da classe P20-P40 recobertas por TiC-TiCN-TiN também foram avaliadas pelos mesmos autores. Na usinagem do material AISI 4140, para P = 0,1 MPa e Q = 0,28 l.min⁻¹, foram realizados 40 canais até o fim da vida da ferramenta. Com 0,5 MPa e 0,95 l.min⁻¹, 75 canais, enquanto que a 2,5 MPa e 2,3 l.min⁻¹ foram alcançados 160 canais. A baixa usinabilidade de materiais como o aço inoxidável e ligas resistentes ao calor permitem condições favoráveis para a formação da aresta postiça de corte. Nesta situação, mudanças geométricas poderão ocorrer na aresta de corte com possibilidades de lascamento e conseqüentemente redução da vida da ferramenta. Este fenômeno é comum no processo de ranhuramento devido à reduzida velocidade de corte no centro da peça. Para o material SAE 316 com v_c = 150 m.min⁻¹ e f = 0,2 mm.rot⁻¹, 6 canais foram produzidos com o sistema convencional de aplicação do fluido de corte quando se atingiu 0,23 mm no desgaste de flanco. Com P = 0,1 MPa e Q = 0,28 l.min⁻¹, foram obtidos 10 canais e, com P = 1,6 MPa a Q = 1,75 l.min⁻¹ foram obtidos 25 canais. Provavelmente, uma melhor formação dos cavacos com reduzidas temperaturas e eliminação da aresta postiça de corte propiciaram maior vida da ferramenta. Fenômenos similares foram encontrados na usinagem do Inconel 718 (WERTHEIM; ROTBERG; BER, 1992).

Nos dias atuais, a usinagem das ligas de titânio tem sido um tópico de grande interesse no ambiente científico. Estes materiais são utilizados na indústria aeroespacial em virtude da sua alta resistência e baixa densidade. No entanto, o titânio tem grande suscetibilidade ao encruamento, o que reduz a sua usinabilidade. A formação de aresta postiça de corte freqüentemente provoca lascamentos na aresta cortante, falha prematura e inferior qualidade superficial. Além disso, a alta reatividade com os materiais das ferramentas de corte, a capacidade de manter altos níveis de resistência a elevadas temperaturas, a baixa condutividade térmica e reduzido módulo de elasticidade faz a usinabilidade do titânio ser inferior aos demais materiais. Para efeito de

comparação, a condutividade térmica da liga Ti-6Al-4V é respectivamente 37 e 86% menor em relação os materiais Inconel 718 e AISI 1045 (apud EZUGWU et al., 2005).

Vários estudos foram realizados para melhorar a usinabilidade das ligas de titânio. O metal duro é o material de ferramenta mais empregado devido seu rendimento quando comparado a outros materiais de ferramentas. Com os recentes desenvolvimentos, as ferramentas de CBN (Nitreto Cúbico de Boro) são promissoras para a usinagem das ligas de titânio e conseqüentemente aumentar a produtividade. Apesar do seu bom rendimento, sua aplicação no corte a seco em ligas da indústria aeroespacial é ainda questionável devido ao maior custo se comparado às ferramentas de metal duro ou cerâmica. Pesquisas recentes com fluido de corte em alta pressão na área da usinagem resultaram em significante aumento de produtividade quando comparado ao método convencional de aplicação. Cavacos segmentados representam outra vantagem desta técnica. Em razão do tempo de contato entre cavaco e superfície de saída ser menor, a ferramenta é menos suscetível ao desgaste por difusão. Um estudo recente da aplicação de fluido de corte em alta pressão a 14 MPa no processo de fresamento em operação de faceamento no material Ti-6Al-4V, com ferramentas de metal duro, mostrou um aumento de 2,5 vezes na vida da ferramenta em relação à aplicação convencional. Outras pesquisas provaram que é possível aumentar a velocidade de corte em mais de 67 e 150% na usinagem de ligas de titânio com ferramentas de metal duro sob pressões de 15 e 30 MPa, respectivamente, comparado ao sistema convencional de injeção de fluido de corte (apud EZUGWU et al., 2005).

Ezugwu et al. (2005) pesquisaram a influência de diferentes formas de aplicação de um fluido de corte emulsionável a 5% em processo de torneamento do material Ti-6Al-4V nas velocidades de 150, 200 e 250 m.min⁻¹ para avanço e profundidade de usinagem de 0,15 mm.rot⁻¹ e 0,5 mm, respectivamente. Três classes de CBN foram utilizadas: T1 com 50% CBN e 50% TiC; T2 com 90% CBN, 10 %Al e, T3, similar à T2, mas recoberta com Ti, Al, N e TiN. Além dessas, uma ferramenta de metal duro sem cobertura da classe K10 (T4) também foi testada, mas somente à $v_c = 150$ m.min⁻¹. Duas condições de refrigeração utilizaram fluido de corte em alta pressão: a primeira em 11 MPa com vazão de 18,5 l.min⁻¹ e a outra, com 20,3 MPa com vazão de 24 l.min⁻¹. Para efeito de comparação, foi utilizado o sistema convencional de injeção com vazão de 2,7 l.min⁻¹.

Para $v_c = 150 \text{ m.min}^{-1}$, a vida das ferramentas aumentaram quando foi utilizado o sistema em alta pressão. Foi obtido um aumento percentual respectivo de 68 e 123% para as ferramentas T1 e T4 sob uma pressão de 11 MPa ao sistema convencional de injeção. Para 20,3 MPa houve um aumento na vida da ferramenta de 150% (T1) e 111% (T4) também relativos ao sistema convencional de injeção. Entretanto, para esta mesma pressão, a vida da ferramenta T1 diminuiu com o aumento da velocidade de corte, diferentemente do ocorrido para as ferramentas T2 e T3 que mantiveram o tempo de vida, mas exibiram severos entalhes e lascamentos na aresta cortante. Pôde-se notar que as ferramentas de CBN foram inferiores às ferramentas de metal duro não recobertas, muito provavelmente devido à sua reatividade com o material Ti-6Al-4V. O bom desempenho das ferramentas T1 em relação às T2 e T3 pode estar associado com uma menor porcentagem de CBN e maior fase cerâmica, resultando em menor condutividade térmica. O maior benefício do fluido de corte em alta pressão é o seu melhor acesso na interface cavaco-ferramenta e eficiente redução da temperatura de corte, o que faz minimizar os mecanismos de desgaste. Para $v_c = 150 \text{ m.min}^{-1}$, menores forças de corte foram geradas quando se utilizou ferramenta de CBN, se comparado às de metal duro. Os diferentes sistemas de refrigeração não influenciaram de maneira significativa os valores da força de corte (EZUGWU et al., 2005).

A rugosidade da peça foi analisada para as quatro ferramentas na pressão de 11 MPa em todas as velocidades de corte. Para as ferramentas T4 e T2 respectivamente, foram encontradas 0,4 e 1,9 μm de rugosidade quando se utilizou $v_c = 150 \text{ m.min}^{-1}$. O aumento da velocidade de corte não alterou com significância a rugosidade com a ferramenta T1 (1 μm), ao contrário das ferramentas T2 e T3 (1,3 μm) que tiveram um decaimento da rugosidade com as velocidades 200 e 250 m.min^{-1} . Isto pode estar relacionado com a capacidade da ferramenta T1 manter a integridade da aresta de corte por um longo período em relação às outras duas ferramentas de CBN, que possuem maior dureza (EZUGWU et al., 2005).

Capítulo 3

Temperatura de Corte e Mecanismos de Desgaste

3.1. Temperatura de corte

O aumento na taxa de remoção de cavaco nos processos de usinagem faz com que mais calor seja gerado e maior potência seja consumida no corte, porém com menor tempo de corte. Para que isto seja possível, o desenvolvimento de máquinas-ferramenta, materiais de melhor usinabilidade, ferramentas e a utilização de fluidos de corte também se fazem necessário. Isto significa que a aresta cortante precisa suportar altas temperaturas e ter aceitáveis taxas de desgaste. Normalmente, a temperatura alcançada pela ferramenta é o fator limitante para a vida da ferramenta. A utilização de materiais de usinabilidade melhorada permite, em determinados casos, que estes se comportem como um lubrificante sólido, reduzindo o atrito na interface cavaco-ferramenta (DA SILVA; WALLBANK, 1999). Três são as principais fontes geradoras de calor durante o processo de usinagem: o que é produzido pela deformação plástica do cavaco, chamada de zona primária de cisalhamento; o que é produzido na região de contato do cavaco com a ferramenta, chamada zona secundária de cisalhamento e o que é produzido pelo atrito entre a peça e a ferramenta, respectivamente indicadas na figura 3.1 pelos números 1, 2 e 3 (TRENT, 1991; FERRARESI, 1977; O`SULLIVAN; COTTERELL, 2001; LONGBOTTOM; LANHAM, 2005).

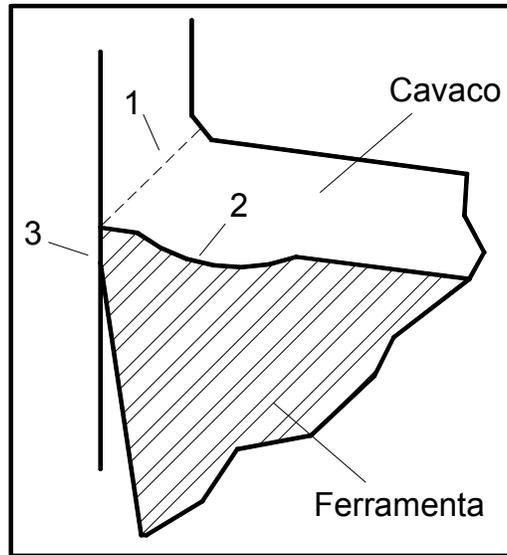


Figura 3.1: As três zonas de geração de calor (TRENT, 1991; FERRARESI, 1977; O'SULLIVAN; COTTERELL, 2001; LONGBOTTOM; LANHAM, 2005)

Pode-se afirmar que a zona primária de cisalhamento é a principal fonte geradora de calor, seguida pela zona secundária de cisalhamento e depois pelo atrito peça-ferramenta. Este calor produzido é dissipado através do cavaco, da peça, da ferramenta e do fluido de corte. O percentual do calor gerado que é dissipado por cada um dos meios citados também varia com os parâmetros de usinagem. A quantidade de calor que é dissipada pela ferramenta é pequena. Porém, como a região que recebe este calor é reduzida e estacionária, regiões 2 e 3 da figura 3.1, altas temperaturas são ali desenvolvidas. A porcentagem do calor total que é dissipado pelo cavaco aumenta com o aumento da velocidade de corte e, em altas velocidades, a maior parte do calor é carregada pelo cavaco, uma pequena quantia pela peça e uma quantidade menor ainda pela ferramenta (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2001).

Boothroyd (1975) apresentou uma equação, de razoável precisão para o torneamento ortogonal, para calcular a temperatura na zona primária de cisalhamento:

$$\bullet \quad T_c = (1 - \beta) \cdot (F_c - F_f \cdot \tan \phi) \cdot (J \rho c h_1 W)^{-1};$$

De acordo com a equação acima, β é a porcentagem de calor conduzida para dentro da peça, F_c é a força de corte, F_f é a força de avanço, J é o equivalente mecânico de calor, ρ é a densidade do material da peça, h_1 é a espessura de corte do cavaco e W é a largura do cavaco. A temperatura do cavaco não é fortemente influenciada pela velocidade de corte, a menos que a velocidade seja muito baixa. Em condições normais esta temperatura alcança valores entre 200 e

350°C (apud TRENT, 1988c). Trent (1988a) demonstrou como as interações tribológicas na interface cavaco-ferramenta controlam o processo de usinagem através de ensaios “quick-stop”, que são dispositivos que permitem interromper bruscamente a operação de usinagem. As condições caracterizadas por altas tensões compressivas, elevadas taxas de deformações e isenção de impurezas, levam à conclusão de que as ligações atômicas na interface cavaco-ferramenta são inevitáveis. Investigações confirmam que nesta região os materiais da peça e da ferramenta estão atômicamente ligados e que o deslizamento normal, como é observado onde existe atrito, não pode ocorrer. Esta condição é chamada de “aderência”. Trent (1991) também observou uma zona de aderência na superfície de folga da ferramenta, particularmente perto da aresta de corte.

Trent (1988b) sugere grandes deformações plásticas tanto na presença da aresta postiça de corte, que ocorrem em baixas velocidades de corte e pequenos avanços, como em altas taxas de remoção, que ocorrem em altas velocidades de corte e grandes avanços, conhecida como “zona de fluxo”. A zona de fluxo é caracterizada por um gradiente de velocidade entre a camada de material estacionária na superfície da ferramenta e a velocidade máxima de saída do cavaco, geralmente entre 10 e 80 µm de espessura. Trent (1988a) também afirma que foi evidenciada uma área onde ocorre escorregamento, principalmente em regiões periféricas da área de contato cavaco-ferramenta, observar figura 3.2. A figura 3.3 ilustra a zona de fluxo, em ensaios de quick-stop, formada em uma ferramenta de corte na usinagem de um aço com 0,1% de carbono. Doyle (1979) e Wright (1981), utilizando ferramentas de safira polidas, observaram escorregamento de material na interface cavaco-ferramenta em diferentes materiais e iguais condições de corte. Em condições de aderência, onde material da peça e ferramenta estão aderidos atômicamente, movimento de material pode ocorrer na área de contato devido às altas tensões de cisalhamento. As forças interatômicas na zona de aderência retardam o movimento e por isso, o melhor conceito para explicar este fenômeno é que a velocidade do material do cavaco é aproximadamente zero na interface com a superfície da ferramenta (apud TRENT, 1988a).

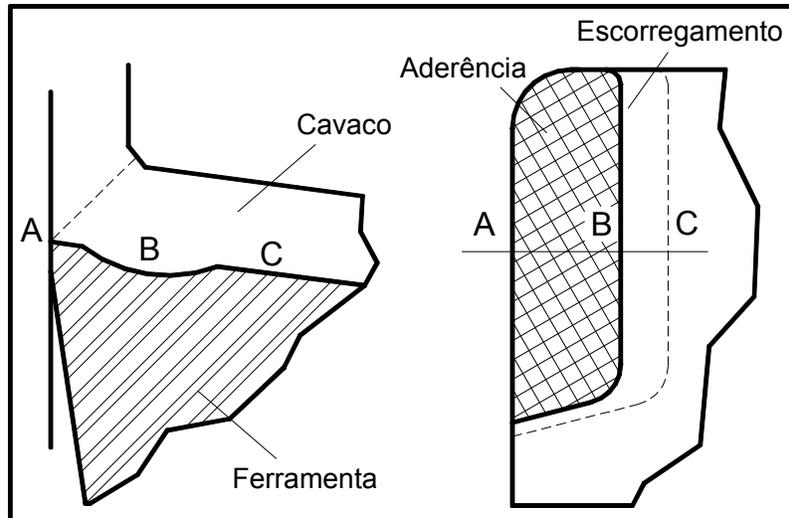


Figura 3.2: Zona de aderência e escoamento (TRENT, 1991)

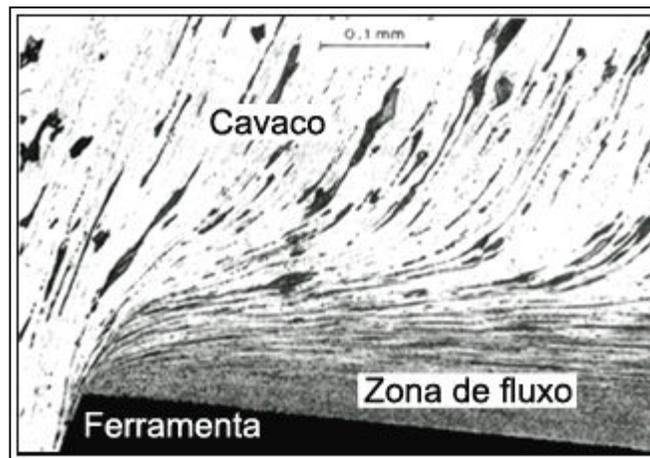


Figura 3.3: Zona de fluxo na usinagem de um aço carbono (TRENT, 1991)

O calor gerado na zona primária de cisalhamento tem função secundária no aumento da temperatura da ferramenta porque o material é severamente deformado na zona secundária de cisalhamento. Deformações plásticas nesta região são mais complexas que aquelas que ocorrem na zona primária, particularmente com a presença da aresta postiça de corte. Medições de temperatura, com o método termopar ferramenta-peça, foram realizadas utilizando ferramentas de aço rápido e metal duro na presença da aresta postiça de corte na usinagem de um aço com 0,15% de carbono, com e sem fluido de corte. Os resultados indicaram um aumento de 200 para 600°C quando a velocidade foi aumentada de 5 para 50 m.min⁻¹. Acima desta velocidade a temperatura se estabiliza porque a aresta postiça de corte deixa de existir. Já a utilização de fluido de corte pouco influenciou o processo. Testes com $v_c = 10$ m.min⁻¹ e ensaios de microdureza em

ferramentas de aço carbono mostraram a existência de um gradiente de temperatura ao longo das superfícies de atrito. Foram encontrados quatro campos consecutivos: um próximo ao raio de ponta em torno de 400°C, que foi deformado plasticamente durante a usinagem, o segundo a 350°C, o terceiro a 300°C e o último a 250°C (TRENT, 1988c).

Comparativamente, medições de temperatura utilizando as mesmas condições de usinagem descritas no parágrafo anterior também foram realizadas na presença da zona de fluxo. Os resultados mostraram que o aumento da temperatura foi proporcional à variação da velocidade de corte. Duas situações foram estudadas: 1) A análise do gradiente de temperatura por metalografia em ferramentas de aço rápido próximo à aresta de corte, na usinagem de um aço com 0,14% de carbono nas velocidades entre 105 e 150 m.min⁻¹ e avanço de 0,127 mm.rot⁻¹ durante o intervalo de 30 s. 2) Medições de temperatura foram realizadas, através deste mesmo método, na usinagem de um aço com 0,04% de carbono na superfície de saída de ferramentas de aço rápido a uma velocidade de 183 m.min⁻¹ e avanço de 0,25 mm.rot⁻¹. Nestes dois casos, foi observado um aumento da temperatura a partir da aresta de corte em direção à saída do cavaco, sendo o valor máximo encontrado a uma distância entre 1 e 1,5 mm da aresta de corte. No primeiro caso, a temperatura da aresta de corte para $v_c = 105$ m.min⁻¹ é cerca de 100°C abaixo da máxima, mas a 150 m.min⁻¹ a diferença é cerca de 300°C e, a temperatura na região mais quente excede 900°C. A medição por este método permite avaliar a máxima temperatura da ferramenta com grande reprodutibilidade, ao contrário do termopar ferramenta-peça que fornece apenas valores médios. Outra constatação é que após 30 s de usinagem a temperatura se estabiliza e se altera muito pouco após esse período (TRENT, 1988c). Kurimoto e Barrow (1982) encontraram através desse método temperaturas entre 1100 e 1200°C na usinagem de aços de baixa liga com ferramentas de metal duro a 250 m.min⁻¹ (apud TRENT, 1988c).

3.1.1. Métodos de medição da temperatura de corte

Várias técnicas têm sido desenvolvidas para a verificação da temperatura em processos de manufatura. Dentre elas pode-se citar: termopar inserido, termopar ferramenta-peça, fotografias infravermelhas, pirômetros ópticos infravermelhos, tintas térmicas, materiais com ponto de fusão conhecido e mudanças na microestrutura no caso de ferramentas de aço rápido. Cada técnica tem suas vantagens e desvantagens e a aplicação depende de fatores como acessibilidade, número de pontos em análise, precisão desejada, custo da instrumentação e avanços da tecnologia

(KOMANDURI; HOU, 2001). De acordo com a literatura, os dois métodos mais citados na medição de temperatura são:

3.1.1.1. Termopar inserido

Este método permite registrar a variação de temperatura com o tempo, em diferentes pontos da ferramenta de corte. Para tanto são executados furos de pequeno diâmetro, onde são colocados os termopares (FERRARESI, 1977). Trent (1991) afirma que este método de medição pode ser interessante quando se deseja comparar temperatura de corte entre diversos materiais, mas não é o mais indicado para determinar um campo de distribuição de temperatura. A utilização do termopar inserido na ferramenta é um método de baixo custo, mas infelizmente a presença de furos na ferramenta pode influenciar na leitura da temperatura além de não ser possível conseguir o máximo valor na interface cavaco-ferramenta. Outros inconvenientes são: a impossibilidade de se utilizar fluido de corte, a dificuldade de calibração e correntes secundárias O'Sullivan e Cotterell (2001) também citam a ampla faixa de trabalho dos termopares.

Outra técnica é o implante do termopar dentro do corpo de prova ao invés de dentro da ferramenta. Quando o material do termopar sofre cisalhamento durante o processo de usinagem, o isolamento é quebrado e instantaneamente uma junção quente é formada entre o termopar e o corpo de prova. A vantagem deste método inclui fácil calibração e uso. No entanto, não é indicada para se conseguir a máxima temperatura de corte, pois dispersões de leitura não são raras de acontecer por causa da variação do posicionamento da ferramenta em relação ao termopar (DEWES et al., 1999).

3.1.1.2. Infravermelho

Segundo este princípio, a irradiação térmica de uma pequena área da raiz de cavaco ou da ponta da ferramenta é projetada, através de um sistema de lentes, a um termopar. A f.e.m gerada por este termopar é medida num milivoltímetro e a leitura é dada diretamente em °C. Com este método pode-se medir de maneira pontual um trecho da região ferramenta-peça-cavaco (FERRARESI, 1977). Uma técnica que produz bons resultados é a confecção de furos com pequeno diâmetro na ferramenta para captar a radiação emitida. Neste caso, pode-se construir um mapa de distribuição de temperatura. Testes já realizados mostraram temperaturas da ordem de 1200°C na superfície de saída da ferramenta, próximo à aresta de corte (TRENT, 1991). A

principal vantagem de utilização do infravermelho é a ausência de contato com o objeto onde se deseja realizar a medição e, conseqüentemente, nenhum distúrbio é provocado sobre o campo de temperatura (O`SULLIVAN; COTTERELL; 2001).

Neste método, o uso do fluido de corte também é uma restrição e, a leitura da temperatura é geralmente da face superior do cavaco e não da interface cavaco-ferramenta. Erros também ocorrem devido a valores inconsistentes de emissão (DEWES et al., 1999).

3.1.1.3. Termopar ferramenta-peça

Um outro método é o chamado de termopar ferramenta-peça. Pelo efeito Seebeck, no aquecimento da junção de metais diferentes, surge uma força eletromotriz, a qual é proporcional à temperatura. Na observação das superfícies em contato, cavaco e ferramenta, estabeleceu-se que existem forças moleculares de aderência. Dessa maneira, na usinagem dos metais, o contato ferramenta-peça representa uma analogia com a solda aquecida. Logo, se as extremidades dos condutores, ligadas à ferramenta e à peça, forem presas por um voltímetro, o seu indicador mostrará a existência de corrente. Deve-se notar, como já citado no parágrafo 2 do item 2.4, que esse contato ferramenta-peça durante a usinagem é instável e desigual em diferentes regiões. Em conseqüência da diferença de pressões nesses pontos, haverá diferentes temperaturas e conseqüentemente diferentes forças eletromotrizes. Por isso, o indicador mostrará não a maior temperatura de contato, mas sim a média das temperaturas (DA SILVA; WALLBANK, 1999; FERRARESI, 1977; O`SULLIVAN; COTTERELL, 2001; LONGBOTTOM; LANHAM, 2005).

3.1.2. Estudo de casos

Na usinagem dos metais, o fator mais importante que afeta o desempenho das ferramentas é a temperatura de corte. Apesar de existirem vários trabalhos que abordam a temperatura de corte nos processos de torneamento e retificação, existem poucas literaturas direcionadas à furação (apud BAGCI; OZCELIC, 2004). Estes mesmos autores estudaram os efeitos da profundidade do furo, da rotação e da taxa de avanço sobre a temperatura de corte no processo de furação a seco dos materiais alumínio 7075-T651 e aço AISI 1040 com brocas helicoidais de metal duro revestidas por TiN/TiAlN, com diâmetro de 10 mm, utilizando duas estratégias de corte: furação convencional e pica-pau. Para realizar a medição da temperatura, foram utilizados dois

termopares tipo K inseridos nos canais de alimentação do fluido de corte das brocas. A tabela 3.1 mostra os principais parâmetros de corte utilizados nos ensaios.

Tabela 3.1: Parâmetros de corte utilizados nos ensaios (BAGCI; OZCELIC, 2004)

AISI 1040					
Furação Convencional			Furação Pica-Pau – Incremento = 10 mm		
rotação (rpm)	f (mm.rot ⁻¹)	profundidade do furo (mm)	rotação (rpm)	f (mm.rot ⁻¹)	profundidade do furo (mm)
955	0,08-0,12-0,16	20	955	0,08-0,12-0,16	30
955	0,08-0,12-0,16	25	1433	0,08-0,12-0,16	30
955	0,08-0,12-0,16	30	-	-	-
AL 7075-T651					
2547	0,1-0,15-0,2	20	1910	0,1-0,15-0,2	30
2547	0,1-0,15-0,2	30	2547	0,1-0,15-0,2	30
2547	0,1-0,15-0,2	40	-	-	-

Os resultados, para a furação convencional do aço AISI 1040, mostraram que a temperatura da broca foi maior quando se aumentou a profundidade do furo, mantendo-se o avanço e a rotação constante. O maior aumento de temperatura ocorreu entre 20 e 25 mm de profundidade do furo, para rotação = 955 rpm, $f = 0,08$ e $0,12$ mm.rot⁻¹, e pequena variação de temperatura para uma profundidade do furo igual a 30 mm. Contudo, com $f = 0,16$ mm.rot⁻¹ houve um pequeno aumento de temperatura para uma profundidade entre 20 e 25 mm, e maior variação quando se utilizou 30 mm. Adicionalmente, foi notado que a temperatura de corte diminuiu sempre que o avanço foi aumentado, para uma rotação e profundidade do furo mantida constante. Quando o avanço foi aumentado em 50 e 100%, a temperatura da ponta da ferramenta diminuiu respectivamente 18,6 e 23,1% para o furo com profundidade de 20 mm e, entre 20 e 26% para o de 30 mm. Para o alumínio 7075-T651 foi observado que os valores de temperatura aumentaram com o incremento da profundidade do furo, quando o avanço e a velocidade de corte permaneceram constantes. Pequenas mudanças na temperatura também foram observadas para avanços constantes e diferentes profundidades do furo. Já com maiores avanços, a temperatura diminuiu, quando a velocidade permanecia constante. Um aumento de 50 e 100% no avanço, respectivamente, permitiu uma queda de temperatura na ponta da broca em 25,5 e 39,3% para 20 mm de profundidade do furo, 10,7 e 36,5% para 30 mm e 14,5 e 38,5% para 40 mm (BAGCI; OZCELIC, 2004).

O método de furação pica-pau, para uma profundidade de 30 mm e ambos os materiais, permitiu um crescimento constante da temperatura até atingir o valor máximo. Também foi notado que o valor da temperatura aumentou com o crescimento da velocidade de corte e avanço constante. As maiores variações de temperatura foram encontradas entre as duas primeiras profundidades do furo e nas duas primeiras fases da furação, 10 e 20 mm e, para a última profundidade do furo, 30 mm, houve um pequeno aumento da temperatura de corte. Para o material AL 7075-T651 com os parâmetros de corte: rotação = 2547 rpm, $f = 0,1 \text{ mm.rot}^{-1}$ e profundidade do furo de 30 mm, a máxima temperatura da broca na furação pica-pau e convencional foi respectivamente 203 e 271°C, um aumento de 33%. O conjunto de condições com rotação = 955 rpm, $f = 0,08 \text{ mm.rot}^{-1}$ e profundidade do furo de 30 mm, para o material AISI 1040, foi o que obteve as maiores temperaturas dentre todos os ensaios, independentemente do tipo de furação realizada. Elas foram respectivamente, 251 e 380°C para a furação pica-pau e convencional, um aumento de 51%.

O torneamento de aços endurecidos é realizado normalmente com ferramentas cerâmica ou PCBN (Nitreto de Boro Cúbico Policristalino). Entretanto, atualmente as empresas fabricantes de moldes e matrizes tem feito a utilização de ferramentas de metal duro para aplicações em altas velocidades de corte no processo de fresamento. Salomon (1931) propôs uma teoria de que acima de uma determinada velocidade de corte, as temperaturas de corte começam a cair. Desde então, estes resultados têm sido questionados pela literatura moderna. McGee (1979) sugere que a velocidade de corte pode ser aumentada até atingir a temperatura de fusão do corpo de prova, sem a ocorrência da redução da temperatura. Isto explica porque não existe limite fixo para o aumento da velocidade de corte na usinagem de ligas de alumínio. O ponto de fusão destes materiais é bem mais baixo do que aqueles materiais de corte (apud DEWES et al., 1999).

Dewes et al. (1999) avaliaram a temperatura de corte utilizando câmera infravermelha e termopar inserido em corpos de prova do material AISI H13 com dureza média de 52 HRC no processo de fresamento concordante, utilizando ferramentas de metal duro sólidas de geometria ball nose revestidas por TiCN, com diâmetro de 6 mm e 4 arestas de corte. Os testes foram realizados em duas fases, de acordo com a tabela 3.2. A fase 1 e 2 utilizando termopares. Nos ensaios de 5 a 10, além dos termopares também foi utilizada uma câmera infravermelha para a avaliação da temperatura na interface cavaco-ferramenta.

Tabela 3.2: Parâmetros de corte utilizados nos ensaios (DEWES et al., 1999)

Fase 1						
Ensaio	v_c (m.min ⁻¹)	VB_{max} (mm)	v_f (mm.min ⁻¹)	a_p axial (mm)	a_p radial (mm)	ângulo de rampa
1	16	0	420	0,5	0,5	0°
2	21	0	420	0,5	0,5	0°
3	28	0	570	0,5	0,5	0°
4	21	0	220	0,5	0,5	0°
Fase 2						
1	100	0	3839	0,5	0,5	0°
2	150	0	5759	0,5	0,5	0°
3	200	0	7678	0,5	0,5	0°
4	200	0,3	7678	0,5	0,5	0°
5	200	0	4244	0,5	0,5	60°
6	200	0,3	4244	0,5	0,5	60°
7	200	0	4296	0,2	0,2	60°
8	200	0,3	4296	0,2	0,2	60°
9	200	0	4296	0,2	0,1	60°
10	200	0,1	4296	0,2	0,1	60°

Para a fase 1, o aumento da velocidade de corte fez a temperatura na interface cavaco-ferramenta variar entre 100 e 140°C. No entanto, a redução do avanço por dente de 0,1 para 0,05 mm.dente⁻¹, para $v_c = 21$ m.min⁻¹, fez a temperatura cair de 110 para 107°C. Na fase 2, o efeito do aumento da velocidade de corte fez a temperatura na interface cavaco-ferramenta variar entre 200 e 270°C. Já o aumento do ângulo de rampa para 60°, também fez a temperatura na interface cavaco-ferramenta crescer. Isto pode ser explicado porque a 0° a velocidade de corte na periferia da fresa variou de 0 a 200 m.min⁻¹. Já a 60° de inclinação a faixa de velocidade foi entre 173 e 200 m.min⁻¹. O aumento do desgaste de flanco até um valor igual a 0,3 mm fez a temperatura aumentar porque com a ferramenta desgastada existe maior contato entre as superfícies, o que faz aumentar o atrito. Para um ângulo de rampa igual a 0°, a temperatura na interface cavaco-ferramenta se elevou de 272 para 301°C. Com 60° de inclinação, a temperatura saltou de 281 para 385°C. Os efeitos da profundidade radial e axial também puderam ser sentidos. Para a fase 2, a redução da profundidade axial e radial utilizando ferramentas com reduzido desgaste fizeram a temperatura na interface cavaco-ferramenta cair sucessivamente de 281°C, obtida em operação de desbaste, para 257°C, operação de semi-acabamento e depois para 247°C em operação de acabamento, ensaios 5, 7 e 9 da tabela 3.2, respectivamente. Com a ferramenta desgastada, estes valores se alteraram para 385, 314 e 300°C (DEWES et al., 1999).

As temperaturas obtidas com a utilização da câmera infravermelha foram, em média, 33% menores em relação aos termopares. De acordo com o que foi descrito no item 3.1.1, a câmera infravermelha é um equipamento que não permite avaliar a temperatura na interface cavaco-ferramenta. Sabendo-se que na usinagem 80% do calor gerado é transportado pelos cavacos, aquela diferença encontrada foi maior do que a esperada. Uma possível explicação é que o conjunto de lentes utilizado na câmera infravermelha fez com que a área escaneada fosse muito maior em relação à zona geradora de calor, obtendo-se assim uma temperatura média de corte e não a máxima. A utilização de ferramentas com reduzido desgaste, nos ensaios 5, 7 e 9 da tabela 3.2, fez a temperatura na interface cavaco-ferramenta cair respectivamente de 107 para 78 e depois para 68°C. Com a ferramenta desgastada, estes valores se alteraram para 390, 139 e 95°C. Era de se esperar que a redução da profundidade axial ou radial, para uma velocidade de corte constante, produzisse menores temperaturas. Uma conclusão importante é que a diferença de temperatura entre a ferramenta nova e a desgastada foi maior para os ensaios com maiores profundidades radiais ou axiais, ou seja, tipicamente em operações de desbaste. Normalmente, a produção de moldes e matrizes é realizada pelo processo de eletroerosão. Devido às altas temperaturas alcançadas, tipicamente entre 10000 e 20000°C, problemas com a integridade superficial da peça podem ocorrer. Comparativamente, as temperaturas no processo de fresamento em altas velocidades são menores, o que o torna superior neste quesito (DEWES et al., 1999).

Wanigarathne et al. (2005), no processo de corte ortogonal sem a utilização de fluido de corte, do material AISI 1045 com ferramenta de metal duro dotada de quebra-cavaco, classe KC850, e recoberta por tripla camada TiN-TiCN-TiC, analisaram experimentalmente a temperatura de corte em regime transiente com o auxílio de uma câmera infravermelha. Os resultados obtidos permitiram averiguar o efeito do desgaste da ferramenta na temperatura da interface cavaco-ferramenta. A figura 3.4 mostra como foi realizada a montagem experimental para a realização dos ensaios. O diâmetro do disco antes da usinagem e depois, respectivamente, foi de 152 e 76 mm e profundidade de corte igual a 3 mm. Os parâmetros de corte foram: $v_c = 200$ e 300 m.min^{-1} para avanços de 0,15 e 0,2 mm.rot^{-1} , totalizando uma combinação de 6 ensaios. Pode-se notar na figura que a câmera infravermelha foi acoplada junto à torre da máquina-ferramenta, permitindo o monitoramento permanente da temperatura de corte. Outra

observação é a maneira como a ferramenta foi seccionada, o que permitiu a medição da temperatura em seis pontos ao longo da aresta de corte, detalhe “F” da figura 3.4.

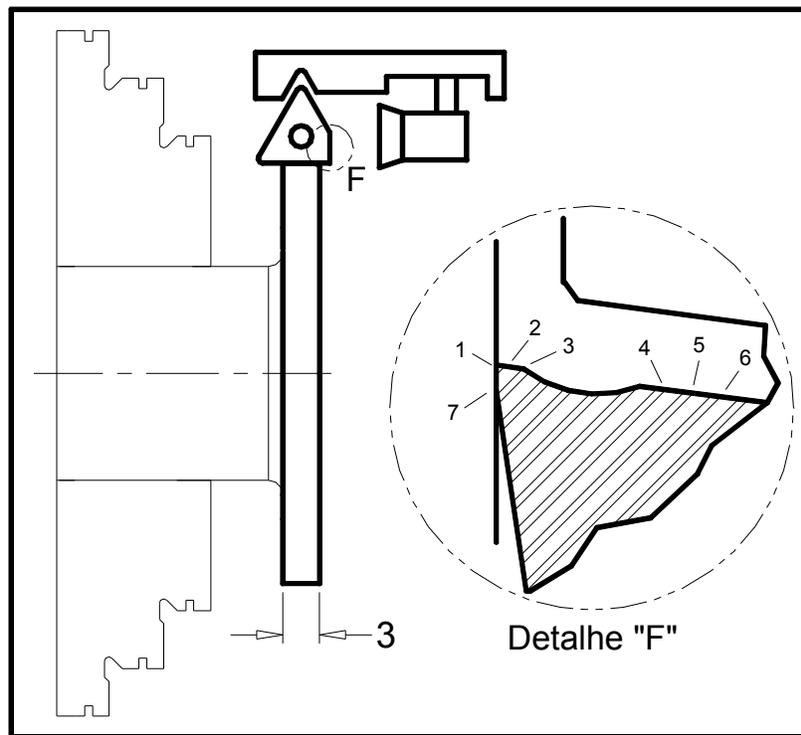


Figura 3.4: Montagem experimental para determinação da temperatura (WANIGARATHNE et al., 2005)

Para todos os parâmetros de corte testados, houve um aumento da temperatura quando foram utilizados as maiores velocidades e os maiores avanços. Nos primeiros 50 segundos de usinagem, com $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ e $f = 0,15 \text{ mm.rot}^{-1}$, foi encontrado 470°C de temperatura máxima de corte na transição entre a fase plana da aresta da ferramenta e o início do quebra-cavaco, região 3 do detalhe “F”, figura 3.4. Após 240 segundos de usinagem, a temperatura na região 3 elevou-se para 480°C , mas paralelamente ocorreu um aumento da temperatura na região de transição do fim do quebra-cavaco, região 4 do detalhe “F”, figura 3.4 (WANIGARATHNE et al., 2005).

Rossi et al. (2001), em processo de corte ortogonal, analisaram experimentalmente a temperatura de corte com câmera infravermelha em ferramentas sem quebra-cavacos com $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ e $f = 0,3 \text{ mm.rot}^{-1}$. Os resultados indicaram maior temperatura na região 2, detalhe “F” da figura 3.4. Isto indica que a presença ou não do quebra cavaco pode alterar o ponto de máxima temperatura da ferramenta de corte (apud WANIGARATHNE et al., 2005).

Em 150 segundos de usinagem e em todos os pontos analisados do detalhe “F” da figura 3.4, exceção feita à região 7, a variação do avanço de 0,15 para 0,2 mm.rot⁻¹ com $v_c = 200$ m.min⁻¹ não alterou os perfis de temperatura. Já o aumento da velocidade de corte para 300 m.min⁻¹ propiciou um acréscimo em média de 75°C. É interessante salientar que a variação de temperatura com o tempo de usinagem para $v_c = 200$ m.min⁻¹, não foi tão abrupta como observado em $v_c = 300$ m. min⁻¹. Ensaio exaustivos mostraram um contato intermitente e de alta frequência dos cavacos com a superfície de saída na região entre 4-6, detalhe “F” da figura 3.4 com $v_c = 300$ m.min⁻¹ e $f = 0,2$ mm.rot⁻¹, ao contrário do que ocorreu com $v_c = 200$ m.min⁻¹, em que a frequência de contato foi pequena. Utilizando $v_c = 300$ m.min⁻¹ e $f = 0,2$ mm.rot⁻¹ e, analisando a região 7 no intervalo de 150 segundos, foi possível observar um aumento abrupto da temperatura de corte após 65 segundos de usinagem. Uma análise ao microscópio eletrônico, mostrou a ocorrência de trincas na camada de cobertura e posterior lascamento da aresta de corte na região 1. Outras constatações foram as maiores temperaturas na região 2 em comparação à região 1. Embora não se tenha verificado desgaste de cratera na região 2, a superfície da ferramenta apresentou severas microtrincas, o que provavelmente exerceu a função de uma aresta cortante, aumentando o atrito nesta área (WANIGARATHNE et al., 2005).

Nos processos em que a ferramenta trabalha em corte interrompido, caso do fresamento, um fenômeno particularmente importante acontece na aresta de corte: a formação de trincas térmicas. Tais trincas aparecem como resultado da variação da temperatura e podem afetar a longevidade da ferramenta. Esta variação é causada pelo aquecimento durante o tempo ativo e resfriamento durante o tempo inativo de cada aresta de corte a cada giro da fresa. A grande dificuldade em se avaliar a temperatura de corte está no fato de que, neste processo de usinagem, a ferramenta de corte se encontra em rotação, o que dificulta a colocação de um sensor em seu corpo. Nesta situação, foram realizadas medições de temperatura de corte, com a utilização de um sensor infravermelho na entrada e saída da ferramenta no processo de fresamento frontal, sem a aplicação de fluido de corte, do aço ABNT 1045 com seção transversal de 78 x 78 e 500 mm de comprimento. Para os ensaios, utilizou-se uma fresa R260 22-080-15 Sandvik de diâmetro externo igual a 80 mm. Para cada experimento foi montada apenas uma ferramenta, de metal duro sem revestimento, ainda que a fresa tenha capacidade para seis. A tabela 3.3 mostra os parâmetros de corte adotados nos ensaios (MELO et al., 2003).

Tabela 3.3: Parâmetros de corte utilizados nos ensaios (MELO et al., 2003)

Ensaio	v_c (m.min ⁻¹)	f_z (mm. dente ⁻¹)	a_p axial (mm)	a_p radial (mm)	l_f (mm)
1	190	0,1	1	78	500
2	280	0,1	1	78	500
3	370	0,1	1	78	500
4	190	0,125	1	78	500
5	190	0,2	1	78	500
6	190	0,275	1	78	500
7	190	0,1	0,5	78	500
8	190	0,1	2	78	500
9	190	0,1	2,75	78	500

Para os ensaios 1, 2 e 3 da tabela 3.3, foi observado que a temperatura aumenta com o tempo e sua elevação é proporcional à velocidade de corte, ou seja, quanto maior a velocidade maior a temperatura. Isto é notório tanto na entrada quanto na saída da ferramenta de corte do corpo de prova. Outra observação é a não estabilização da temperatura de regime em nenhum dos resultados obtidos, fato que pode estar relacionado com o aumento progressivo do desgaste da ferramenta. Foi notado nos gráficos a proporcionalidade entre a taxa de decréscimo da temperatura da ferramenta com a velocidade de corte no final da usinagem. Tal fato era esperado, uma vez que a taxa de resfriamento de um corpo até a temperatura ambiente é maior quanto maior for a sua temperatura inicial (MELO et al., 2003).

Também foi possível plotar o gráfico da diferença de temperatura ($\Delta T = T_s - T_e$), calculada a partir das temperaturas na saída e entrada, em função do aumento da velocidade de corte e da posição da fresa na barra de teste, 125, 250 e 375 mm. O maior valor de ΔT foi notado na posição de 250 mm a uma velocidade igual a 190 m.min⁻¹, indicando, a princípio, que sua redução aumenta a diferença de temperatura na ferramenta a cada rotação da fresa. Uma possível explicação para este comportamento poderia ser dada pela redução do tempo ativo e inativo provocado pelo aumento da velocidade de corte. Assim, apesar do aumento na temperatura durante a fase ativa, não há tempo suficiente para uma troca de calor efetiva durante a fase inativa. Nota-se que não há dados suficientes para se afirmar de forma absoluta que o aumento da velocidade de corte provoca uma queda na diferença entre as temperaturas de saída e de entrada, pois os testes foram realizados apenas para três conjuntos de parâmetros de corte, sendo que em cada um destes conjuntos de parâmetros as variáveis a_p e f_z foram mantidas constantes. Comparando-se os resultados de ΔT obtidos para as velocidades de corte de 280 e 370 m.min⁻¹,

nas posições iguais a 125 e 250 mm esse comportamento não se repetiu, não permitindo uma conclusão definitiva (MELO et al., 2003).

Analisando-se a evolução temporal da temperatura em função do avanço por dente, ensaios 4, 5 e 6 da tabela 3.3, foi observado uma tendência de aumento da temperatura com o aumento deste parâmetro, tanto na entrada como na saída da ferramenta. Este comportamento já era esperado, pois a elevação do avanço por dente provoca um aumento na área de contato cavaco-ferramenta durante o ciclo ativo, o que aumenta a potência consumida para o cisalhamento do metal e que leva a formação do cavaco e, conseqüentemente, ao aumento da temperatura de corte. Porém, apesar da maior taxa de elevação da temperatura ocorrer para $f_z = 0,275 \text{ mm.dente}^{-1}$, na entrada do corte, observaram-se temperaturas maiores para $f_z = 0,2 \text{ mm. dente}^{-1}$ ou até mesmo para $f_z = 0,125 \text{ mm. dente}^{-1}$. Atribui-se este resultado a dois fatores em conjunto: à maior vida da ferramenta com o uso dos avanços $0,2$ e $0,125 \text{ mm. dente}^{-1}$ e a não estabilização do regime permanente devido ao desgaste progressivo da ferramenta de corte. Plotando-se o gráfico da diferença de temperatura ($\Delta T = T_s - T_e$), calculada a partir das temperaturas na saída e entrada, em função da posição da fresa na barra de teste e do avanço por dente, foi notado um aumento da variável ΔT com o aumento do avanço por dente nas posições igual a 250 e 375 mm. Porém, observa-se que na posição igual a 125 mm, o maior valor de ΔT ocorre quando $f_z = 0,125 \text{ mm.dente}^{-1}$. Estes resultados conduzem à conclusão de que o comportamento da variável ΔT é dependente não somente de um único parâmetro (MELO et al., 2003).

Analisando-se a evolução temporal da temperatura em função da profundidade de corte, ensaios 7, 8 e 9 da tabela 3.3, foi observado o aumento da temperatura com o incremento do parâmetro de corte estudado, tanto na entrada quanto na saída. Este comportamento é atribuído ao aumento da área de contato cavaco-ferramenta, o que eleva a potência necessária para o corte e conseqüentemente a temperatura. Plotando-se o gráfico da diferença de temperatura ($\Delta T = T_s - T_e$), calculada a partir das temperaturas na saída e entrada, em função da posição da fresa na barra de teste e da profundidade de corte, foi notado um aumento da variável ΔT nas três posições com o aumento da profundidade de corte. Porém, através do gráfico de temperatura versus posição da fresa, percebe-se que para a profundidade de corte igual a 2,75 mm, o distanciamento entre as temperaturas máxima e mínima é maior do que o encontrado para as profundidades menores. Isto indica, a princípio, uma maior perda de calor percentual à medida que a profundidade de corte aumenta. A técnica experimental proposta mostrou-se interessante

para uma análise qualitativa do desenvolvimento das temperaturas no fresamento frontal, porém com a limitação de não se fornecer valores absolutos, sendo este um desafio em usinagem (MELO et al., 2003).

3.2. Mecanismos de desgaste

Trent (1991) classifica os mecanismos de desgaste nos processos de usinagem da seguinte maneira:

- Desgaste abrasivo;
- Desgaste difusivo;
- Desgaste por aderência e arraste - “attrition wear”;
- Desgaste por deformação plástica;
- Desgaste de entalhe.

Todos estes mecanismos de desgaste geralmente aparecem de forma combinada e, a predominância de um ou outro dependerá das condições de corte utilizadas (STEPHENSON; AGAPIOU, 1996). A figura 3.5 apresenta as principais áreas de desgaste em uma ferramenta de corte.

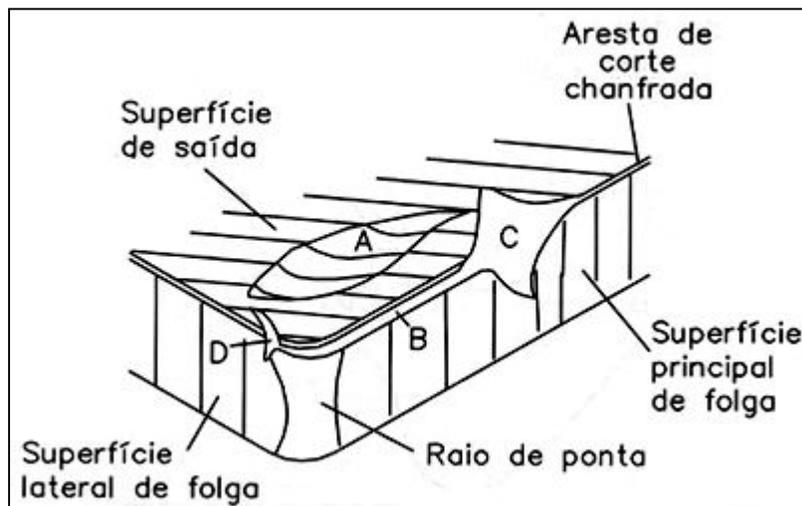


Figura 3.5: Principais áreas de desgaste em uma ferramenta de corte (MACHADO; SILVA, 1988)

De acordo com a figura 3.5, Machado e Silva (1988) citam três formas de desgaste que podem ser identificadas em uma ferramenta de corte:

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

3.2.1. Desgaste abrasivo

O desgaste abrasivo envolve a perda de material da ferramenta causada pela presença de partículas na peça mais duras que a ferramenta. Estas partículas podem estar contidas no material da peça em forma de carbonetos e/ou nitretos. Normalmente, este tipo de desgaste se apresenta em formas de riscos paralelos à direção de corte, na superfície de folga e sobre a superfície de saída, na direção de escoamento dos cavacos (TRENT, 1991). O desgaste abrasivo ocorre principalmente na superfície de folga da ferramenta. Muitas vezes, partículas abrasivas também podem ser arrastadas pelo fluido de corte, sendo então caracterizado como um desgaste erosivo. O desgaste abrasivo e por aderência pode ser descrito quantitativamente pela equação: $v = (k_w \cdot N \cdot L_s) \cdot H^{-1}$, onde v é volume de material desgastado, k_w é o coeficiente de desgaste, N é a força normal de escorregamento na interface, L_s é a distância de escorregamento e H é a dureza da ferramenta. Este tipo de desgaste pode ser minimizado com a utilização de ferramentas que possuem substratos mais duros ou então com camadas de revestimento. A redução de forças de corte com o aumento do ângulo de saída influencia a variável N . Entretanto, com este procedimento a ponta da ferramenta fica mais frágil e mais propensa a lascamentos. Quando a velocidade de corte aumenta, a taxa de desgaste abrasivo e por aderência aumenta por duas razões. A primeira se refere a uma maior distância de escorregamento, alterando L_s . A segunda está relacionada com a redução da dureza da ferramenta em razão da maior temperatura gerada. Este fenômeno, conhecido como amolecimento térmico, não só conduz a um maior desgaste abrasivo, mas também resulta em deformação plástica da aresta de corte (STEPHENSON; AGAPIOU, 1996).

3.2.2. Desgaste difusivo

Este mecanismo envolve a transferência de átomos de um material para outro. As taxas de difusão aumentam rapidamente com a temperatura, praticamente dobrando com um incremento

da ordem de 20°C. Existem fortes evidências de que o desgaste difusivo ocorre principalmente na zona de aderência, região localizada na superfície de saída da figura 3.2, na usinagem de aços ou ligas com alto ponto de fusão em altas velocidades de corte. O desgaste difusivo é similar a um ataque químico sobre a superfície de saída da ferramenta. Por exemplo, a difusão de partículas de carboneto contidas em ferramentas de aço rápido, na usinagem do aço carbono, é pequena devido a sua baixa solubilidade. Entretanto, os átomos de ferro da ferramenta possuem grande facilidade de se transferirem para o material da peça, o que diminui a dureza da ferramenta e facilita o desgaste abrasivo. A taxa do desgaste difusivo é muito dependente das interações metalúrgicas entre o material da ferramenta e da peça. Em baixas velocidades de corte e em ferramentas de aço rápido é relativamente pequena por causa das baixas temperaturas. Já nas altas velocidades, a taxa de desgaste é maior em razão das maiores temperaturas, mas nesse caso, a deformação plástica pode tornar-se preponderante. A figura 3.6 ilustra o desgaste difusivo próximo à superfície de saída, de uma ferramenta de aço rápido, seccionada após a usinagem de um aço inoxidável austenítico com $v_c = 23 \text{ m.min}^{-1}$ (TRENT, 1991).

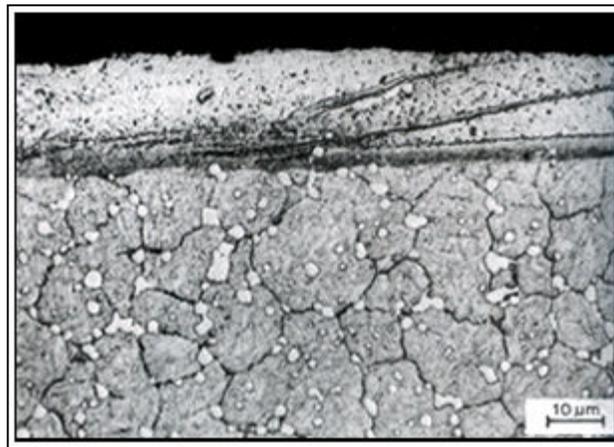


Figura 3.6: Desgaste difusivo em uma ferramenta de aço rápido (TRENT, 1991)

Na usinagem do aço carbono com ferramentas de metal duro (WC-Co), o principal elemento que se transfere para o material da peça é o cobalto. Neste caso, o desgaste difusivo sofrido por essas ferramentas é menor se comparado às ferramentas de aço rápido por duas razões: a primeira porque as partículas de carboneto constituem-se como maioria e estão firmemente aglomeradas, a segunda, porque os átomos de ferro do material da peça que se transferem para a ferramenta desempenham a mesma função do cobalto no substrato. Sugere-se que a craterização em operações que utilizam ferramentas de metal duro poderia ser resultante da

fusão do material da peça na interface cavaco-ferramenta, onde temperaturas de até 1300°C podem ser alcançadas. Entretanto, com ferramentas de aço rápido as temperaturas nesta região são da ordem de 900 a 1100°C, insuficientes para que ocorra a fusão mas suficientes para incentivar a difusão (TRENT, 1991).

Um exemplo típico de desgaste por difusão é aquele que acontece na ferramenta de diamante quando se usina ligas ferrosas. A partir de temperaturas não muito altas, em torno de 600°C, devido à alta afinidade entre o carbono do diamante e o ferro do cavaco, o processo de difusão é grandemente incentivado. A difusão é responsável principalmente pelo desgaste de cratera e pode resultar em quebra da ferramenta quando tal desgaste se encontra com o desgaste frontal (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2001). Stephenson e Agapiou (1996) acrescentam que muito embora a taxa de desgaste na superfície de saída devido à difusão é maior em relação ao desgaste frontal, o volume a ser desgastado também é, havendo então uma compensação entre estas variáveis.

3.2.3. Desgaste por aderência e arraste – attrition wear

Este mecanismo de desgaste geralmente ocorre em baixas velocidades de corte, nas quais não existe deformação plástica ou difusão. Nesta situação, o fluxo de material sobre a superfície de saída da ferramenta se torna irregular. Além disso, a aresta postiça de corte também pode aparecer e, se ela for instável o contato com a ferramenta se torna menos contínuo. Sob estas condições ocorre aderência de material do cavaco sobre a ferramenta e, quando este material é removido, fragmentos microscópicos são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto ao fluxo de material adjacente à interface. Estes fragmentos, desgastam por abrasão as porções da ferramenta sobre as quais eles se arrastam (TRENT, 1991). Diniz, Marcondes e Coppini (2001) afirmam que a utilização adequada do fluido de corte e o revestimento de ferramentas com materiais de baixo coeficiente de atrito, como o nitreto de titânio, podem ajudar a reduzir este tipo de desgaste.

Em operações de corte contínuo, utilizando ferramentas de aço rápido, o mecanismo de aderência e arraste é usualmente uma forma lenta de desgaste e a sua tendência é desaparecer em altas velocidades de corte assim que o fluxo do cavaco se torne laminar. No entanto, em operações onde há corte interrompido ou falta de rigidez da máquina-ferramenta, pode acontecer uma rápida deterioração da ferramenta. Importante destacar que o mecanismo de aderência e

arraste é independente da temperatura. A figura 3.7 ilustra esta forma de desgaste em uma ferramenta de metal duro. Pode-se notar que fragmentos do substrato estão sendo arrancados da superfície de folga por um fluxo de material aderido (TRENT, 1991).

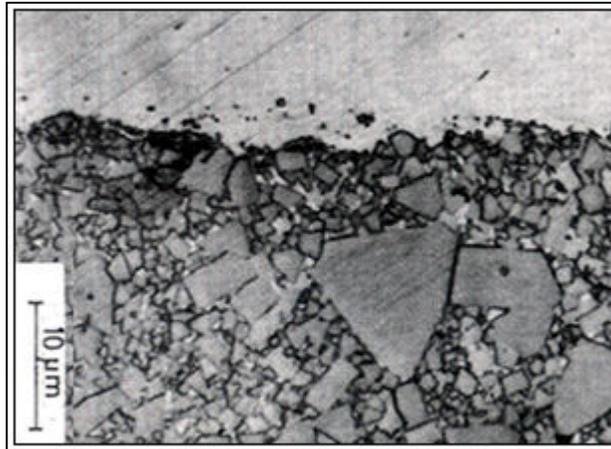


Figura 3.7: Desgaste por aderência e arraste em uma ferramenta de metal duro (TRENT, 1991)

O Inconel 718 faz parte da família das superligas à base de níquel que é amplamente utilizada na indústria aeroespacial devido à sua alta resistência à corrosão e em altas temperaturas. Este tipo de material tem afinidade química com muitos materiais de ferramentas e frequentemente é formada uma camada de aderência sobre a superfície de saída que acelera a difusão e o desgaste por aderência e arraste. Além disso, são facilmente encruáveis. Sharman, Dewes, Aspinwall (2001) avaliaram a usinabilidade do Inconel 718 no processo de fresamento concordante, com ferramentas de metal duro com ponta esférica revestidas sem o uso de fluido de corte, em corpos de prova com duas diferentes inclinações. A tabela 3.4 ilustra as condições de corte dos experimentos.

Tabela 3.4: Condições de corte utilizadas nos ensaios (SHARMAN; DEWES; ASPINWALL, 2001)

Ensaio	v_c (m.min ⁻¹)	f_z (mm. dente ⁻¹)	Inclinação da parede	Revestimento	l_f (mm)
1	90	0,1	45°	CrN	110
2	90	0,1	60°	CrN	110
3	90	0,1	45°	TiAlN	110
4	90	0,1	60°	TiAlN	110
5	150	0,1	45°	CrN	110
6	150	0,1	60°	CrN	110
7	150	0,1	45°	TiAlN	110
8	150	0,1	60	TiAlN	110

As análises estatísticas mostraram que o revestimento da ferramenta influenciou cerca de 43,5% na vida da ferramenta, a velocidade de corte 16,6% e a inclinação da parede em 6,6%. As ferramentas recobertas por TiAlN removeram cerca de três vezes mais cavaco quando comparadas às ferramentas recobertas por CrN. Entretanto, em ensaios preliminares em corpos de prova com inclinação a 0°, as ferramentas revestidas por CrN apresentaram melhores resultados. Isto pode ser explicado pelas propriedades físicas e mecânicas dos revestimentos. Dewes et al. (1997) na usinagem do aço AISI H13, em testes com paredes inclinadas a 0° e 60°, encontrou valores maiores de temperatura com paredes a 60°. O revestimento CrN tem menor dureza e resistência à oxidação que o TiAlN, daí o seu pior desempenho em altas temperaturas. Também foi verificada a presença da aresta postiça de corte em ambas as ferramentas, principalmente nas revestidas por CrN, sugerindo altas taxas de encruamento ou afinidade química entre a ferramenta e o material da peça (SHARMAN; DEWES; ASPINWALL, 2001). Liao e Shiue (1996) admitiram em seus ensaios a possibilidade de desgaste difusivo em ferramentas de metal duro na usinagem do Inconel 718. Isto envolve a difusão dos elementos Ferro e Níquel do material da peça para o aglutinante Cobalto, presente no substrato da ferramenta, enfraquecendo a ligação com os carbonetos de tungstênio e permitindo a perda de material por aderência e arraste (apud SHARMAN; DEWES; ASPINWALL, 2001).

3.2.4. Desgaste por deformação plástica

Trent (1991) considera que a deformação plástica da aresta de corte não é propriamente um mecanismo de desgaste, uma vez que não existe perda do material da ferramenta. No entanto, a combinação de altas tensões de compressão, com altas temperaturas na superfície de saída, pode acelerar o processo de desgaste e reduzir a vida da ferramenta. A deformação plástica não é uniforme ao longo da aresta de corte e, freqüentemente, inicia-se no raio de ponta da ferramenta. Uma falha repentina iniciada por deformação plástica pode ser de difícil distinção em materiais que sofreram fratura frágil devido a sua baixa tenacidade. As ferramentas de corte são mais propensas a este tipo de desgaste quando a dureza do material da peça é alto e quando for este o fator limitante para a usinagem com ferramentas de aço rápido. A figura 3.8 mostra a deformação plástica sofrida na aresta cortante de uma ferramenta de aço rápido na usinagem do ferro fundido.

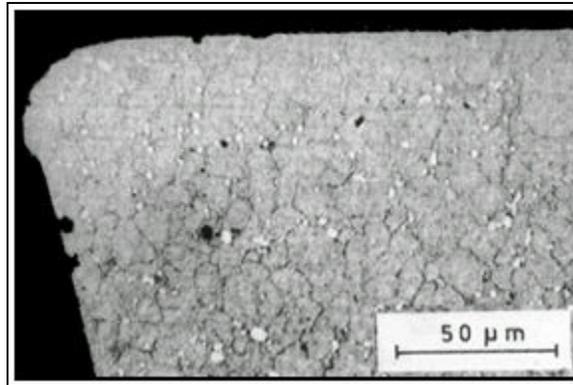


Figura 3.8: Deformação plástica em uma ferramenta de aço rápido (TRENT, 1991)

Uma outra forma de deformação plástica é a chamada por cisalhamento em altas temperaturas e ocorre na superfície de saída da ferramenta. Na usinagem do aço e outros materiais com alto ponto de fusão, em altas velocidades de corte e altas taxas de avanço, é formada uma cratera próxima à aresta de corte. A formação da cratera se dá na região mais quente da superfície de saída e consiste de material da ferramenta cisalhado e empurrado em sentido contrário ao movimento do cavaco. Ensaio na usinagem do aço carbono, com ferramentas de aço rápido e $v_c = 183 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ no intervalo de 30 s, revelaram que o cavaco foi fortemente aderido à superfície de saída. Além disso, na sua análise metalográfica foi possível observar que a tensão requerida para cisalhar o material da peça na zona de fluxo, para uma taxa de deformação da ordem de 10^4 s^{-1} , é suficiente para provocar o cisalhamento do material da ferramenta que está em alta temperatura, em torno de 950°C (TRENT, 1991).

3.2.5. Desgaste de entalhe

Os mecanismos de desgaste na região de escorregamento, figura 3.2, são provavelmente os que ocorrem em condições normais de deslizamento entre duas superfícies. Entre eles pode-se citar a abrasão, a difusão e as reações químicas que acontecem com a atmosfera circundante (TRENT, 1991). Shaw (1984) acredita que o desgaste de entalhe freqüentemente acontece na usinagem de ligas resistentes a altas temperaturas e em materiais que tenham forte tendência ao encruamento. Entalhes de grande extensão geralmente formam-se na aresta principal de corte enquanto que os de pequena extensão se localizam na aresta secundária de corte. O desgaste de entalhe é normalmente formado no fim da largura de corte, sendo dependente também do avanço e, a sua presença próxima ao raio de ponta, pode alterar a rugosidade da peça e influenciar a vida da ferramenta. Albrecht (1956), Solaja (1958), Leyensetter (1956) e Lambert (1962)

(apud Shaw, 1984) propuseram hipóteses para tentar explicar a formação do desgaste de entalhe nas ferramentas de corte:

- Formação de uma camada encruada na superfície de corte;
- Concentração de tensões devido ao gradiente de força na aresta de corte;
- Trincas de origem térmica devido ao gradiente de temperatura na aresta de corte;
- Maiores velocidades de corte no diâmetro externo da peça;
- Presença de rebarbas na superfície de corte;
- Presença da aresta postiça de corte.

Os materiais de corte usualmente suportam grande carga térmica e mecânica na usinagem de ligas à base de níquel. A formação de entalhes perto do raio de ponta ou no fim da profundidade de corte é a principal causa de falha da ferramenta. Isto é causado pela combinação de alta temperatura, encruamento e abrasão. Vários trabalhos têm sido realizados e um outro número de teorias tem sido propostos para explicar o desgaste de entalhe. O encruamento tem sido considerado como o maior responsável por causa da formação da aresta postiça de corte, mas ainda não existe um consenso geral. Uma opinião comum a todos os pesquisadores é que este mecanismo de desgaste resulta de uma combinação de vários mecanismos e não de um único somente. A teoria que prevalece é a de que o entalhe é resultado de um processo de soldagem entre cavaco e ferramenta seguido do arraste de partículas (EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999).

Testes conduzidos por Trent (1991) demonstraram que a usinagem do aço carbono em ambiente de vácuo aumenta a área de aderência entre cavaco e ferramenta em relação ao ar atmosférico. Este comportamento resulta em maiores forças de corte e cavacos mais espessos. No entanto, a admissão de oxigênio em baixas pressões conseguiu minimizar estes problemas, restringindo o contato metálico na zona de aderência nas áreas periféricas da ferramenta, agindo como um lubrificante. No entanto, é sabido que o ar atmosférico possui 80% de nitrogênio e 20% de oxigênio em sua composição química e que o nitrogênio tem papel fundamental na redução da oxidação da ferramenta. Ensaio de usinagem que ultrapassaram a temperatura de 400°C revelaram a formação de um filme óxido nas regiões C e D da figura 3.5. Uma possível explicação para este fenômeno é que nas outras áreas ocorre um aumento nos níveis de

nitrogênio, decorrente da própria dinâmica do corte. Nesta situação, há uma maior disponibilidade de oxigênio nas adjacências, permitindo a formação de pequenas fissuras na aresta cortante devido à oxidação destas regiões.

Khamseh-zadeh (1991), na usinagem de ligas à base de níquel com ferramentas cerâmicas, reporta que a presença de argônio e nitrogênio na atmosfera acelerou o desgaste de entalhe, enquanto que o uso de ar atmosférico e oxigênio foram capazes de retardar a sua formação. A nova superfície gerada após cada passe é altamente reativa e pode se combinar rapidamente com a atmosfera circundante. Neste caso, o oxigênio é rapidamente absorvido, formando um filme óxido que diminui a adesão entre cavaco e ferramenta, reduzindo as forças de corte e retardando o desgaste. No entanto, a alta taxa de desgaste na presença do argônio e nitrogênio pode ser atribuído à ausência de oxigênio nas adjacências da região de corte e daí resultando em maior aderência do cavaco na superfície de saída da ferramenta. Ezugwu, Machado e Wallbank (1990) testaram fluido de corte em alta pressão na usinagem do Inconel 901 com ferramentas de metal duro. Os resultados indicaram uma menor vida em relação à aplicação convencional. Nesta condição, o fluido de corte provoca uma significativa redução do comprimento de contato cavaco-ferramenta, aumentando a tensão de compressão para uma força constante, o que acaba incentivando o desgaste de entalhe (apud EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999).

Capítulo 4

Materiais, Equipamentos e Métodos Experimentais

4.1. Máquina-ferramenta

Os ensaios de torneamento foram realizados no torno CNC Romi, modelo Galaxy 20, com potência de 15 kW e rotação máxima de 4500 rpm no eixo árvore, dotado de um comando GE Fanuc 21i-T e que está instalado no Laboratório de Usinagem do Departamento de Engenharia de Fabricação da Unicamp, figura 4.1.



Figura 4.1: Torno Romi Galaxy 20 utilizado nos experimentos

4.2. Materiais e métodos experimentais

Nesta pesquisa, o planejamento experimental foi dividido nas seguintes fases:

- Fase 1: Ensaios de torneamento em acabamento com fluido de corte em alta pressão. Nesta fase também foi realizada a medição da temperatura de corte;
- Fase 2: Ensaios para avaliação da dilatação térmica em peças de paredes finas.

O fluido de corte utilizado foi uma emulsão de base vegetal Blaser (2005) - Vasco 1000. Na fase 1, também foi avaliado o comportamento do fluido de corte sintético Quaker (2005) - Microcut B510F. Para todos os experimentos a concentração do fluido foi mantida em 6%, monitorada diariamente por um refratômetro Atago N-1E.

Os corpos de prova da fase 1 e 2 foram manufacturados com barras de aço ABNT 1045 da Gerdau, adquiridas com certificado de qualidade, laminadas e com uma seção circular de 102 mm.

4.3. Medições de dureza

Foram coletadas 10 impressões de dureza Rockwell B em 4 diferentes diâmetros, totalizando 40 amostras. Desta maneira, foi possível definir o “Planejamento Aleatorizado por Níveis - Método dos Efeitos Aleatórios (PAN-MEA)” para determinar se a variação diametral afeta ou não a dureza do corpo de prova. Além disso, também foi possível estimar com 95% de confiança o intervalo em que está contida a média (MONTGOMERY, 1991). A tabela 4.1 ilustra o planejamento experimental citado. De acordo com os resultados obtidos, é possível afirmar que a dureza é alterada pela variação diametral do corpo de prova.

Tabela 4.1: Planejamento estatístico para as medições de dureza Rockwell B

PAN - MEA	Intervalo de Confiança
$H_0: \sigma^2 = 0 (\mu_1 = \mu_2 = \mu_3 = \mu_4)$ ou $H_1: \sigma^2 > 0 (\mu_1 \neq \mu_2 \neq \mu_3 \neq \mu_4)$	$\sigma = 0,4$
Então: $F_0 > F_{0,05; 3; 36} \therefore$ rejeita $H_0 \rightarrow$ Variação diametral afeta a dureza	$P(95,7 < HRB < 96,5) = 95\%$

4.4. Fase 1: Ensaios de vida de ferramenta e temperatura de corte

Esta fase constitui-se de ensaios utilizando fluido de corte em alta pressão, utilizando condições de torneamento em acabamento, com o objetivo principal de avaliar o comportamento das seguintes variáveis de resposta: vida e curva de desgaste da ferramenta, rugosidade da peça e

potência de corte, realizando-se a comparação entre os parâmetros obtidos no corte a seco, no corte com fluido aplicado de forma convencional e em alta pressão.

A figura 4.2 mostra a geometria dos corpos de prova utilizados na fase 1. Durante os ensaios estes eram torneados até seu diâmetro atingir 60 mm.

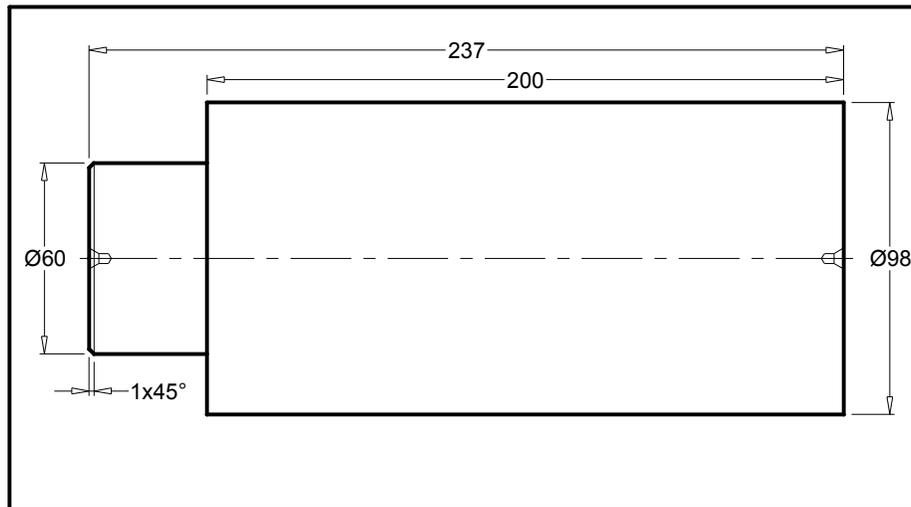


Figura 4.2: Geometria dos corpos de prova utilizados na fase 1

Nesta primeira fase, as principais variáveis de entrada foram:

- Direcionamento do fluido de corte em alta pressão em três níveis: superfície de saída, superfície de folga e simultaneamente superfície de saída e de folga. Nesta última condição, a vazão em cada uma das direções foi metade da vazão total;
- Vazão em dois níveis: 11 e 2,5 l.min⁻¹ para uma pressão de 1,2 MPa.

Como padrão de comparação foram realizados ensaios utilizando o corte a seco e o sistema convencional de injeção da máquina-ferramenta. Nesta última condição, o fluido foi aplicado sem direção específica a uma pressão de 0,04 MPa e vazão de 9 l.min⁻¹, utilizando para isto uma bomba centrífuga submersível com potência de 0,25 kW. Os testes de torneamento a seco e de aplicação convencional de fluido utilizaram as mesmas ferramentas e os mesmos parâmetros de corte do sistema em alta pressão. A tabela 4.2 mostra as condições utilizadas nos ensaios.

Tabela 4.2: Planejamento experimental para aplicação do fluido de corte em alta pressão

Ferramenta	v_c (m.min ⁻¹)	f (mm.rot ⁻¹)	a_p (mm)	Pressão (MPa)	Vazão (l.min ⁻¹)	Direção	Diâmetro dos Injetores (mm)	Réplicas
SNMG 120408	490 e 570	0,15	1	1,2	11	folga	2,7	2
					11	saída	2,7	
					11	saída e folga	2	
					2,5	folga	1,2	
					2,5	saída	1,2	
					2,5	saída e folga	0,84	

4.4.1. Ensaios com fluido de corte em alta pressão

Para os ensaios em alta pressão foram utilizados insertos de geometria quadrada SNMG 120408-PF da classe P15 revestidos por tripla camada TiCN, Al₂O₃ e TiN pelo processo CVD, montadas no porta-ferramenta PSBNR 2525M12. O desgaste das pastilhas foi monitorado por um microscópio óptico Kontrol modelo KET 300, com ampliação ajustada em 90x, em conjunto com software analisador de imagens, também instalados em um microcomputador. Após o desgaste de flanco máximo atingir 0,3 mm, concluía-se o ensaio. Também foi possível obter mais detalhes a respeito dos mecanismos de desgaste na aresta de corte através da análise em um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV), modelo JXA-840A do Laboratório de Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica da Unicamp. Opcionalmente, utilizou-se o sistema EDS (Espectroscopia de Energia Dispersiva) para se fazer análises semi-quantitativas da presença de material em regiões da ferramenta. A preparação das amostras, previamente às imagens do MEV, foram realizadas em banho de detergente por ultra-som.

4.4.1.1. Rugosidade da peça

A avaliação da rugosidade média (R_a) e máxima (R_y) foi feita por um rugosímetro portátil Mitutoyo modelo SurfTest SJ-201P com cutoff de 0,8 mm (recomendado para um perfil periódico com distância entre sulcos de 0,1 a 0,32 mm), com medições obtidas longitudinalmente à peça em três pontos equidistantes do comprimento de corte.

Camargo (2002) define vantagens e desvantagens dos parâmetros Ra e Ry:

Ra vantagens:

- É um parâmetro aplicável à maioria dos processos de fabricação;
- Os riscos superficiais inerentes ao processo, não alteram substancialmente o seu valor;
- Para a maioria das superfícies o valor da rugosidade neste parâmetro está de acordo com a curva de Gauss que caracteriza a amplitude.

Ra desvantagens:

- O valor de Ra em um comprimento de amostragem representa a média da rugosidade, por isso, se um pico ou vale não típico aparecer na superfície, o valor da média não sofrerá grande alteração, ocultando tal defeito;
- O valor de Ra não define a forma das irregularidades do perfil, dessa forma poderemos ter um mesmo valor de Ra para superfícies originadas por diferentes processos de usinagem.

Ry vantagens:

- É de fácil obtenção quando o equipamento de medição fornece o gráfico da superfície da peça;
- Tem grande aplicação na maioria dos países;
- Fornece informações complementares ao parâmetro Ra (que dilui o valor dos picos e vales).

Ry desvantagens:

- Nem todos os equipamentos fornecem o parâmetro e para avaliá-lo através de gráfico é preciso ter certeza de que o perfil registrado é um perfil de rugosidade, e caso seja o perfil efetivo (sem filtragem), deve ser feita a filtragem gráfica;
- Pode dar uma imagem errônea da superfície, pois avalia erros que muitas vezes não representam a superfície como um todo, por exemplo, um risco causado após a usinagem e que não caracteriza o processo;

- Individualmente não apresenta informação suficiente a respeito da superfície, isto é, não informa sobre a forma da superfície.

4.4.1.2. Potência de corte

A potência elétrica consumida pelo motor foi monitorada através da aquisição do sinal enviado pelo comando numérico, em volts, e depois convertida em kW pela seguinte relação: $10 \text{ v} = 14,7 \text{ kW}$. Este sinal foi adquirido a uma taxa de amostragem de 100 Hz, sendo processado por uma placa de aquisição A/D Lab Pc⁺ e pelo software LabView 5.0 da National Instruments, instalados em um microcomputador.

Para aumentar a flexibilidade na aplicação do fluido de corte em alta pressão, foi necessário instalar uma bomba adicional ao reservatório da máquina, figura 4.3. Para isto, foi escolhida a bomba centrífuga multi-estágios Booster Dancor, modelo 1.1B.23 com potência de 0,75 kW.

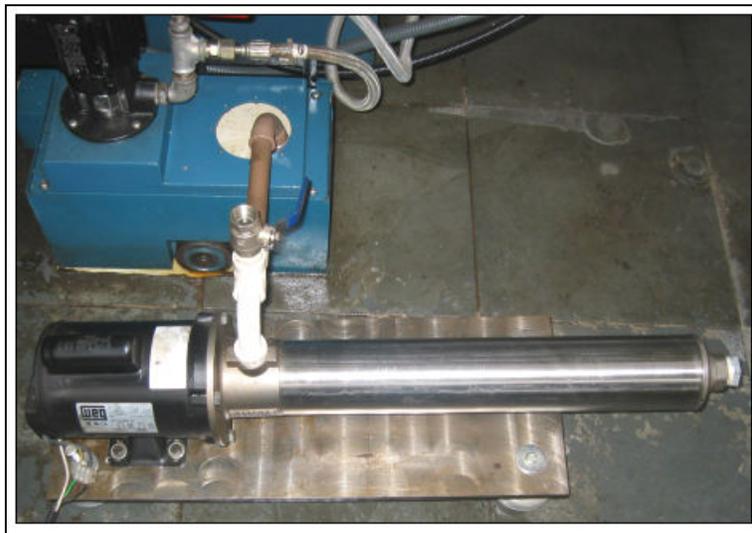


Figura 4.3: Bomba centrífuga instalada no tanque do fluido de corte

Foram utilizadas mangueiras hidráulicas com diâmetros de 13 e 6 mm, dimensionadas para uma pressão de 13,2 MPa. Os injetores de aplicação do fluido de corte foram escolhidos em catálogo do fabricante Spraying Systems (2004), modelo Unijet que produz um ângulo de pulverização igual a 0° (zero grau), figura 4.4.

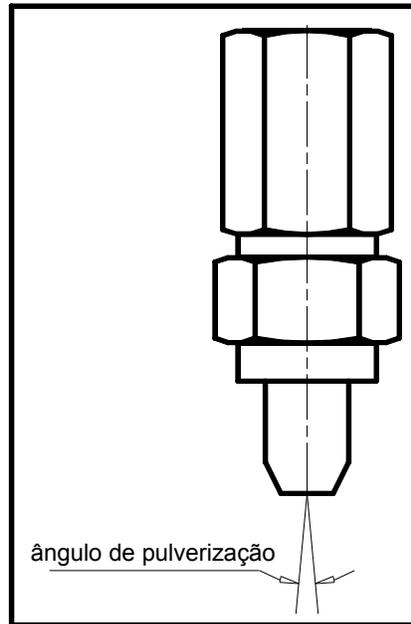


Figura 4.4: Ângulo de pulverização dos injetores do fluido de corte

A figura 4.5 mostra a montagem experimental dos injetores de fluido de corte que foram adaptados à torre da máquina-ferramenta. Nota-se o posicionamento dos injetores que foram montados a uma distância de 42 ± 1 mm da aresta principal de corte. O injetor direcionado à interface cavaco-ferramenta foi posicionado paralelo à superfície de saída. Nesta figura também é possível diferenciar as saídas convencionais do fluido de corte da máquina-ferramenta.



Figura 4.5: Montagem dos injetores do fluido de corte

4.4.1.3. Método experimental para a determinação da vazão (Q) e pressão (P)

A determinação da vazão e da pressão foi efetuada por galão, cronômetro, proveta de 1 litro e dois manômetros de 0,6 e 2 MPa do fabricante Wika. O manômetro de 2 MPa foi posicionado na saída da bomba de alta pressão, e o de 0,6 MPa, que está mostrado na figura 4.6, acoplou-se à torre de ferramentas do torno.



Figura 4.6: Tomada de pressão na torre do torno Galaxy 20

Para a determinação experimental da vazão do fluido de corte foram retiradas 10 amostras. Então, com um nível de confiança em 95%, foi possível fazer a estimação do intervalo em que está contida a média populacional (MONTGOMERY, 1991). A tabela 4.3 mostra o tratamento estatístico.

Tabela 4.3: Planejamento estatístico para a determinação da vazão de fluido de corte

Pressão: 0,04 MPa	Pressão: 1,2 MPa	
$P(9,1 < Q < 9,3) = 95\%$	Injetor: ϕ 2,7 mm $P(10,9 < Q < 11) = 95\%$	Injetor: ϕ 1,2 mm $P(2,5 < Q < 2,6) = 95\%$

4.4.2. Temperatura de corte

Os ensaios de temperatura de corte foram realizados com o objetivo de prever a variação da temperatura média da ferramenta. Estes testes foram conduzidos com $v_c = 400$ e 500 m.min^{-1} , $f = 0,15 \text{ mm.rot}^{-1}$ e $a_p = 1 \text{ mm}$, utilizando inserto de geometria triangular TNMX 160408-WF da classe P15 revestidos por tripla camada TiCN, Al_2O_3 e TiN pelo processo CVD, montadas no porta-ferramenta PTG NR 2525M16. Além do corte a seco, outras três condições de refrigeração foram utilizadas:

- Aplicação de fluido de corte utilizando o sistema convencional da máquina-ferramenta;
- Aplicação de fluido de corte com $P = 1,2 \text{ MPa}$ e $Q = 11 \text{ l.min}^{-1}$ direcionada à superfície de folga da ferramenta;
- Aplicação de fluido de corte com $P = 1,2 \text{ MPa}$ e $Q = 2,5 \text{ l.min}^{-1}$ direcionada à superfície de folga da ferramenta

Outras quatro restrições foram impostas aos ensaios:

- Usinagem dos corpos de prova até o diâmetro 80 mm. O intuito deste procedimento foi minimizar o seu aquecimento em razão da perda de massa;
- Duas réplicas;
- Intervalo de aquisição: 90 segundos;
- Limite máximo do desgaste de flanco. Testes preliminares com dinamômetro indicaram baixa progressão da força de corte até $VB_{\max} = 0,2 \text{ mm}$;

- Setup de leitura da temperatura com a utilização de fluido de corte. O termopar só era retirado do porta-ferramenta depois de realizado os ensaios nas duas velocidades para a réplica em questão. Com o fluido de corte sintético, foi utilizada a aresta de corte da segunda réplica dos ensaios realizados com o emulsionável em $v_c = 500 \text{ m.min}^{-1}$.

Na determinação da temperatura de corte foi utilizado o sistema termopar inserido na ferramenta que foi acoplado a um sistema de aquisição da TKS do Brasil, composto por uma placa de aquisição que opera com um conversor analógico-digital de 12 bits, lendo de -5 a +5 V, com 16 canais de entrada multiplexados e barramento ISA. O amplificador trabalha com o sinal no modo single-ended, com um amplificador PGA e ganho aproximado em 100x. A compensação da junta-fria é realizada no software de aquisição por um sensor tipo semiconductor para ler a temperatura da junta de entrada do termopar. O furo realizado no conjunto porta-ferramenta e pastilha para a inserção do termopar foi realizado por eletroerosão.

O termopar definido para realizar a leitura da temperatura na ferramenta de metal duro foi o tipo K chromel-alumel com isolamento mineral da Pyrotec, diâmetro de 1 mm, que atende as normas ASTM E-230/E-608.

As principais características técnicas deste termopar são:

- Junta quente isolada e bainha de inox 304 no diâmetro $1 \pm 0,025 \times 40 \text{ mm}$, pote liso diâmetro $9,5 \times 25 \text{ mm}$ e rabicho em silicone no comprimento de 6 metros;
- Faixa de temperatura: 0 a $1260 \text{ }^\circ\text{C}$ com limite de erro de $\pm 2,2^\circ\text{C}$ ou $\pm 0,75\%$. A norma ASTM-E608/84 recomenda como limite superior de temperatura $700 \text{ }^\circ\text{C}$ para termopares com diâmetro de 1 mm;
- Tempo de resposta: 0,3 s;

As principais vantagens de termopares com isolamento mineral são:

- Estabilidade na força eletromotriz: a maior estabilidade da f.e.m do termopar deve-se ao fato de os condutores estarem completamente protegidos contra a ação de gases e outras condições ambientais que normalmente causam oxidação e conseqüentemente alteração da f.e.m gerada;

- Resistência mecânica: o pó de MgO, compactado dentro da bainha metálica, mantém os condutores uniformemente posicionados, permitindo que o cabo seja flexionado, suportando pressões externas e choque térmico;
- Blindagem eletrostática: a bainha do termopar de isolamento mineral, devidamente aterrada, oferece uma perfeita blindagem eletrostática ao par termoeletrico;

A figura 4.7 mostra a localização do furo que foi utilizado como alojamento do termopar no porta-ferramenta PTG NR 2525M16.

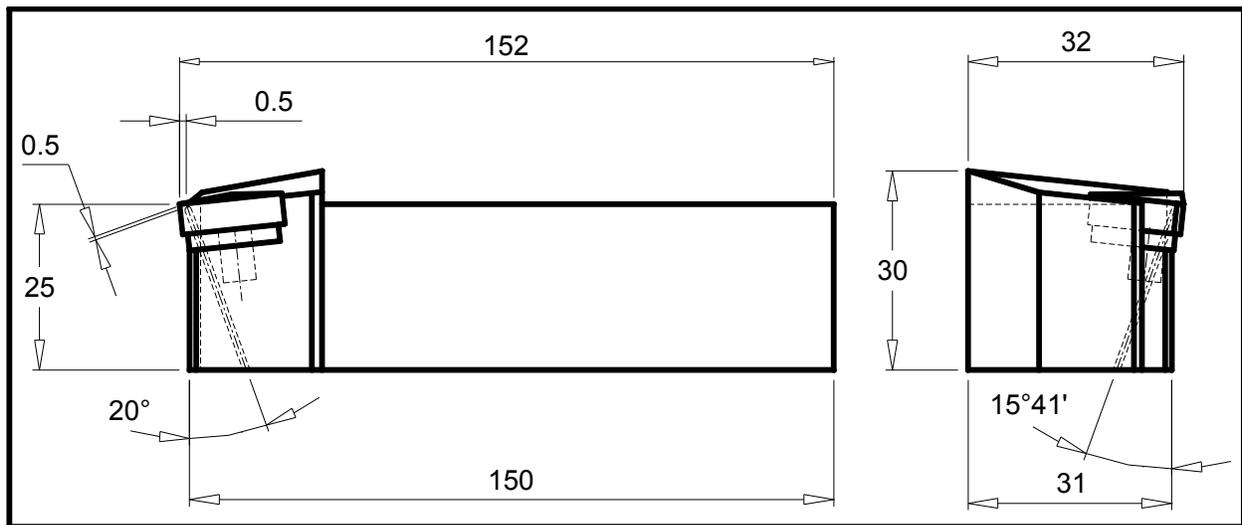


Figura 4.7: Furo de alojamento do termopar no conjunto porta-ferramenta e pastilha

4.5. Fase 2: Ensaios de dilatação térmica

A avaliação da dilatação em peças de paredes delgadas foi realizada em corpos de prova como ilustrado na figura 4.8.

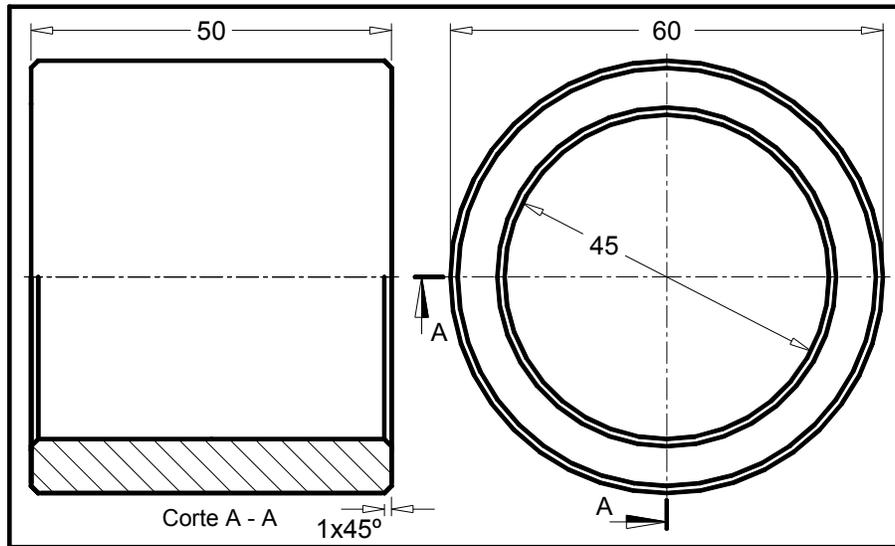


Figura 4.8: Geometria dos corpos de prova nos ensaios de dilatação térmica

Para garantir uma dilatação uniforme, o corpo de prova foi fixado internamente, sendo os ensaios replicados ao número de duas vezes e o diâmetro externo inspecionado por um micrômetro Mitutoyo, com resolução de 0,001 mm, em dois pontos distintos ao longo do comprimento de corte: entrada e saída da ferramenta da peça, totalizando 12 amostras por réplica. Nesta segunda fase utilizaram-se pastilhas Sandvik código TNMX 160408-WF, montadas no porta-ferramenta PTG NR 2525M16. A medição do diâmetro inicial era realizada imediatamente após a retirada do corpo de prova da máquina-ferramenta e o diâmetro final depois de decorridos 30 minutos. A diferença entre os valores indicava a dilatação térmica da peça. A tabela 4.4 descreve este procedimento experimental.

Tabela 4.4: Planejamento experimental para os ensaios de dilatação térmica

Desbaste	Acabamento	Fluido	Réplicas	Passes
$v_c 290 \text{ m.min}^{-1}$; $f 0,33 \text{ mm.rot}^{-1}$; $a_p 2 \text{ mm}$	$v_c 570 \text{ m.min}^{-1}$; $f 0,15 \text{ mm.rot}^{-1}$; $a_p 1 \text{ mm}$	sim	2	2
$v_c 290 \text{ m.min}^{-1}$; $f 0,33 \text{ mm.rot}^{-1}$; $a_p 2 \text{ mm}$	$v_c 570 \text{ m.min}^{-1}$; $f 0,15 \text{ mm.rot}^{-1}$; $a_p 1 \text{ mm}$	não	2	2

Os ensaios com fluido de corte foram realizados com o sistema de aplicação convencional da máquina-ferramenta, sendo imposta uma restrição:

- Desgaste máximo de flanco para a ferramenta em 0,2 mm. Ensaios com dinamômetro mostraram rápida progressão da força de corte após o valor mencionado.

Capítulo 5

Resultados e Discussões

5.1. Fase 1: Ensaio de vida de ferramenta e temperatura de corte

5.1.1. Desgaste da ferramenta em $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$

A figura 5.1 mostra os valores médios da vida das ferramentas, em volume de material removido, em função das condições citadas na tabela 4.2, para $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$.

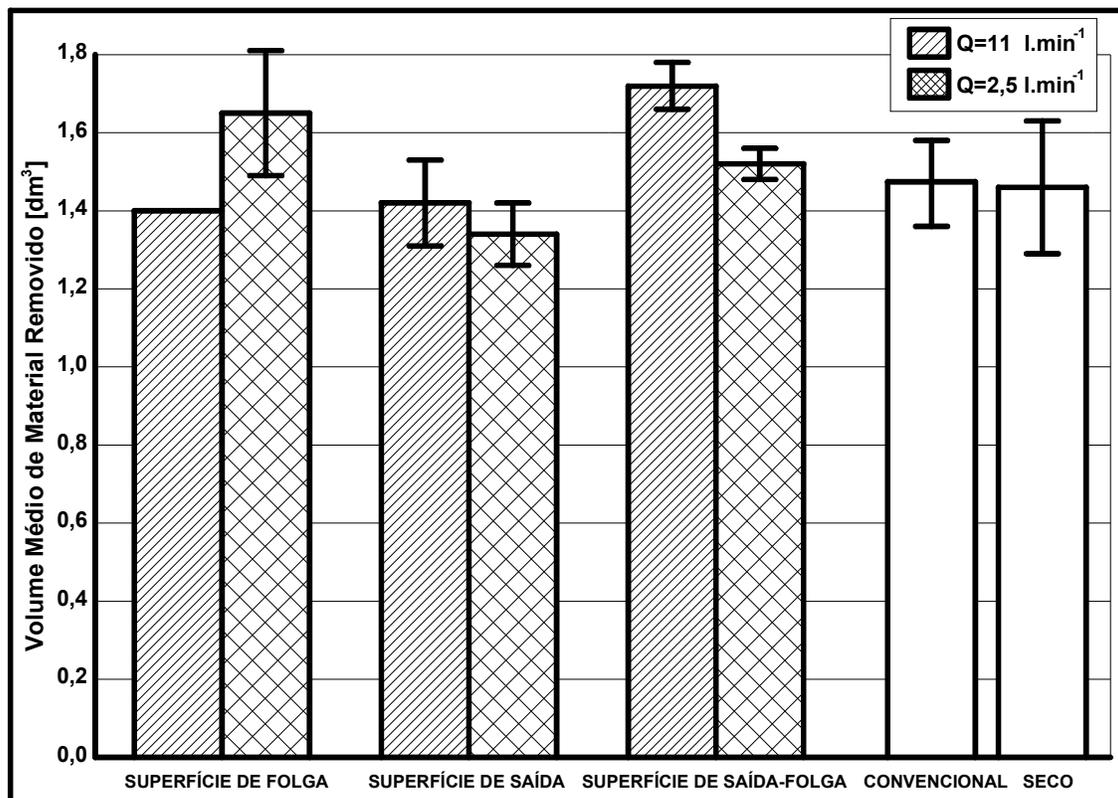


Figura 5.1: Volume médio de material removido x Refrigeração _ $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$

De acordo com a figura 5.1, quando a vazão do fluido de corte na superfície de folga foi reduzida de 11 para 2,5 l.min⁻¹, a vida da ferramenta aumentou em aproximadamente 16%. Entretanto, quando o fluido de corte foi aplicado na superfície de saída, a vida da ferramenta foi similar para as duas vazões testadas. Então, pode-se deduzir que esta forma de direcionamento não é satisfatória. Com a aplicação simultânea, na superfície de saída e de folga, houve uma diferença em 12% a favor da maior vazão.

Somente duas condições foram mais produtivas em relação ao corte a seco: direcionamento do fluido de corte à superfície de folga com vazão de 2,5 l.min⁻¹ e simultaneamente na superfície de saída e folga com vazão de 11 l.min⁻¹, ambas com alta pressão. Nestas duas situações, o acréscimo de vida de ferramenta foi no máximo 15% em comparação ao corte a seco. Interessante notar que não foi necessária uma grande vazão do fluido para que se obtivesse vida longa. Oliveira (2003), em operação de desbaste em torneamento de aço ABNT 1045, utilizando um fluido de corte sintético a 10% e vazão de 4,3 l.min⁻¹ direcionado à superfície de folga, demonstrou que quando se utiliza ferramentas de metal duro da classe P15 a diferença de vida da ferramenta entre o corte a seco e com fluido é menor que quando se utiliza a classe P25.

De acordo com desvios assinalados, percebe-se que a redução da vazão do fluido de corte na superfície de folga de 11 para 2,5 l.min⁻¹ influenciou significativamente a vida da ferramenta. Quando aplicado na superfície de saída houve sobreposição dos desvios na vida da ferramenta com 11 e 2,5 l.min⁻¹, não havendo predomínio. Simultaneamente, na superfície de saída e folga, houve diferença significativa na vida da ferramenta quando se utilizou 11 l.min⁻¹. Entre a aplicação convencional de fluido de corte e o corte a seco, também não houve nenhuma diferença significativa. Analisando-se as condições com fluido de corte aplicado na superfície de folga a uma vazão de 2,5 l.min⁻¹ e na superfície de saída a 11 l.min⁻¹, nota-se uma sobreposição dos desvios, o que indica nenhuma predominância entre elas. Entretanto, quando se compara as duas condições em que se teve aplicação do fluido de corte na superfície de saída com a aplicação simultânea em 11 l.min⁻¹, observa-se que a divisão da vazão foi significativa na vida da ferramenta.

5.1.1.1. Fluido de corte aplicado com $Q = 11 \text{ l.min}^{-1}$

As figuras 5.2 e 5.3 mostram respectivamente o desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido, para a primeira e segunda réplica dos ensaios, nos diferentes direcionamentos do fluido de corte quando se utilizou alta pressão.

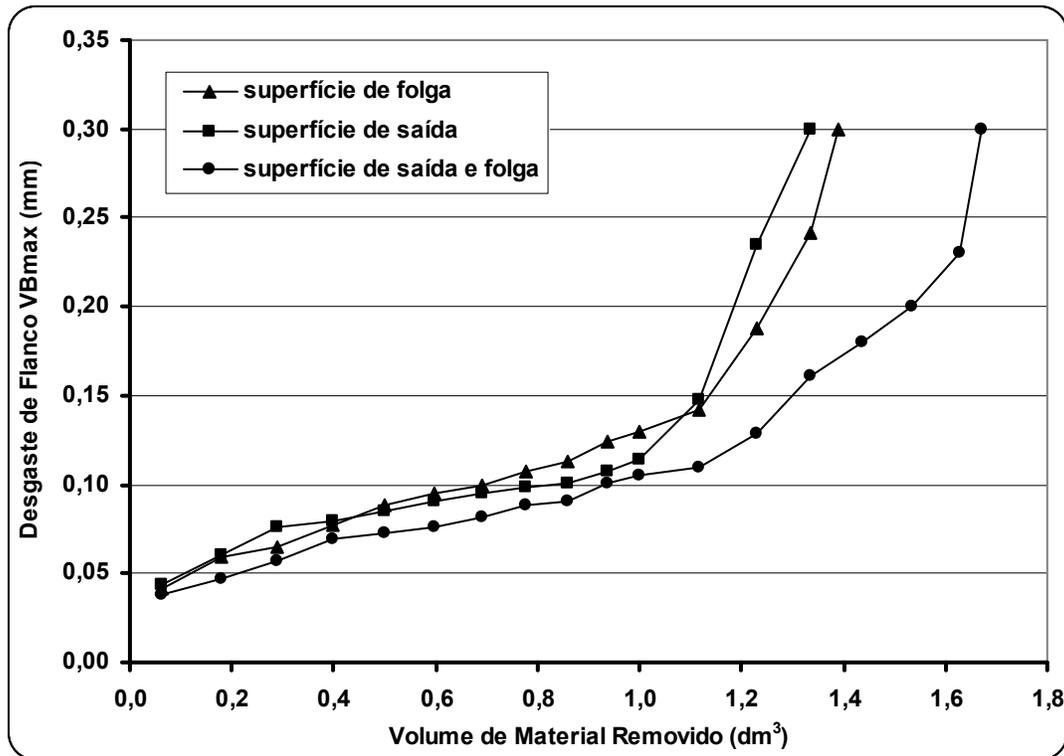


Figura 5.2: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1ª Réplica

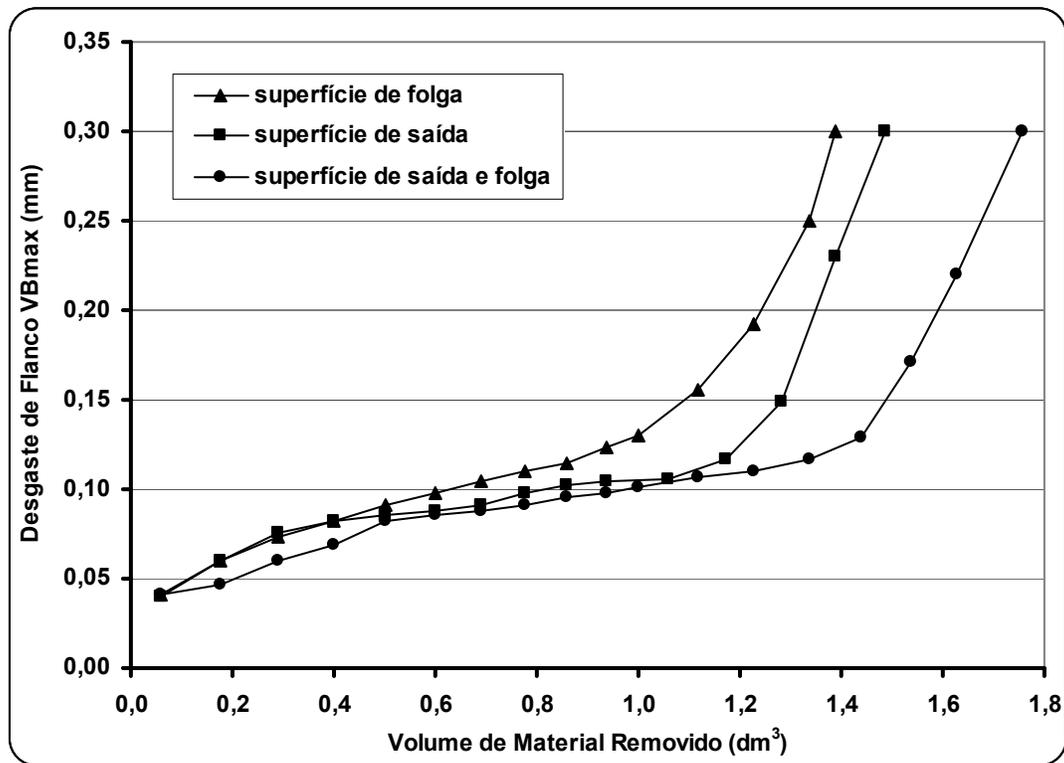


Figura 5.3: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 2º Réplica

A melhor condição de refrigeração, em termos de vida de ferramenta, foi a aplicação simultânea do fluido de corte na superfície de saída e de folga. As outras duas foram semelhantes. Fazendo um comparativo, entre as figuras 5.2 e 5.3, pode-se perceber que a dispersão dos valores é pequena. Um fato interessante em todas as curvas de desgaste é o repentino aumento no desgaste de flanco a partir de $1,2 \text{ dm}^3$ de material removido. Provavelmente, isto acontece porque com estes valores já começa a existir contato permanente entre peça e substrato da ferramenta devido a remoção da camada de cobertura pelo desgaste. Stephenson e Agapiou (1996) afirmam que a taxa de desgaste de flanco da ferramenta não é constante, partindo inicialmente de um rápido arredondamento da aresta de corte para um aumento lento e progressivo até atingir um valor crítico, a partir do qual o desgaste se torna severo e acelerado.

A figura 5.4 e a tabela 5.1 mostram respectivamente as imagens da superfície de saída e de folga obtidas no Microscópio Eletrônico de Varredura, e as análises por EDS da primeira réplica dos ensaios das ferramentas que utilizaram fluido de corte direcionado à superfície de saída.

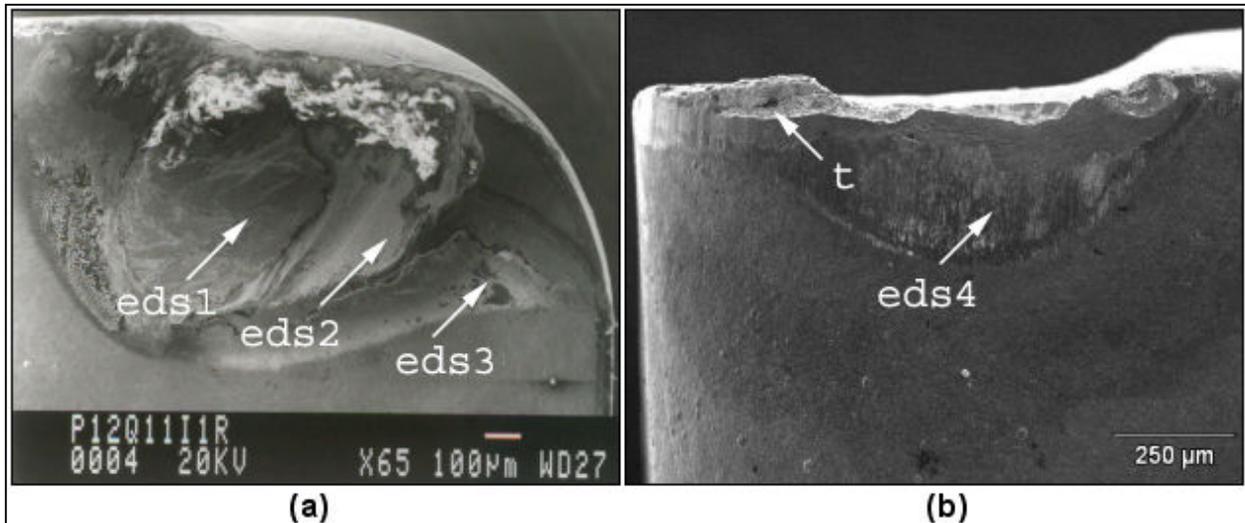


Figura 5.4: Fluido de corte aplicado na superfície de saída da ferramenta _ 1º Réplica

Tabela 5.1: Porcentagem em peso dos elementos químicos

	Mg	Si	P	S	Zn	Al	Ti	Mn	Fe	W
EDS1	-	-	-	-	-	-	-	0,83	99,17	-
EDS2	-	-	-	-	-	-	1,02	-	2,41	96,57
EDS3	0,94	3,08	11,59	17,91	57,91	-	1,06	1,65	5,85	-
EDS4	-	-	-	-	-	93,40	1,88	-	1,68	-

Vê-se na tabela 5.1 alto teor de Ferro no ponto chamado EDS1 da figura 5.4a. Próximo a ele está indicado o EDS2, em que se tem elementos do substrato da ferramenta, como por exemplo, o Tungstênio. Pode-se relacionar este fenômeno com o mecanismo de aderência do cavaco e arraste de partículas. Neste caso, o fluido aplicado em alta vazão e pressão provavelmente provocou grande taxa de resfriamento sobre o cavaco, endurecendo-o. Este mecanismo de desgaste é chamado por Trent (1991) como “attrition wear”. Este autor acrescenta que, em baixas temperaturas o fluxo de cavaco é irregular e o contato na interface menos contínuo. Nesta situação, fragmentos de cavacos são rompidos levando consigo partículas do substrato. Além disso, o centro de formação da cratera provavelmente foi deslocado para uma região muito próxima da aresta de corte, o que provocou fragilização e colapso da aresta de corte (observar figura 5.4b).

Shaw (1984) em seus experimentos de torneamento do aço AISI 1020, com ferramenta de aço rápido e aplicando fluido de corte emulsionável na direção “A” da figura 2.1, verificou uma craterização mais acentuada do que quando se trabalhou a seco. Neste caso, é possível que o centro do desgaste de cratera se deslocou para uma região próxima da aresta de corte em decorrência de grande concentração de calor no flanco da ferramenta. A partir destas duas informações, pode-se deduzir que também houve grande retirada de calor da superfície de saída, desequilibrando o balanço energético da região e por fim aproximando a cratera da aresta de corte, colapsando-a.

Durante a usinagem grande quantidade de calor é em parte dissipada pela ferramenta. A região da ferramenta na qual a temperatura é a mais alta, é a que está em contato com o cavaco. Nas zonas mais distantes da região de corte, a temperatura é bastante inferior, de acordo com o gradiente de temperatura. Em consequência disto, a ferramenta se dilata e se deforma desigualmente (FERRARESI, 1977). De acordo com o detalhe “t” da figura 5.4b, ampliado na figura 5.5, é possível afirmar que além do mecanismo de aderência e arraste, houve fadiga térmica do substrato devido a trinca ali encontrada, o que ocasionou falha catastrófica da aresta de corte. Há também evidências de desgaste abrasivo na superfície de folga, como pode ser notado na figura 5.5 pelos riscos paralelos à direção de corte. Então, a quebra da aresta de corte foi causada por fadiga térmica sobre uma região que já se encontrava fragilizada pelo mecanismo de desgaste por aderência e arraste na superfície de saída e por abrasão na de folga.

No EDS4 da figura 5.4b foi encontrado grande porcentagem em peso do elemento Alumínio, que está presente na segunda camada de revestimento da ferramenta, (observar tabela 5.1). A baixa presença do elemento Ferro nesta superfície pode estar relacionada com a forma de direcionamento do fluido de corte.

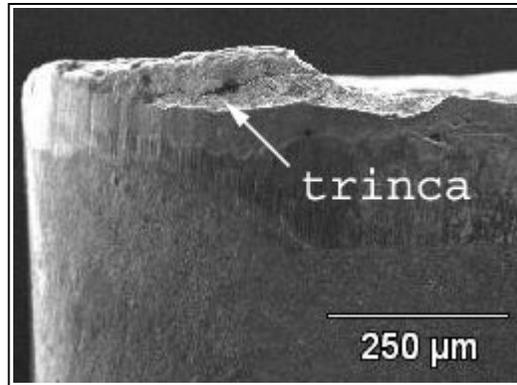


Figura 5.5: Detalhe “t” da figura 5.4b

Comparativamente às outras condições de refrigeração, e de acordo com os cavacos coletados, esta condição foi a que apresentou o menor comprimento de contato entre cavaco e superfície de saída devido a grande taxa de resfriamento e a alta força de aplicação proporcionada pelo fluido de corte. Entretanto, não houve otimização da vida da ferramenta, pois o líquido não conseguiu penetrar na interface cavaco-ferramenta a fim de aumentar a lubrificação e reduzir o atrito, como se supunha que ele pudesse fazer. Devido o pequeno raio de curvatura, pode-se controlar a formação do cavaco em qualquer faixa de avanço e rotação. Além disso, o armazenamento, o transporte e a segurança do operador também são facilitados em virtude do menor volume ocupado.

O EDS3, da figura 5.4a, indica a presença de uma película aderente, de coloração escura e provavelmente inorgânica que foi formada sobre o revestimento da ferramenta e observada também ao microscópio óptico. Uma análise neste ponto, e de acordo com a tabela 5.1, mostra uma elevada porcentagem em peso dos elementos Fósforo, Enxofre e Zinco. De acordo com o boletim técnico do fabricante Blaser (2005), eles são oriundos da formulação do fluido de corte, principalmente do aditivo extrema pressão, que é composto por uma mistura de óleos vegetais, emulsificadores e inibidores, quais sejam:

- Alquil Ditionofosfato de Zinco [5-15%] - (aditivo Extrema Pressão);
- 4,4-metileno-bis-tetrahydro - 1,4 oxazina [1-5%] - ($C_9H_{18}N_2O_2$);
- Oleilsarcosina [$< 2\%$] - ($C_{21}H_{39}NO_2$).

Assim, estes elementos não foram detectados no flanco da ferramenta, o que é evidente, pois o fluido foi direcionado à superfície de saída. Aparentemente, a presença destes elementos é

um fato normal, pois a sua composição, juntamente com altas temperaturas, permite reações químicas para a formação de uma película com baixa tensão de cisalhamento nas superfícies que se atritam. Uma hipótese para elucidar este fenômeno foi estudada por Maru (2003), e está relacionada com as respostas de desgaste e atrito encontradas em um sistema deslizante lubrificado. Para tanto, foram realizados ensaios de deslizamento em um equipamento para testes de desgaste, adotando-se o dispositivo pino-contra-disco, para ensaios com movimento relativo rotativo contínuo entre as amostras, e o dispositivo pino-contra-placa, para ensaios com movimento alternado, ou oscilatório, entre as amostras. Os materiais metálicos ensaiados foram pinos de aço AISI 52100 e contra-corpos de aço AISI 8640. O óleo lubrificante foi o mineral de base parafínico, IV100. Foram variadas as condições de aditivação (enxofre e fósforo) e de contaminação do óleo lubrificante e dois níveis de carregamento. Os principais resultados foram:

- O efeito da presença da aditivação no óleo foi evidente nos ensaios e sua atuação dependeu do sistema mecânico, da condição de carregamento e da presença de contaminação. Com o menor nível de carregamento, a aditivação diminuiu a propensão à oxidação nos ensaios oscilatórios e diminuiu o desgaste nos ensaios rotativos. Com o maior nível de carregamento, a presença da aditivação no óleo diminuiu a deformação plástica das superfícies, porém não necessariamente diminuindo a perda de material;
- O efeito da presença de contaminação no óleo foi mais evidente nos ensaios com menor nível de carregamento, em que o desgaste foi significativamente maior com a presença da contaminação;
- O efeito do carregamento mecânico foi significativo, observado principalmente na análise microscópica das superfícies, que evidenciou um grau de severidade muito maior com o maior nível de carregamento.

A outra hipótese sugerida é a reação dos hidrocarbonetos que estão contidos na formulação do fluido de corte. Entretanto, como um dos produtos desta reação é o carbono, elemento de baixo peso atômico e de alta solubilidade, não foi possível uma comprovação desta teoria mesmo através das análises por EDS. Pode-se ainda notar na figura 5.4a que a película procedente do fluido de corte se formou em regiões periféricas do contato entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta, que é a zona de escorregamento da ferramenta definida por Trent (1991), e que está mostrada na figura 3.2. Assim, na zona de aderência em que o desgaste foi mais intenso, não

se encontrou traços da presença do fluido de corte, sendo incapaz de penetrar nesta interface para promover a lubrificação.

A figura 5.6 e a tabela 5.2 mostram respectivamente as imagens da superfície de saída e de folga da ferramenta obtidas no Microscópio Eletrônico de Varredura, e as análises por EDS da primeira réplica dos ensaios das ferramentas que utilizaram fluido de corte direcionado à superfície de folga.

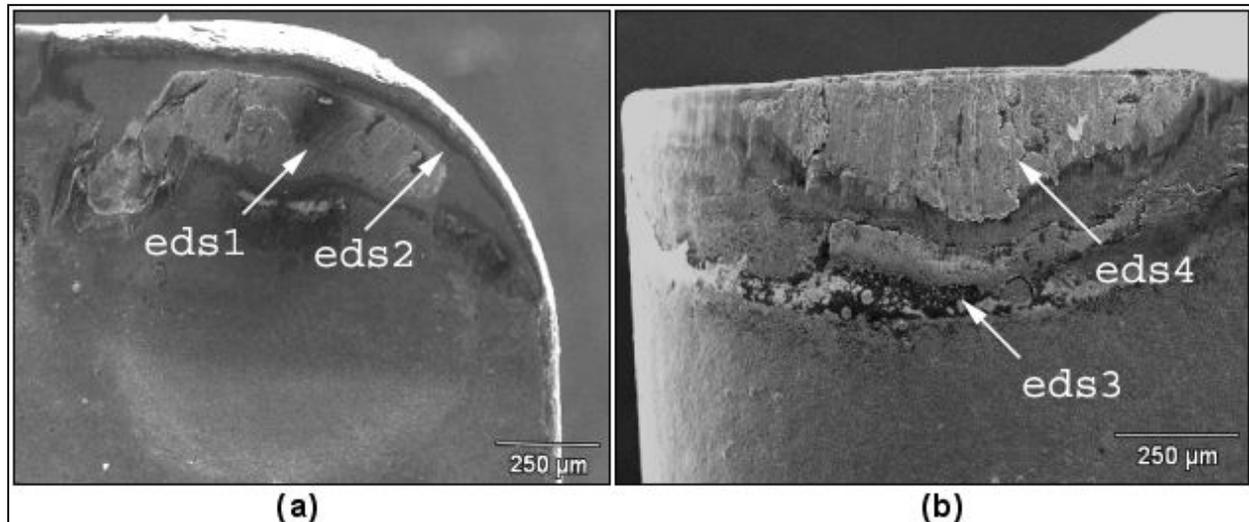


Figura 5.6: Fluido de corte aplicado na superfície de folga da ferramenta _ 1º Réplica

Tabela 5.2: Porcentagem em peso dos elementos químicos

	Mg	Si	P	S	Zn	Al	Ti	Mn	Fe	W
EDS1	-	-	-	-	-	-	-	1,29	98,71	-
EDS2	-	-	-	-	-	-	95,43	-	4,56-	-
EDS3	0,82	4,01	20,01	18,56	52,81	-	2,01	1,13	0,65	-
EDS4	-	-	-	-	-	-	-	-	100	-

O EDS1 e 4, das respectivas figuras 5.6a e 5.6b e da tabela 5.2, mostram elevadas porcentagens em peso do elemento Ferro, sugerindo aderência de material da peça nas superfícies de atrito da ferramenta. A craterização da superfície de saída, em termos de extensão, para esta condição de refrigeração foi menor à condição anterior em razão do injetor do fluido de corte estar direcionado à superfície de folga. Além disso, a ausência de Tungstênio na superfície de saída também permite afirmar que a cratera desenvolvida foi de menor profundidade.

Como será visto adiante nos resultados de temperatura de corte, dentre as condições que receberam fluido de corte no flanco da ferramenta, esta foi a que apresentou o menor valor de

temperatura, observar tabela 5.17. Neste caso, houve forte aderência do material da peça sobre o revestimento da superfície de folga e depois o seu arraste, diminuindo a vida da ferramenta. Provavelmente, a remoção da camada de revestimento pelo desgaste abrasivo facilitou a aderência do material da peça. Em regiões próximas ao EDS4 da figura 5.6b, principalmente no raio de ponta, é perceptível marcas de desgaste abrasivo perpendiculares à aresta de corte.

O EDS2, da figura 5.6a e da tabela 5.2, apresentou 95,43% em peso de Titânio, presente no revestimento da ferramenta, e 4,57% em Ferro. Esta região é citada por Trent (1991) como zona de aderência, em que a temperatura é muito alta, o contato entre cavaco e ferramenta é muito intenso e, portanto, a difusão tem todas as condições de ocorrer. Ressalta-se que a diminuição da craterização da superfície de saída e a integridade da aresta de corte não foram suficientes para prolongar a vida da ferramenta em relação à condição descrita anteriormente.

Foi verificado através da seqüência de imagens no microscópio óptico que a aderência de material no flanco é mais intensa perto do fim de vida da ferramenta. Isto acontece por várias razões: perda das camadas de cobertura que revestem o substrato, perda da afiação da aresta ocasionada pelas grandes deformações plásticas e um maior contato das superfícies de atrito ferramenta-peça, o que permite um elevado aumento da temperatura nesta região. Wallbank em 1979 (apud TRENT, 1991), obteve evidências de que, mesmo com a aresta afiada, o material da peça está em contato com a superfície de folga em uma largura de 0,2 mm, para um ângulo de folga de 6°, juntamente com a presença de uma pequena zona de fluxo. Porém, este comprimento de contato é pequeno para gerar altas temperaturas. Quando o desgaste aumenta, a zona de fluxo nesta região passa a ser uma grande fonte geradora de calor.

O volume de cavaco removido para esta condição de refrigeração foi muito similar à condição anterior, em torno de 1,4 dm³. O aumento da força de impacto proporcionada pela alta pressão do fluido de corte e a utilização de um injetor com diâmetro de 2,7 mm, proporcionou uma intermitência no contato entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta. Neste caso, como a profundidade de corte utilizada foi de 1 mm, o cavaco também recebeu parte do fluxo, dificultando a sua curvatura vertical e horizontal o suficiente para tornar o processo instável. Entretanto, foi observado que muito embora os injetores permanecessem rijos ao longo dos ensaios, pequenas variações em seu posicionamento produziam alterações na formação do cavaco. Uma alternativa para contornar este problema é a redução do diâmetro dos injetores ou a

utilização de ferramentas que tenham um maior ângulo de posição, permitindo desta maneira um aumento da espessura de corte dos cavacos.

O EDS3, da figura 5.6b e da tabela 5.2, mostra elevada porcentagem em peso dos elementos Fósforo, Enxofre e Zinco. Isto confirma a hipótese de que o fluido de corte é o principal responsável pela presença destes sobre o revestimento da ferramenta.

A figura 5.7 e a tabela 5.3 mostram respectivamente as imagens da superfície de saída e de folga da ferramenta obtidas no Microscópio Eletrônico de Varredura, e as análises por EDS da primeira réplica dos ensaios das ferramentas que utilizaram fluido de corte direcionado simultaneamente à superfície de saída e de folga.

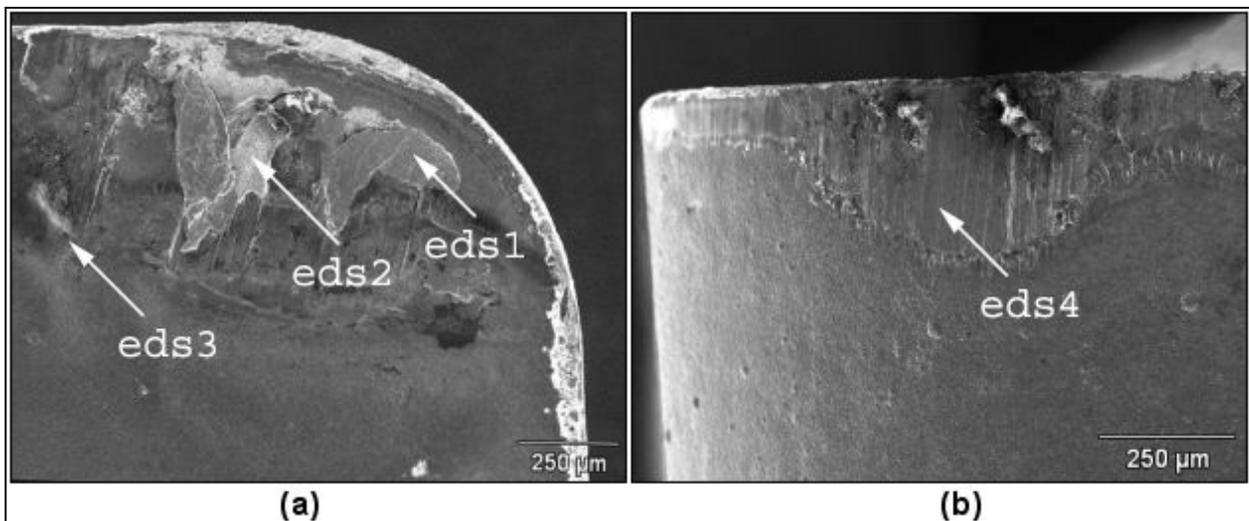


Figura 5.7: Fluido de corte aplicado na superfície de saída e folga da ferramenta _ 1º Réplica

Tabela 5.3: Porcentagem em peso dos elementos químicos

	Mg	Ca	Si	P	S	Zn	Al	Ti	Mn	Fe	W
EDS1	-	-	-	-	-	-	-	0,98	0,93	98,79	-
EDS2	-	-	-	-	-	-	-	-	-	3,92	96,08
EDS3	0,94	-	3,08	11,59	17,91	57,91	-	1,06	1,65	5,85	-
EDS4	-	-	0,27	-	-	-	-	-	1,08	98,65	-

De acordo com a figura 5.1, a vida foi aumentada em aproximadamente 20% em relação às outras duas condições também direcionadas. Entretanto, como discutido anteriormente, nesta condição também houve presença de material da peça aderido sobre a superfície de saída e de folga, EDS1 e 4 das respectivas figuras 5.7a e 5.7b e, da tabela 5.3. Conclui-se que a repartição da vazão foi benéfica para aumentar a vida da ferramenta. Houve também a presença de desgaste

abrasivo na superfície de folga, como se pode constatar pelos riscos paralelos à direção de corte e que estão mostrados na região do EDS4 da figura 5.7b.

Comparando a figura 5.7a com as de número 5.4a e 5.6a, é possível notar que a área ocupada pela cratera na superfície de saída da ferramenta para esta condição de refrigeração permaneceu em uma posição intermediária em relação às outras duas. O EDS2, da figura 5.7a e da tabela 5.3, indica que o desgaste por aderência e arraste na superfície de saída foi intenso em razão da elevada porcentagem em peso do elemento Tungstênio, material do substrato da ferramenta. Quando a vazão do fluido de corte foi repartida, a taxa de resfriamento nas duas superfícies de atrito diminuiu, retardando o mecanismo de desgaste por aderência e arraste e também a fadiga térmica do revestimento. Isto mostra que neste nível de pressão, quanto mais fluido de corte é injetado sobre uma superfície da ferramenta, mais se tem o mecanismo de aderência e arraste de partículas. Além disso, o centro do desgaste que forma a cratera na superfície de saída também pode ter se afastado da aresta de corte devido a um melhor balanço energético e pela menor força do jato do fluido de corte, evitando o colapso da ferramenta de corte. Verifica-se que a superfície da ferramenta que não recebeu fluido praticamente não apresentou material de peça aderido ou desgaste de cratera, observar as figuras 5.4b e 5.6a. Uma hipótese para explicar esta constatação é que as forças de adesão entre os materiais são maiores e assim a força de separação que causa o arraste de partículas é mais intenso.

O EDS3 da figura 5.7a e da tabela 5.3 mostra novamente uma maior porcentagem em peso para os elementos Fósforo, Enxofre e Zinco. A presença destes elementos é dependente da região mais aquecida da ferramenta, neste caso a superfície de saída, e também do último passe da ferramenta. Nesta condição de refrigeração, é aceitável que o valor máximo do desgaste de flanco foi ultrapassado, removendo da superfície de folga a película que estava sobre o revestimento. Além disso, uma pequena variação na posição do injetor do fluido de corte também pode ter influenciado a sua formação nesta superfície. Outra hipótese é a de que a aplicação simultânea do fluido de corte equalizou a temperatura da ferramenta em níveis baixos, o que teoricamente reduziria a energia de ativação para as reações químicas. Novamente foram observados riscos abrasivos na superfície de folga, sugerindo simultaneamente desgaste abrasivo e por aderência e arraste de partículas.

A instabilidade de formação do cavaco, como quando se aplicou fluido de corte somente na superfície de folga, permaneceu inalterada mesmo com uma redução de 26% do diâmetro injetor.

5.1.1.2. Fluido de corte aplicado com $Q = 2,5 \text{ l.min}^{-1}$

As figuras 5.8 e 5.9 mostram respectivamente o desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido, para a primeira e segunda réplica dos ensaios, nas diferentes condições de refrigeração testadas.

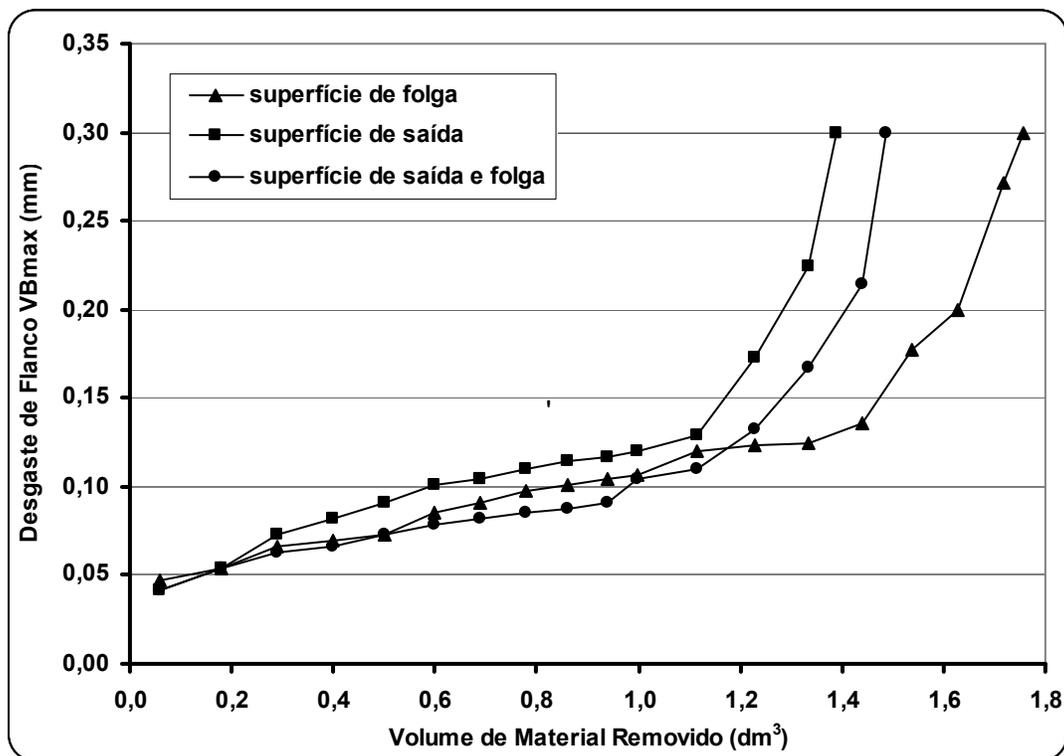


Figura 5.8: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica

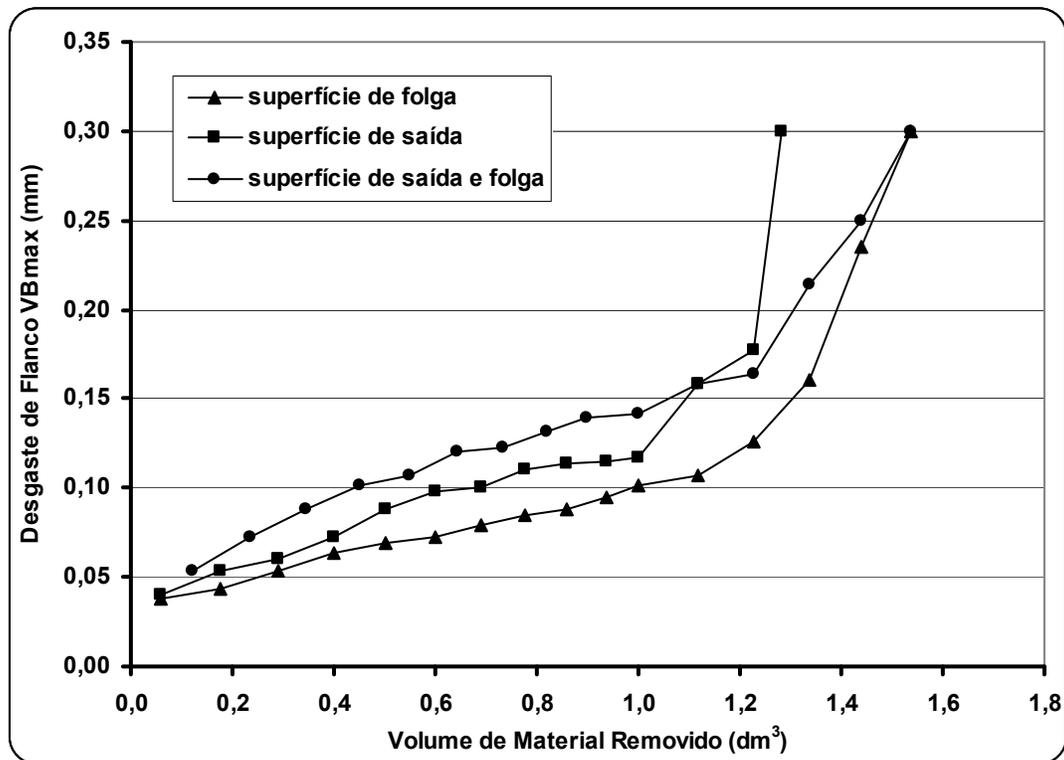


Figura 5.9: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 2º Réplica

Os perfis destas curvas de desgaste muito se assemelham às das figuras 5.2 e 5.3. Após um período de aumento lento, o desgaste de flanco aumenta bruscamente acima de $1,2 \text{ dm}^3$ de material removido. Pode-se observar nas figura 5.1 que a melhor condição, em termos de vida de ferramenta, foi quando o fluxo de fluido foi direcionado à superfície de folga. A aplicação simultânea de fluido de corte não produziu bons resultados. Já a aplicação de fluido de corte na superfície de saída continuou proporcionando baixos valores de vida para a ferramenta.

A figura 5.10 e a tabela 5.4 mostram respectivamente as imagens da superfície de saída e de folga da ferramenta obtidas no Microscópio Eletrônico de Varredura, e as análises por EDS da primeira réplica dos ensaios das ferramentas que utilizaram fluido de corte direcionado à superfície de saída.

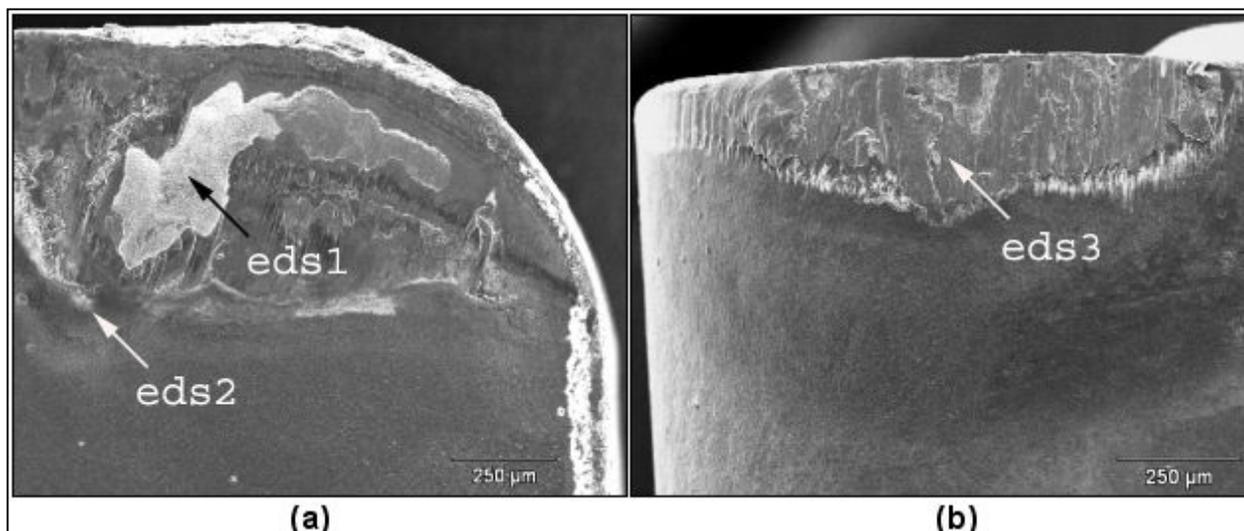


Figura 5.10: Fluido de corte aplicado na superfície de saída da ferramenta _ 1º Réplica

Tabela 5.4: Porcentagem em peso dos elementos químicos

	Ca	Si	P	S	Zn	Al	Ti	Mn	Fe	W
EDS1	-	-	-	-	-	-	-	-	-	100
EDS2	8,28	2,44	12,22	14,61	51,07	-	3,27	1,89	6,21	-
EDS3	-	-	-	-	-	-	-	1,12	98,38	-

A região indicada pelo EDS1, da figura 5.10a e da tabela 5.4, mostrou uma grande porcentagem em peso do elemento Tungstênio, presente no substrato da ferramenta. Nesta circunstância, acredita-se que o revestimento da ferramenta foi desgastado pelo mecanismo de aderência e arraste de partículas. De acordo com as figuras 5.4a, 5.7a e 5.10a, percebe-se que a área ocupada pelo desgaste de cratera para estas duas últimas condições de refrigeração foram similares e menores do que quando o fluido de corte foi aplicado na superfície de saída a uma vazão de $11 \text{ l}\cdot\text{min}^{-1}$. Embora nesta condição estudada não tenha ocorrido o colapso da aresta de corte, a vida da ferramenta não foi melhorada. Deve-se ressaltar que a redução da vazão ocasionou uma diminuição da força do fluido de corte, provocando um contato intermitente do cavaco com a superfície de saída, mas insuficiente para realizar quebra eficiente. Esta instabilidade pode ter acelerado os mecanismos de desgaste. Entretanto, acredita-se que a falta de refrigeração na superfície de folga tenha sido a maior responsável pela vida curta da ferramenta.

O EDS3, da figura 5.10b e da tabela 5.4, revela a existência de material da peça aderido sobre a superfície de folga da ferramenta. Ainda que o fluido de corte tenha sido aplicado na superfície de saída, houve desgaste por aderência e arraste no flanco da ferramenta. Também é

possível observar, principalmente próximo ao raio de ponta, marcas de desgaste abrasivo perpendiculares à aresta de corte que foram provocados pelo contato do material da peça com a ferramenta durante o corte.

O EDS2, da figura 5.10a e da tabela 5.4, mostra alta porcentagem em peso dos elementos Fósforo, Enxofre e Zinco. No entanto, observando as figuras 5.7a e 5.10a percebe-se que quantitativamente a película formada sobre o revestimento da superfície de saída são similares. Pode-se também afirmar, visualizando a figura 5.10b, que a presença daqueles elementos na região da superfície de folga foi pequena pois o fluido de corte foi direcionado à superfície de saída da ferramenta. Assim, novamente o desgaste de flanco da ferramenta foi causado inicialmente por abrasão propiciando posteriormente desgaste por aderência e arraste de partículas.

A figura 5.11 e a tabela 5.5 mostram respectivamente as imagens da superfície de saída e de folga da ferramenta obtidas no Microscópio Eletrônico de Varredura e as análises por EDS da primeira réplica dos ensaios das ferramentas que utilizaram fluido de corte direcionado à superfície de folga.

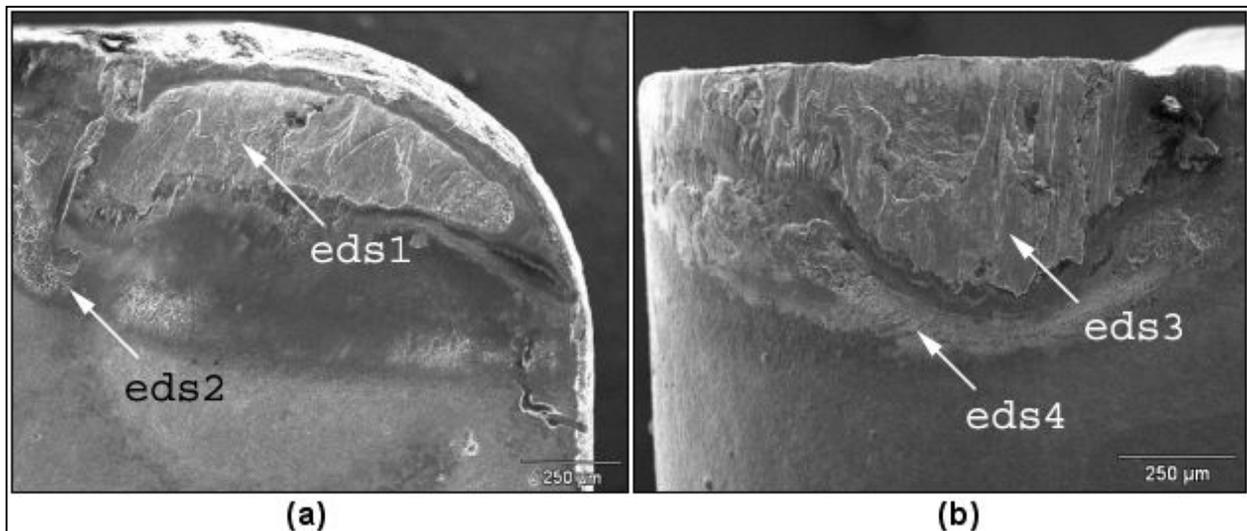


Figura 5.11: Fluido de corte aplicado na superfície de folga da ferramenta _ 1º Réplica

Tabela 5.5: Porcentagem em peso dos elementos químicos

	Ca	Si	P	S	Zn	Al	Ti	Mn	Fe	W
EDS1	-	-	-	-	-	-	-	1,07	98,93	-
EDS2	4,89	1,80	1,77	2,18	5,23	0,62	81,04	1,49	0,97	-
EDS3	-	-	-	-	-	-	-	1,06	98,94	-
EDS4	-	1,57	6,96	7,88	34,00	-	42,36	-	6,46	-

A aplicação de fluido de corte na superfície de folga apresentou bons resultados. Comparando-se as figuras 5.6a e 5.11a, percebe-se novamente que a área ocupada pelo desgaste de cratera na superfície de saída da ferramenta são parecidas. O EDS1, da figura 5.11a e da tabela 5.5, mostra que a craterização nesta superfície não foi tão intensa a ponto de atingir o substrato, mesmo existindo material da peça aderido. Neste ensaio a vida da ferramenta foi similar à condição em que se utilizou aplicação simultânea de fluido de corte com fluxo total de 11 l.min^{-1} , demonstrando que é possível reduzir a vazão, aplicar fluido somente na superfície de folga e ainda assim manter a vida da ferramenta nos mesmos níveis.

O EDS3, da figura 5.11b e da tabela 5.5, mostram elevada porcentagem em peso de Ferro na superfície de folga da ferramenta. Os resultados da tabela 5.17, que estão relacionados com a temperatura da ferramenta, mostraram que a redução da vazão de 11 para $2,5 \text{ l.min}^{-1}$ possibilitaram aumento da temperatura da ferramenta, como era de se esperar. A explicação para este comportamento é similar quando se aplicou fluido de corte simultaneamente na superfície de saída e de folga, ou seja, a menor taxa de resfriamento proporcionou menor aderência e arraste de material, prolongando a vida da ferramenta. Além disso, deve-se considerar que o aumento da temperatura alcançada com a redução da vazão de 11 para $2,5 \text{ l.min}^{-1}$ ainda foi menor que aquele encontrado com a aplicação convencional de fluido de corte. A ausência de fluido de corte na superfície de saída também pode ter contribuído para reduzir o desgaste nesta superfície, embora este não tenha sido o fator que determinou o fim de vida da ferramenta.

Li (1996a), estudou a relação existente entre a vazão de fluido de corte e a taxa de transferência de calor da ferramenta através de uma simulação numérica. Sabe-se que a troca de calor entre ferramenta e fluido de corte é regida por transferência convectiva forçada. O fluido, com velocidade V e temperatura T_∞ , escoia sobre uma superfície de forma arbitrária e de área A . A superfície por hipótese, está na temperatura uniforme T_s , e, se $T_s \neq T_\infty$, ocorrerá a transferência convectiva de calor. O fluxo de calor local q'' pode exprimir-se como $q'' = h (T_s - T_\infty)$ onde h é o

coeficiente local de convecção. Utilizando esta equação, foi possível determinar que o coeficiente de transferência de calor (h) aumenta quando a vazão de fluido é aumentada. Foi previsto para a superfície de folga que, para aumentar o coeficiente de transferência de calor por n vezes, a vazão de fluido precisa ser aumentada em n^2 . Então, tem-se a seguinte relação:

- $h_{\text{final}} = n^2 \cdot h_{\text{inicial}}$ daí; $h = K$ (variáveis independentes de Q). $Q^{1/2}$;
- $Q_{\text{final}} = n^2 \cdot Q_{\text{inicial}} = 2,5 = n^2 \cdot 11 \therefore n \sim 0,47$.

Como se pode notar, a redução da vazão de 11 para $2,5 \text{ l.min}^{-1}$, em 77%, proporcionou uma redução de 47% no coeficiente convectivo.

O EDS2 e 4, das figuras 5.11a e 5.11b e também da tabela 5.5, mostraram novamente a presença dos elementos Fósforo, Enxofre e Zinco sobre o revestimento da ferramenta, com mais proeminência na superfície de folga, direção em que o fluido de corte foi aplicado. Como já citado, a redução da vazão aumentou a temperatura na região de corte, acelerando a velocidade das reações químicas que forma a película com baixa tensão de cisalhamento sobre a ferramenta.

Utilizando o injetor com 1,2 mm de diâmetro houve redução da força do jato, melhorando o processo de formação do cavaco. No entanto, como nas condições em que o fluido foi direcionado à superfície de folga, houve dificuldade de quebra.

A figura 5.12 e a tabela 5.6 mostram respectivamente as imagens da superfície de saída e de folga da ferramenta obtidas no Microscópio Eletrônico de Varredura, e as análises por EDS da primeira réplica dos ensaios das ferramentas que utilizaram fluido de corte direcionado à superfície de saída e de folga.

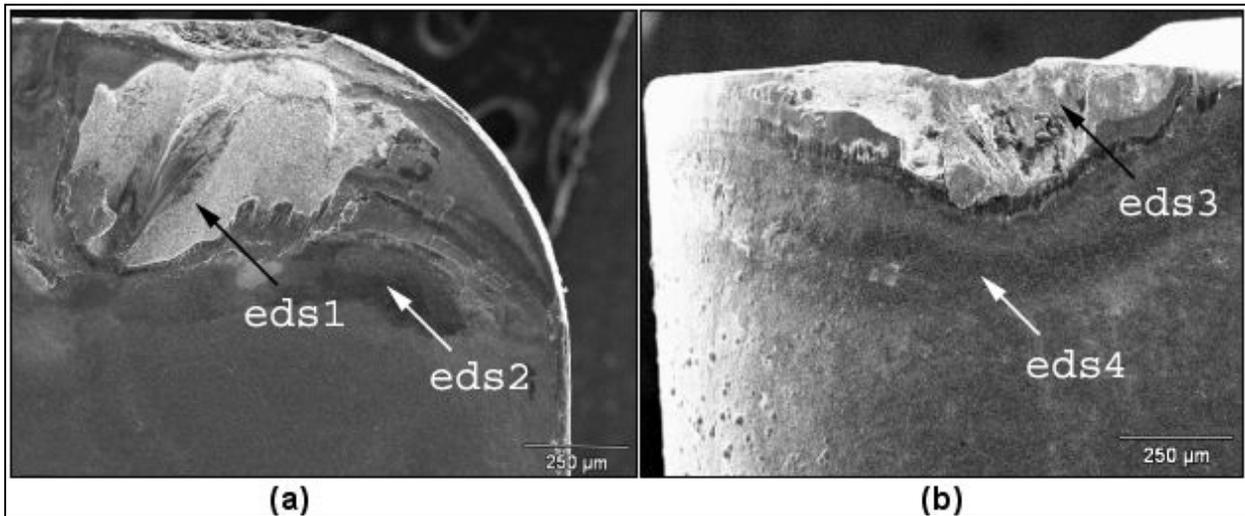


Figura 5.12: Fluido de corte aplicado na superfície de saída e folga da ferramenta _ 1º Réplica

Tabela 5.6: Porcentagem em peso dos elementos químicos

	Ca	Si	P	S	Zn	Al	Ti	Mn	Fe	W	Mo
EDS1	-	-	-	-	-	-	4,04	-	2,43	93,53-	-
EDS2	4,30	2,25	11,55	13,17	58,95	-	3,12	1,01	5,66	-	-
EDS3	-	-	-	-	-	-	2,74	-	37,12	60,10	-
EDS4	-	-	-	-	-	1,11	97,81	-	-	-	1,09

Nesta condição, a vazão aplicada em cada uma das direções foi de $1,25 \text{ l.min}^{-1}$. A figura 5.1 mostra que o volume de cavaco removido para esta condição de refrigeração foi menor em relação à vazão de 11 l.min^{-1} , na qual a divisão do fluxo prolongou a vida da ferramenta. De acordo com o EDS1 e 3, das respectivas figuras 5.12a e 5.12b e, da tabela 5.6, foi possível verificar grande porcentagem em peso do elemento Tungstênio. Além disso, também foi constatada na superfície de folga uma falha catastrófica da aresta de corte, com grande perda de material do substrato da ferramenta. A causa da craterização não pode ser muito bem estabelecida. Baseando-se nos resultados dos outros ensaios poder-se-ia dizer que a aderência e o arraste de partículas foi o principal mecanismo de desgaste. Porém não se observa em nenhum ponto da superfície de saída grande quantidade de material aderido. Como a temperatura foi mais alta que em outros ensaios devido à menor vazão do fluido de corte, pode-se deduzir que o

mecanismo de desgaste que expôs o substrato da ferramenta foi a difusão. Entretanto, a vazão de fluido de corte extremamente baixa aplicada na superfície de saída promoveu instabilidade na formação do cavaco, o que pode também ter ocasionado aderência e arraste de partículas e/ou fadiga térmica da ferramenta.

Por outro lado, a vida da ferramenta para esta condição foi maior em relação àquela obtida quando o fluido de corte foi direcionado à superfície de saída. Conclui-se que um fluxo reduzido de fluido aplicado na superfície de folga ainda consegue reduzir a temperatura na região da aresta de corte.

O EDS2 e 4, das respectivas figuras 5.12a e 5.12b e, da tabela 5.6, mostraram a presença de Fósforo, Enxofre e Zinco na superfície de saída e nenhuma presença destes elementos na superfície de folga. As hipóteses para tentar explicar estes valores já foram apresentados nos ensaios que utilizaram vazão de 11 l.min^{-1} , em idêntica condição de refrigeração.

5.1.1.3. Fluido de corte aplicado de forma convencional e corte a seco

As figuras 5.13 e 5.14 mostram respectivamente o desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido, para a primeira e segunda réplica dos ensaios, nas diferentes condições de refrigeração testadas. Para efeito de comparação com o sistema em alta pressão, foram realizados ensaios sem a presença de fluido de corte e também utilizando o sistema convencional de refrigeração da máquina-ferramenta. Este sistema é capaz de aplicar fluido de corte sem direção específica com $P = 0,04 \text{ MPa}$ e $Q = 9 \text{ l.min}^{-1}$, através de dois orifícios que foram indicados na figura 4.5 como saídas convencionais.

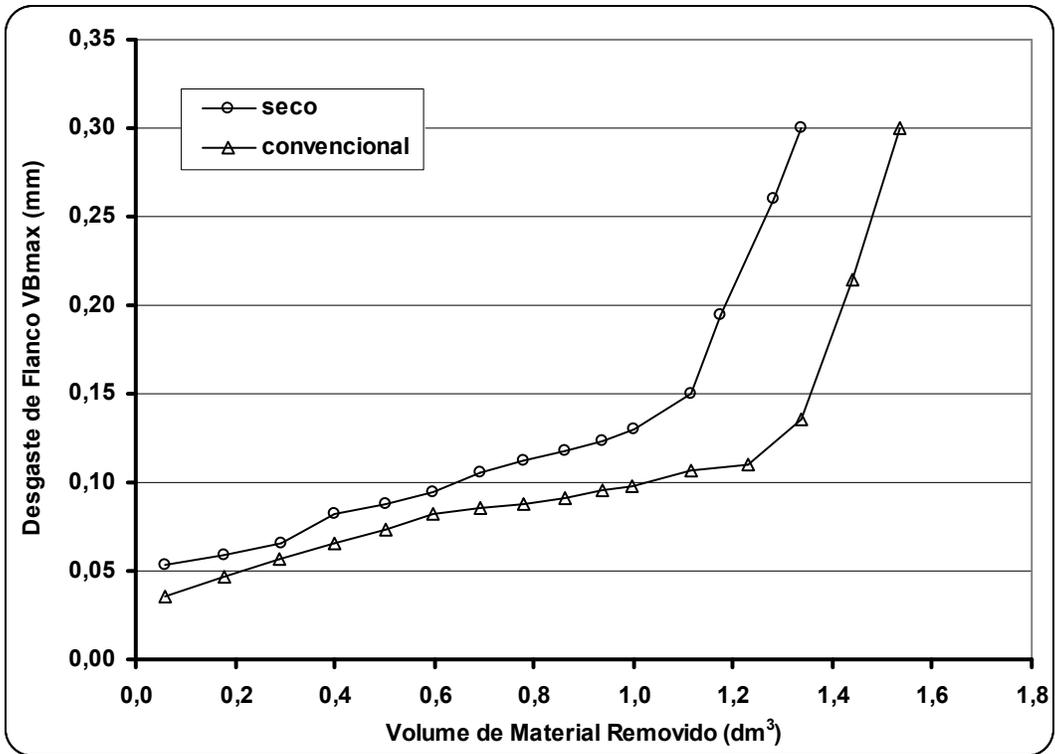


Figura 5.13: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica

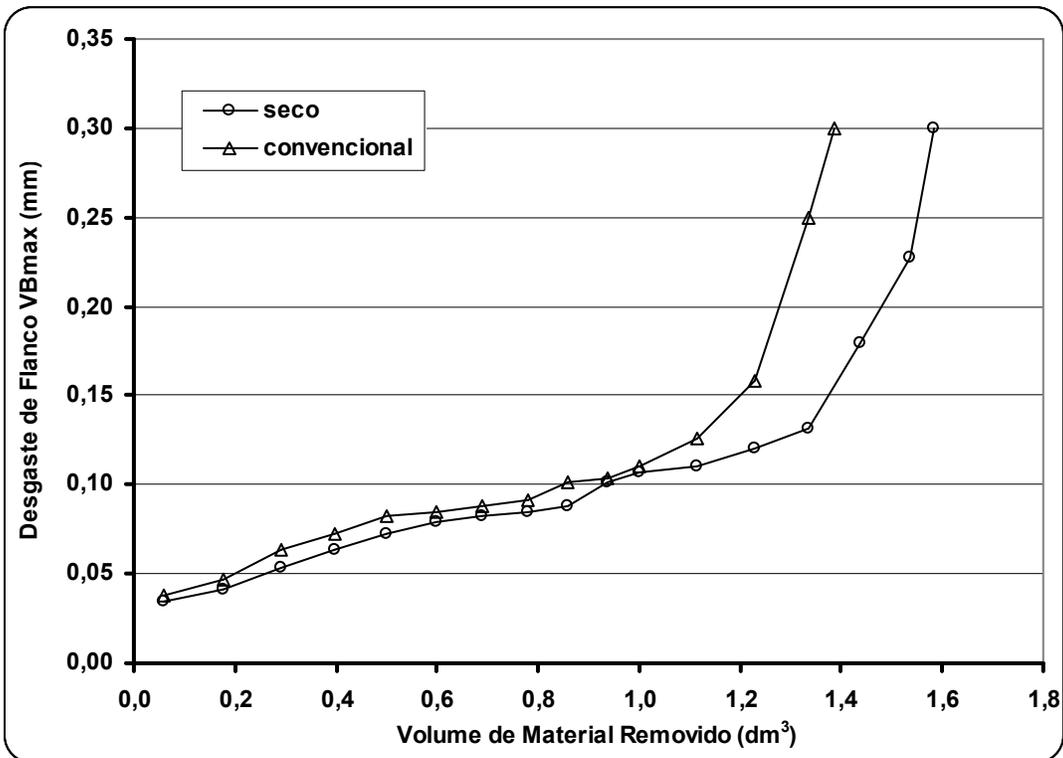


Figura 5.14: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 2º Réplica

Dois pontos estão claros nestas figuras: o primeiro se refere ao comportamento do desgaste de flanco. O perfil apresentado por estas curvas de vida de ferramenta é muito similar aos outros já analisados, isto é, um crescimento lento inicial seguido de um crescimento mais rápido que leva a ferramenta a atingir o critério de fim de vida estabelecido. O segundo está relacionado com a diferença de vida da ferramenta para os ensaios realizados com aplicação convencional de fluido de corte e a usinagem a seco. Na primeira réplica, o torneamento com fluido de corte apresentou desgaste da ferramenta menos acelerado que o corte a seco, enquanto que na segunda réplica isto se inverteu. Pode-se dizer então que não é possível afirmar qual condição apresenta desgaste mais lento e, portanto, vida mais longa da ferramenta.

A figura 5.15 e a tabela 5.7 mostram respectivamente as imagens da superfície de saída e de folga da ferramenta obtidas no Microscópio Eletrônico de Varredura, e as análises por EDS da primeira réplica dos ensaios das ferramentas que utilizaram fluido de corte aplicado de maneira convencional.

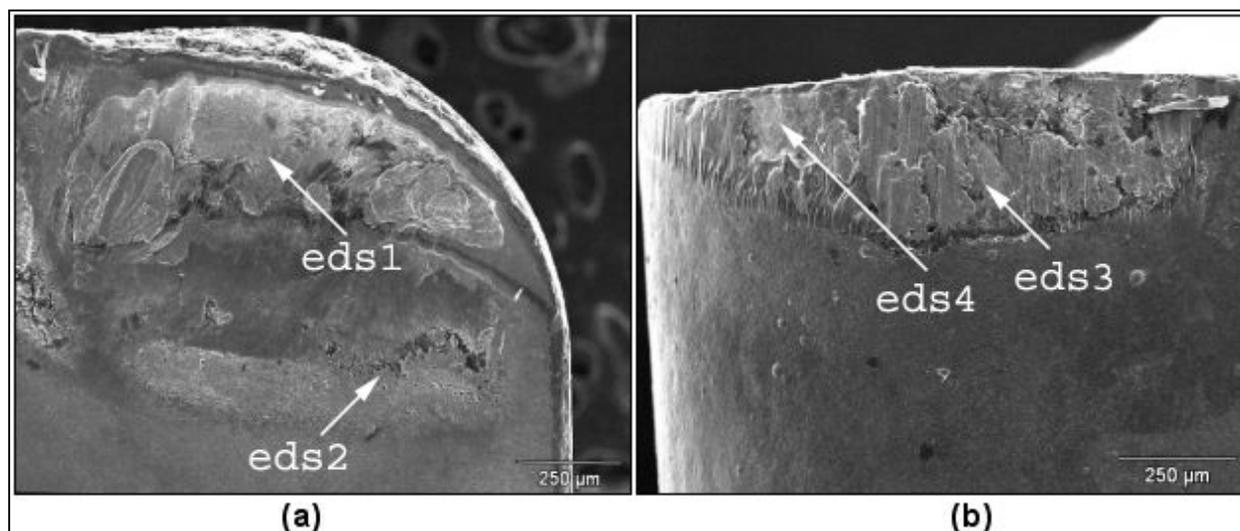


Figura 5.15: Fluido de corte aplicado de maneira convencional _ 1º Réplica

Tabela 5.7: Porcentagem em peso dos elementos químicos

	Ca	Si	P	S	Zn	Al	Ti	Mn	Fe	W
EDS1	-	-	-	-	-	-	-	0,93	99,07	-
EDS2	10,07	1,25	28,69	2,06	47,47	-	1,82	1,79	6,86	-
EDS3	-	-	-	-	-	-	-	1,28-	98,72	-
EDS4	-	-	-	-	-	-	1,45	-	3,23	95,31

Fazendo um comparativo entre a aplicação convencional e o sistema em alta pressão, figura 5.1, a vida da ferramenta para a aplicação convencional foi similar para as condições em que o fluido de corte foi direcionado à superfície de saída e ao corte a seco. Embora a vazão de fluido nesta condição fosse de 9 l.min^{-1} , a vida da ferramenta não foi melhorada, mostrando a incapacidade de penetração do fluido de corte no flanco da ferramenta, região que determinou o fim da vida da ferramenta. Uma análise por EDS realizada na superfície de folga, figura 5.15b, mostrou a ausência dos elementos Fósforo, Enxofre e Zinco. Outra evidência de que o fluido de corte não conseguiu atingir a região da aresta de corte pode ser constatada quando se observa os valores de temperatura da tabela 5.17. Nota-se que, em termos de refrigeração, esta foi a condição mais ineficiente dentre as testadas, seguida da aplicação a uma vazão de 11 l.min^{-1} e por fim a $2,5 \text{ l.min}^{-1}$.

Como a aplicação do fluido de corte foi em baixa pressão, o mecanismo de aderência e arraste possivelmente foi menor em relação às outras condições em que houve direcionamento porque em temperaturas mais altas, as forças de adesão são mais baixas e conseqüentemente o arraste de partículas é menor. No entanto, através do EDS1 e 3, das respectivas figuras 5.15a e 5.15b e, da tabela 5.7, também foi observado material da peça aderido sobre as superfícies de atrito. Porém, o desgaste não foi tão severo a ponto de atingir o substrato da ferramenta ou provocar lascamentos com falha catastrófica da aresta de corte. O EDS4, da figura 5.15b e da tabela 5.7 mostra grande porcentagem em peso do elemento Tungstênio, indicando um pequeno lascamento do revestimento nesta região, provavelmente como conseqüência da aderência e arraste de material da peça. Nesta mesma figura também pode-se notar, próximo ao raio de ponta, riscos abrasivos perpendiculares à aresta de corte.

O EDS2, da figura 5.15a e da tabela 5.7, indicou maior porcentagem em peso dos elementos Fósforo, Enxofre e Zinco. De acordo com a figura 4.5, visualiza-se que o porta-ferramenta trabalha à direita, ou seja, desloca-se em direção à placa de torneamento durante a usinagem. Portanto, para que exista o corte, deve-se utilizar a função auxiliar M03 no programa CNC da máquina-ferramenta, que permite girar o eixo árvore no sentido anti-horário. Percebe-se também que as duas saídas convencionais do fluido de corte estão localizadas acima do porta-ferramenta. Nesta situação, pode-se deduzir que o fluido de corte é constantemente pressionado contra a superfície de saída durante a usinagem, aumentando a formação dos elementos citados no EDS2 em regiões periféricas da superfície de saída da ferramenta (observar figura 5.15a).

Outra consequência provavelmente foi o endurecimento do cavaco, o que dificultou a sua ruptura. Dentre as vantagens desta forma de aplicação podem ser citadas a melhor formação dos cavacos, se comparado às condições que receberam direcionamento do fluido de corte e baixa formação de névoa no interior da máquina.

Novaski e Dörr (1999), dizem que os gastos relativos com fluidos de corte são altos, tendo em vista que os custos das ferramentas de corte estão em torno de 2 a 4% do total dos custos da manufatura. Sendo assim, é necessário avaliar o comportamento da ferramenta sem a presença do fluido de corte.

A figura 5.16 e a tabela 5.8 mostram respectivamente as imagens da superfície de saída e de folga da ferramenta obtidas no Microscópio Eletrônico de Varredura, e as análises por EDS da primeira réplica dos ensaios das ferramentas utilizadas no corte a seco.



Figura 5.16: Usinagem a seco _ 1º Réplica

Tabela 5.8: Porcentagem em peso dos elementos químicos

	Nb	Si	P	S	Zn	Al	Ti	Mn	Fe	W
EDS1	-	0,67	-	-	-	-	-	0,88	98,45	-
EDS2	-	-	-	-	-	-	-	-	100,00	-
EDS3	24,17	2,95	-	-	-	-	11,47	-	5,57	55,84

De acordo com o EDS1 e 2, das respectivas figuras 5.16a e 5.16b e da tabela 5.8, existe material aderido na superfície de saída e na de folga. Já o EDS3, da figura 5.16b, mostra um pequeno lascamento com grande porcentagem em peso do elemento Tungstênio. A ausência de fluido de corte no processo mostra que não houve formação de Fósforo, Enxofre e Zinco sobre o

revestimento. Em termos de vida de ferramenta, o torneamento a seco foi igual à condição anterior, em que se aplicou fluido de corte de forma abundante. Sabe-se que as ferramentas da classe P15 possuem grande resistência ao desgaste. Então, caso não exista problema de dilatação térmica, comum em peças com paredes delgadas, o corte sem refrigeração torna-se economicamente e tecnicamente viável.

Pensava-se que a falta de fluido de corte iria reduzir a vida a ferramenta em razão dos mecanismos de desgaste termicamente ativados serem mais acelerados. No entanto, não foi isso o que se encontrou. De acordo com o EDS1 da figura 5.16a, percebe-se pequena craterização da superfície de saída da ferramenta, sendo insuficiente para atingir o substrato da ferramenta. Isto mostra que o fluido de corte direcionado à superfície de saída incentiva o desgaste de cratera, muito provavelmente devido o fortalecimento do mecanismo de desgaste por aderência e arraste.

O desgaste da superfície de folga foi novamente um misto de desgaste abrasivo, apresentando riscos paralelos à direção do corte, e por aderência e arraste do material da peça expondo o substrato, indicado pelo EDS3 da figura 5.16b.

As figuras 5.17a e 5.17b ilustram respectivamente as imagens em microscópio óptico das figuras 5.15a e 5.16a. Fica evidente na figura 5.17a a coloração escura proveniente das reações químicas do aditivo extrema pressão sobre a superfície de saída, ao passo que na usinagem a seco esta camada não está presente, figura 5.17b.

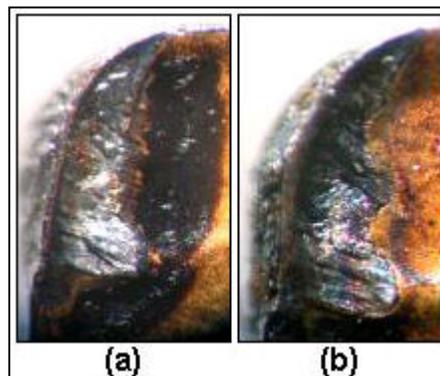


Figura 5.17: Refrigeração convencional e corte a seco

5.1.1.4. Conclusões parciais

- As condições de refrigeração influenciaram o desgaste da ferramenta. As melhores situações foram encontradas quando se aplicou fluido de corte simultaneamente nas duas

superfícies de atrito a uma vazão total de 11 l.min^{-1} , ou quando aplicado somente na superfície de folga a uma vazão de $2,5 \text{ l.min}^{-1}$;

- Sempre que o fluido de corte foi aplicado na superfície de saída houve excessiva craterização da ferramenta. Quando não foi aplicado nesta superfície, o desgaste de cratera foi pouco profundo, sendo insuficiente para atingir o substrato da ferramenta;
- O desgaste da superfície de folga foi predominantemente causado por abrasão e por aderência e arraste do material da peça, independentemente das condições de refrigeração utilizadas;
- O desgaste de cratera também foi causado pelo mesmo mecanismo citado. Quando o fluido de corte foi aplicado na superfície de saída a menor temperatura do cavaco fez com que as forças de aderência na interface cavaco-ferramenta se tornassem maiores, causando forte arraste de partículas. Exceção se fez quando o fluido de corte foi aplicado simultaneamente nas duas superfícies de atrito a uma vazão total de $2,5 \text{ l.min}^{-1}$. Provavelmente a maior temperatura ocasionada pela baixa vazão acelerou o mecanismo difusivo, ou então, a instabilidade de formação do cavaco proporcionou aderência e arraste de partículas e/ou fadiga térmica da ferramenta;
- O fluido de corte não conseguiu penetrar na interface cavaco-ferramenta e reduzir o atrito, mas foi eficaz para diminuir a temperatura na região da aresta de corte quando aplicado na superfície de folga.

5.1.2. Rugosidade da peça em $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$

A importância do estudo do acabamento superficial aumenta à medida que cresce a precisão de ajuste entre peças a serem acopladas, em que somente a precisão dimensional e de forma e de posição não são suficientes para garantir a funcionalidade do par acoplado. É fundamental para peças em que houver atrito, desgaste, corrosão, requisitos de aparência, resistência à fadiga, transmissão de calor, propriedades ópticas, etc. a especificação do acabamento da superfície através da rugosidade superficial (AGOSTINHO; RODRIGUES; LIRANI, 1986).

Diniz, Marcondes e Coppini (2001) afirmam que o acabamento da superfície de peças torneadas depende muito da relação entre avanço e raio de ponta da ferramenta. Este par tem uma contribuição geométrica à rugosidade teórica da peça dada pela seguinte expressão:

- $f^2/8r_e$, onde: f = avanço ($\text{mm}\cdot\text{rot}^{-1}$) e r_e = raio de ponta (mm).

Neste trabalho o avanço de trabalho e o raio de ponta da ferramenta se mantiveram constantes. Então, o valor teórico da rugosidade é igual a $3,5 \mu\text{m}$ ($f = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rot}^{-1}$ e $r_e = 0,8 \text{ mm}$). Importante salientar que o balanço do porta-ferramenta e do contraponto permaneceram constantes em todos os ensaios.

As figuras 5.18 e 5.19 mostram respectivamente a rugosidade média e máxima, em função do volume de cavaco removido, para a primeira réplica dos ensaios com $P = 1,2 \text{ MPa}$ e $Q = 11 \text{ l}\cdot\text{min}^{-1}$.

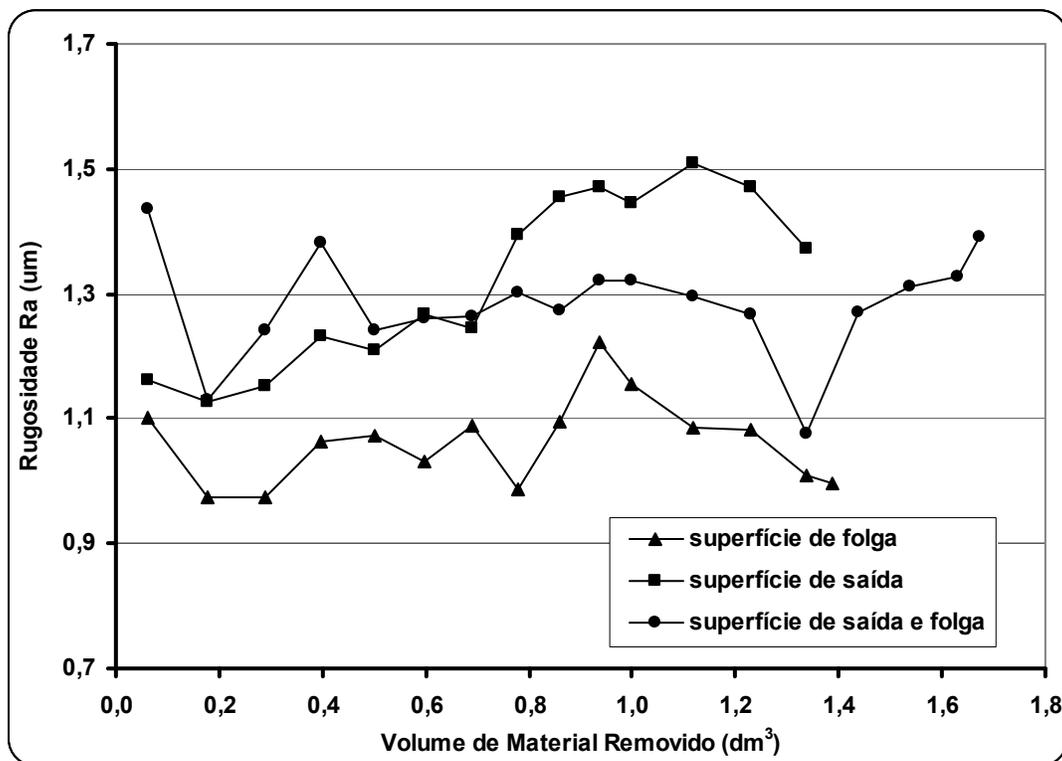


Figura 5.18: Rugosidade média (Ra) x Volume de material $v_c = 490 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ _ 1º Réplica

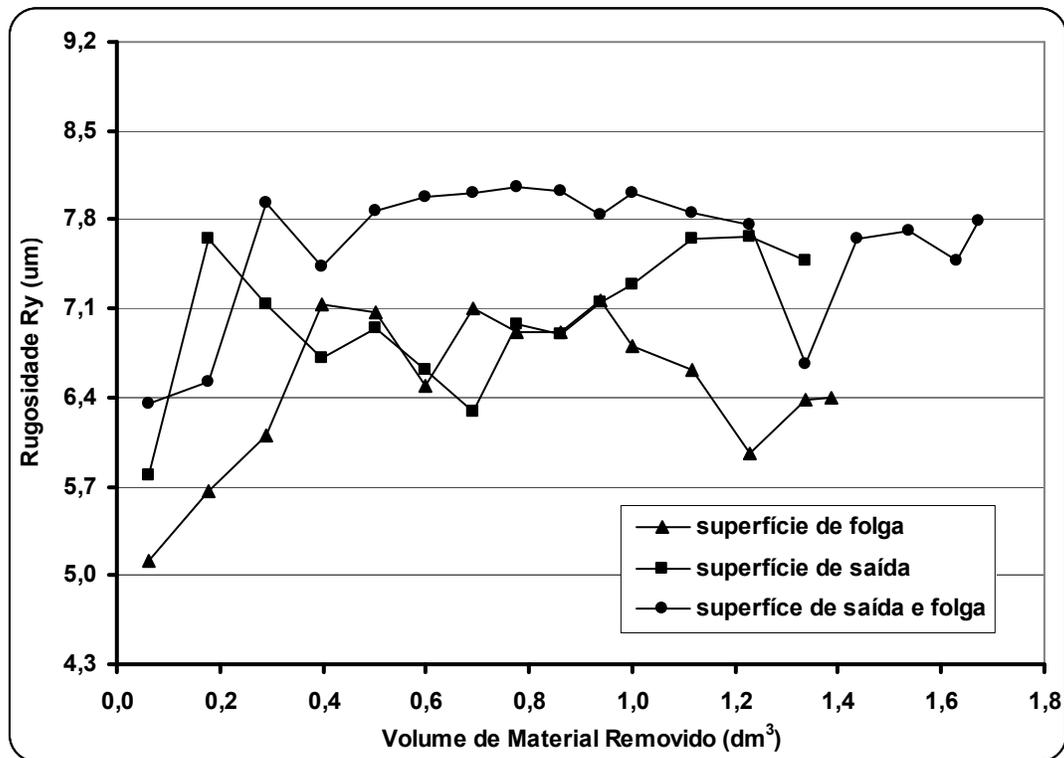


Figura 5.19: Rugosidade máxima (Ry) x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1ª Réplica

Como pode ser notado nas figuras 5.18 e 5.19, aconteceram dispersões nos resultados mesmo no primeiro passe da ferramenta, com valores superiores à rugosidade teórica. As diferentes formas de aplicação do fluido de corte proporcionaram mudanças na formação do cavaco. A redução do seu raio de curvatura, obtida com a aplicação do fluido de corte somente na superfície de saída, não foi o suficiente para garantir os menores valores de rugosidade. O rápido resfriamento do cavaco possivelmente aumentou a energia necessária para realização do cisalhamento, contribuindo para a deterioração da rugosidade média da peça e fazendo com que a condição que recebeu fluido de corte simultaneamente nas duas superfícies de atrito proporcionassem rugosidade maior que aquela obtida quando o fluido de corte foi direcionado somente à superfície de folga. Nesta condição, embora não houvesse endurecimento do cavaco, houve dificuldade de quebra devido à sua instabilidade proporcionada pela alta pressão do fluido de corte. Isto fazia com que o cavaco ficasse preso intermitentemente entre a ferramenta e a peça, aumentando a dispersão dos resultados.

Os valores da rugosidade da peça não sofreram um abrupto crescimento com o desgaste e fim de vida da ferramenta. Entretanto, a única condição em que houve rápido crescimento da rugosidade média, principalmente entre 0,8 e 1,2 dm³ de material removido, foi quando o fluido

de corte foi direcionado somente à superfície de saída, caso em que foi observado falha catastrófica da aresta de corte da ferramenta. Para as outras duas condições, o raio de ponta permaneceu preservado mesmo com o progressivo desgaste de flanco.

Uma outra causa provável na dispersão de resultados, principalmente em início de vida da ferramenta, foi a ausência da camada de revestimento TiN no arredondamento da aresta de corte. A figura 5.20 mostra a aresta de uma ferramenta sem desgaste. Pode-se facilmente visualizar a fronteira onde termina a camada de Nitreto de Titânio (TiN) e se inicia a camada de Óxido de Alumínio (Al_2O_3). A comprovação foi possível com a realização de EDS nestas duas regiões. Como se sabe, a rugosidade da peça também é dependente da microgeometria da aresta. Então, pequenas alterações podem influenciar no acabamento da peça.

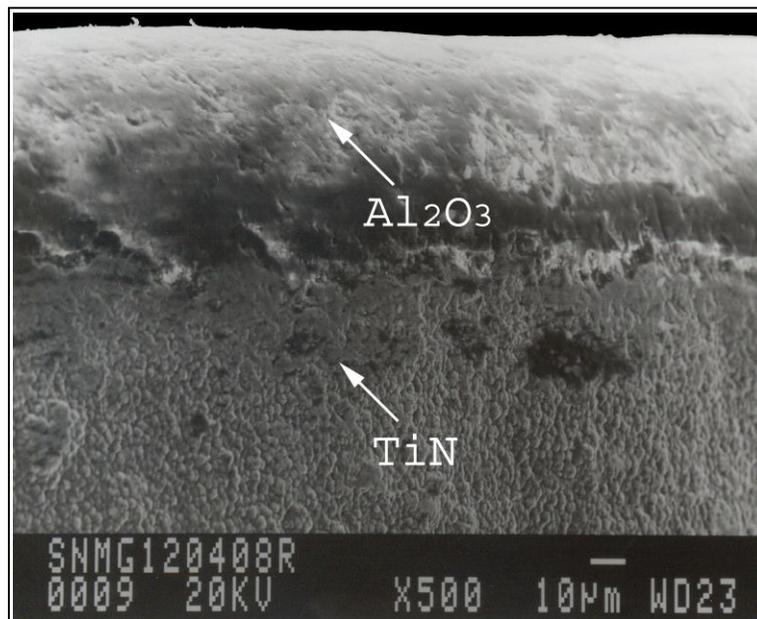


Figura 5.20: Arredondamento da aresta de corte de uma ferramenta

As figuras 5.21 e 5.22 mostram respectivamente a rugosidade média e máxima, em função do volume de cavaco removido, para a primeira réplica dos ensaios com $P = 1,2 \text{ MPa}$ e $Q = 2,5 \text{ l.min}^{-1}$.

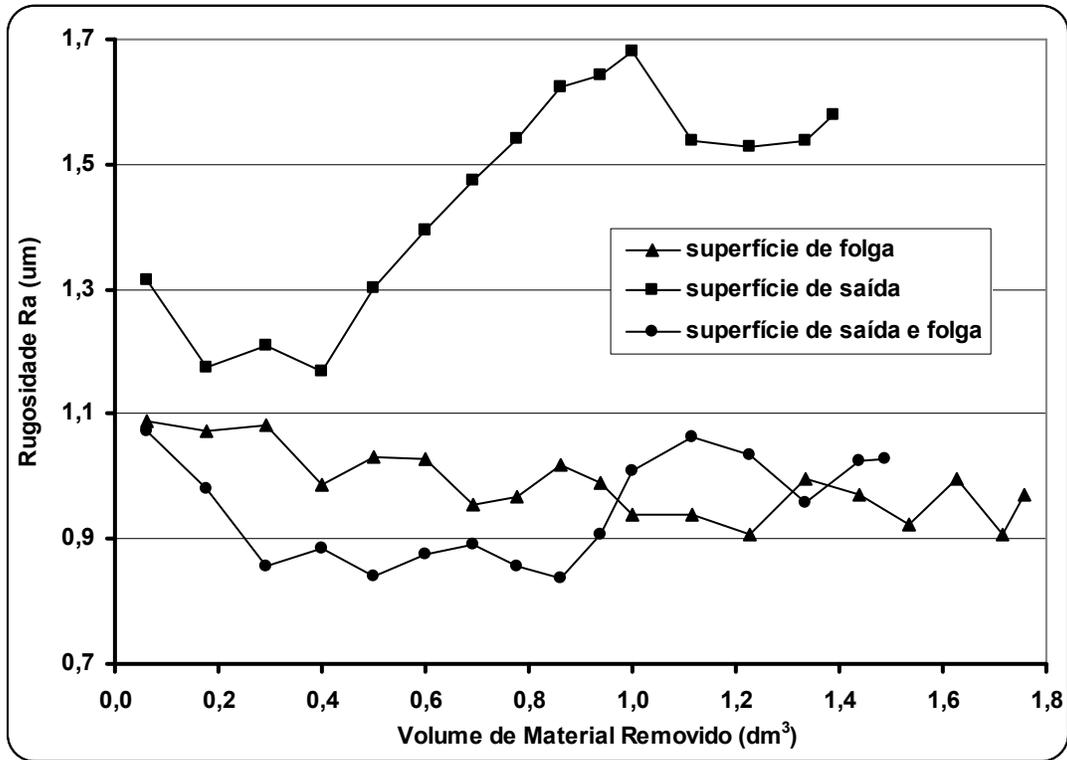


Figura 5.21: Rugosidade média (Ra) x Volume de material $_ v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica

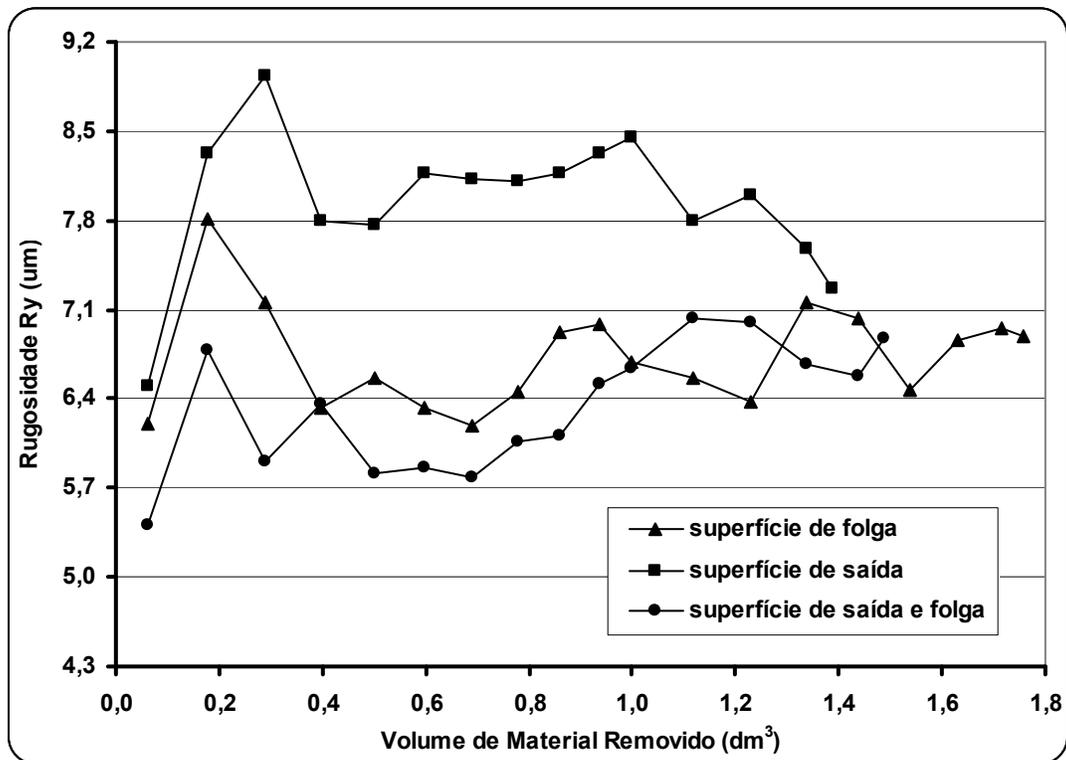


Figura 5.22: Rugosidade máxima (Ry) x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1ª Réplica

Análoga à condição que utilizou $P = 1,2 \text{ MPa}$ e $Q = 11 \text{ l.min}^{-1}$, a aplicação de fluido de corte na superfície de saída produziu os maiores valores de rugosidade média. Mesmo sem o colapso da aresta de corte, este parâmetro permaneceu alto provavelmente em função do endurecimento do cavaco. Apesar da rugosidade máxima se manter estabilizada com o desgaste da ferramenta, os seus valores sempre permaneceram acima das outras duas condições de refrigeração. Além disso, estas foram menos dispersas por causa da melhor estabilidade de formação do cavaco com a redução da vazão. Isto pode ser demonstrado comparando-se as figuras 5.18 e 5.19 com as de número 5.21 e 5.22.

De acordo com a figura 5.12b, condição em que o fluido de corte foi aplicado simultaneamente na superfície de saída e folga, o colapso da aresta de corte não foi um fator crítico para o aumento da rugosidade. A figura 5.21 mostra que a rugosidade média da peça foi decrescente com o desgaste da ferramenta. Situação inversa foi encontrada na figura 5.18. Entretanto, comparando-se a figura 5.4b com a de número 5.12b, percebe-se que a extensão da falha ocorrida na aresta de corte desta última foi menos próxima do raio de ponta da ferramenta e, por isso, ela não influenciou a rugosidade.

As figuras 5.23 e 5.24 mostram respectivamente a rugosidade média e máxima, em função do volume de cavaco removido, para a primeira réplica dos ensaios com aplicação convencional do fluido de corte, em que se utilizou $P = 0,04 \text{ MPa}$ e $Q = 9 \text{ l.min}^{-1}$, e corte a seco.

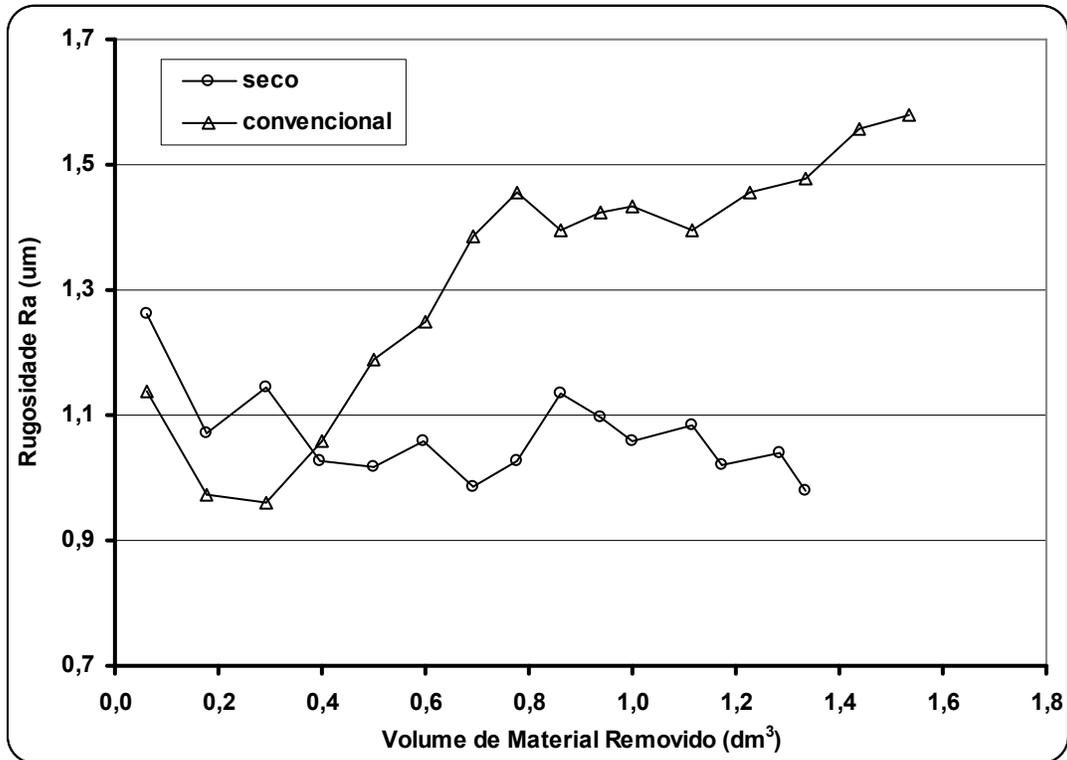


Figura 5.23: Rugosidade média (Ra) x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica

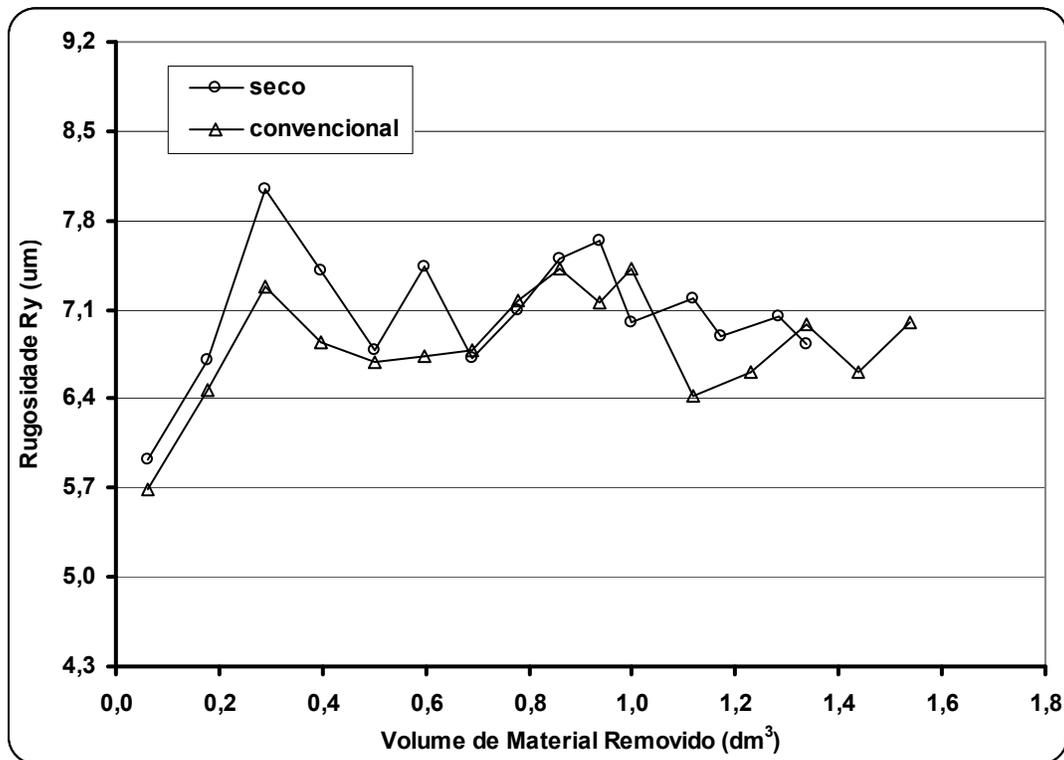


Figura 5.24: Rugosidade máxima (Ry) x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica

Comparando-se as figuras 5.18 (s.saída), 5.21 (s.saída) e 5.23 (convencional), nota-se que o perfil da rugosidade média apresentado por elas são semelhantes. A aplicação convencional de fluido de corte provavelmente alterou a formação do cavaco, endurecendo-o, como nas condições em que foi aplicado na superfície de saída. Nestas três situações citadas, a maior força para realizar o cisalhamento do cavaco pode ter prejudicado o acabamento da peça.

A figura 5.24 mostra que a rugosidade máxima para ambas as condições ensaiadas foi mais estável em relação às condições que utilizaram fluido de corte sob pressão. Neste caso a instabilidade do cavaco freqüentemente produzia riscos na peça. Porém, considerando que a rugosidade da peça é um processo estocástico, pode-se afirmar que as condições de refrigeração, inclusive o corte a seco, não influenciaram significativamente os valores encontrados. A rugosidade média variou principalmente entre $R_a = 1$ e $1,6 \mu\text{m}$ e a máxima entre $R_y = 5$ e $8 \mu\text{m}$.

5.1.3. Potência de corte em $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$

Diniz, Marcondes e Coppini (2001) dizem que uma máquina-ferramenta gera potência para girar o seu eixo-árvore e executar o movimento de corte. Assim, pode-se estabelecer a seguinte relação para a potência de corte:

- $P_c = F_c \cdot v_c / 60 \cdot 10^3$ (kW) onde: F_c é dada em (N) e v_c em ($m \cdot \text{min}^{-1}$).

A força de corte pode ser expressa pela relação:

- $F_c = K_s \cdot A$ onde:
- K_s = pressão específica de corte;
- A = área da secção de corte, no torneamento $A = a_p \cdot f$.

A figura 5.25 mostra a potência de corte, em função do volume de cavaco removido, para a primeira réplica dos ensaios com $P = 1,2$ MPa e $Q = 11$ $l \cdot \text{min}^{-1}$.

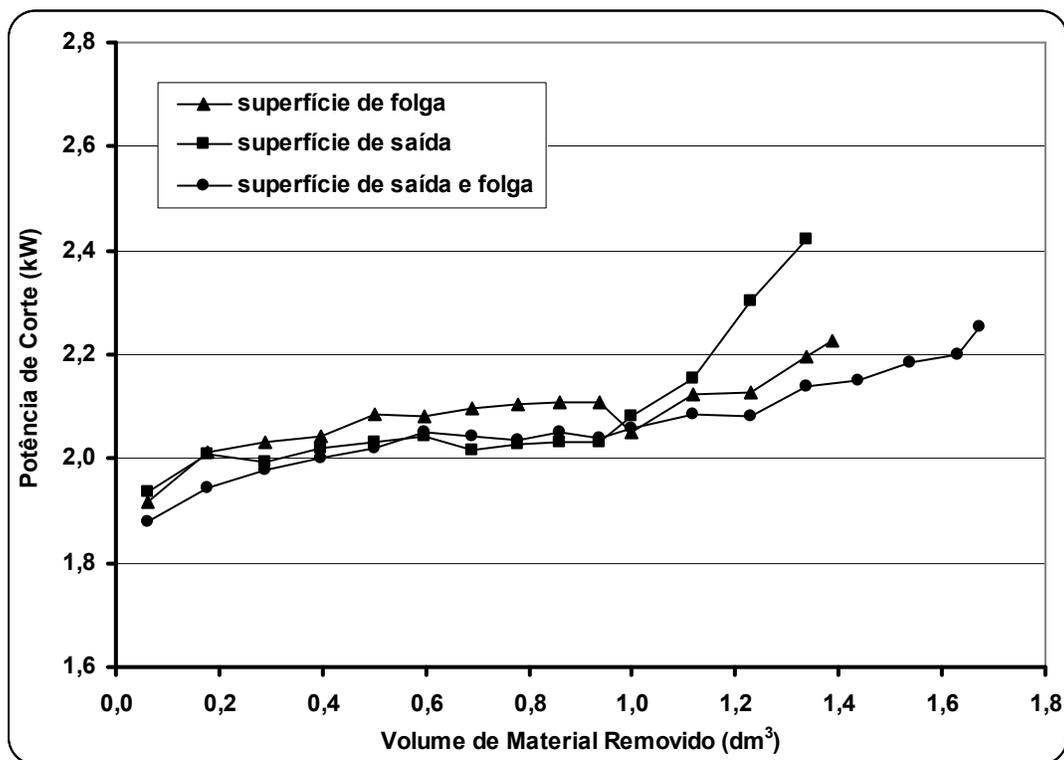


Figura 5.25: Potência de corte x Volume de material _ $v_c = 490$ $m \cdot \text{min}^{-1}$ _ 1º Réplica

O crescimento da potência de corte com o aumento do desgaste da ferramenta está associado ao maior atrito nas superfícies de contato. Na figura 5.25 pode-se verificar que não existe grande diferença na potência consumida entre as três diferentes maneiras de aplicação do fluido de corte. Entretanto, quando aplicado somente na superfície de saída, houve um crescimento abrupto dos valores acima de 1 dm^3 de material removido. Analisando-se a figura 5.2, nota-se na curva de desgaste da ferramenta uma inclinação acentuada para esta condição próximo ao volume de material citado, caso em que foi observado colapso da aresta de corte

(observar figura 5.4b). Então, a tendência natural é a elevação dos esforços e o aumento da pressão específica de corte. Esperava-se que a aplicação em alta pressão do fluido de corte na superfície de saída produziria melhor lubrificação na interface cavaco-ferramenta. No entanto, não foi isto que aconteceu, pois a potência gerada com esta forma de direcionamento se manteve equiparável às outras duas condições de refrigeração.

O desgaste de cratera e o mecanismo de endurecimento do cavaco não afetaram significativamente a potência consumida quando o fluido de corte esteve direcionado à superfície de saída. Na maioria das vezes em que o fluido de corte foi direcionado à superfície de saída o substrato foi atingido, aumentando a pressão específica de corte, significando mais atrito e calor gerado entre as partes em contato. Entretanto, simultaneamente ao aumento da pressão específica de corte, ocorria o aumento do ângulo de saída, permitindo que a potência de corte se mantivesse constante até 1 dm^3 de material removido (observar figura 5.25).

Quando o fluido foi aplicado na superfície de folga e simultaneamente na superfície de saída e folga, a potência de corte também foi crescente com o desgaste da ferramenta. Embora não tenha ocorrido colapso da aresta de corte nestas duas condições de refrigeração, o maior atrito entre as superfícies que permanecem em contato devido à perda total ou parcial do revestimento elevou a pressão específica de corte, permitindo um aumento rápido da potência a partir de $1,2 \text{ dm}^3$. Nota-se que as curvas da figura 5.25 são semelhantes às curvas da figura 5.2. Assim, pode-se dizer que o desgaste de flanco foi preponderante no comportamento das curvas de potência ao longo da vida da ferramenta.

A figura 5.26 mostra a potência de corte, em função do volume de cavaco removido, para a primeira réplica dos ensaios com $P = 1,2 \text{ MPa}$ e $Q = 2,5 \text{ l.min}^{-1}$.

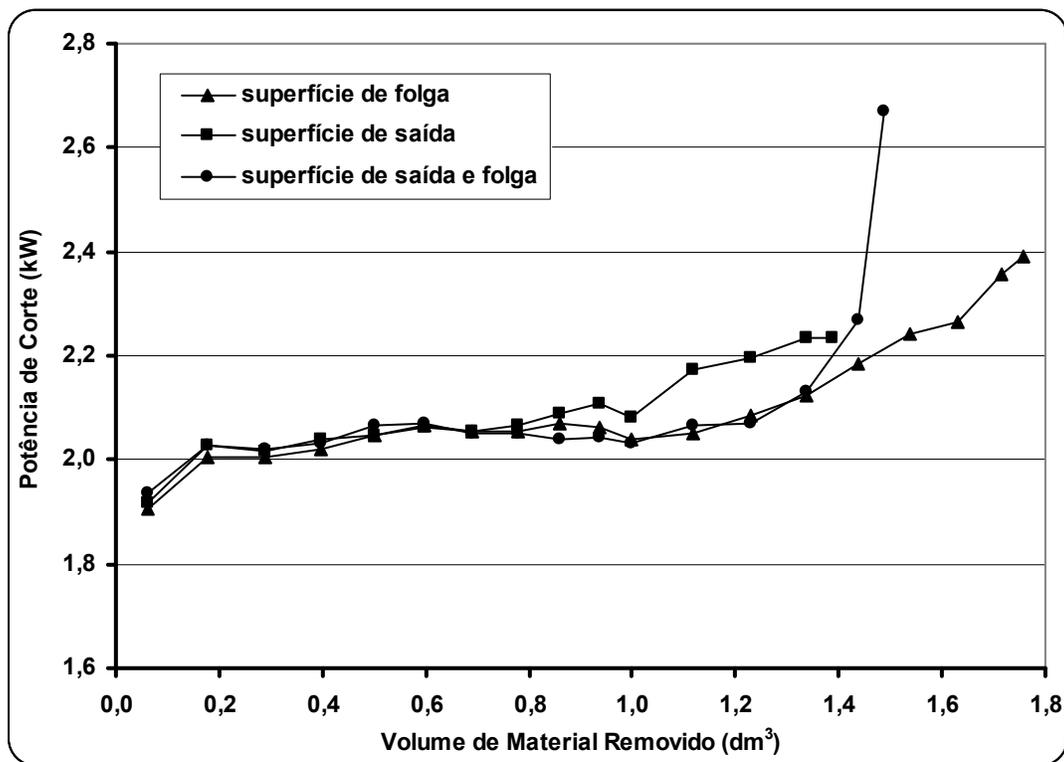


Figura 5.26: Potência de corte x Volume de material $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica

De acordo com as figuras 5.25 e 5.26, nota-se que a redução da vazão de 11 para $2,5 \text{ l.min}^{-1}$ não alterou os valores da potência de corte. Além disso, como mostra a figura 5.26, a potência de corte para as três condições de refrigeração foi semelhante. O endurecimento do cavaco e a maior força de cisalhamento proporcionada pela refrigeração na superfície de saída não provocou alterações significativas. Na figura 5.12 foi visto que a aplicação simultânea de fluido de corte nas duas superfícies de atrito da ferramenta, com vazão total de $2,5 \text{ l.min}^{-1}$, provocou o colapso da aresta de corte. De acordo com a figura 5.9, vê-se um desgaste de flanco acentuado após $1,2 \text{ dm}^3$ de material removido. Entretanto, de acordo com a figura 5.28, a potência de corte aumentou efetivamente a partir de $1,4 \text{ dm}^3$, provavelmente por causa da falha produzida na aresta de corte perto do fim de vida da ferramenta.

As figuras 5.9 e 5.28 mostram também uma convergência das curvas de desgaste e potência quando o fluido de corte foi injetado na superfície de folga da ferramenta. A única condição em que as curvas de desgaste e potência não apresentaram comportamentos similares foi aquela em

que o fluido foi aplicado somente na superfície de saída. Na figura 5.8 percebe-se que o desgaste cresce rapidamente a partir de $1,1 \text{ dm}^3$ de material removido, enquanto que o aumento da potência a partir deste ponto foi bem menos acentuado. Isto ocorreu porque simultaneamente ao crescimento do desgaste de flanco, ocorreu o desgaste de cratera que aumenta o ângulo de saída da ferramenta e tende a compensar os esforços de corte provocado pelo maior atrito entre ferramenta-peça (observar figura 5.10a).

A figura 5.27 mostra a potência de corte, em função do volume de cavaco removido, para a primeira réplica dos ensaios com aplicação convencional do fluido de corte, em que se utilizou $P = 0,04 \text{ MPa}$ e $Q = 9 \text{ l.min}^{-1}$ e corte a seco.

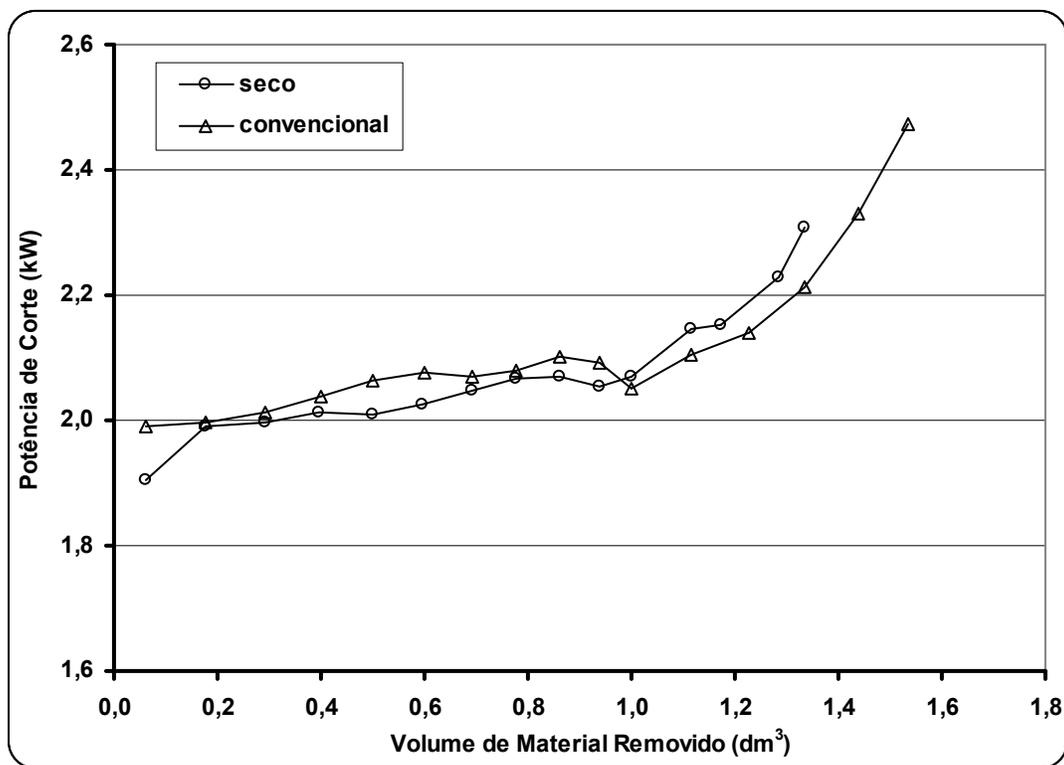


Figura 5.27: Potência de corte x Volume de material $_v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica

Para as condições apresentadas, não existiram significativas diferenças na potência de corte. No torneamento a seco esperava-se uma maior temperatura, o que poderia causar uma pequena redução da resistência do material e daí menor potência consumida para realizar o corte. O maior calor gerado aumenta a ductilidade do cavaco e conseqüentemente o atrito por causa da sua maior área de contato com a superfície de saída da ferramenta. Nesta situação, é possível que

tenha ocorrido uma compensação dos efeitos, o que tornou os valores de potência semelhantes às outras condições que utilizaram fluido de corte.

De acordo com a figura 5.27, após a retirada de $0,8 \text{ dm}^3$ de material, a potência de corte cresce rapidamente para as duas condições ensaiadas. Uma análise das curvas de desgaste da figura 5.13 revela a mesma tendência, demonstrando a relação entre o rápido aumento do desgaste de flanco e o crescimento da força de corte.

5.1.4. Desgaste da ferramenta em $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$

A figura 5.28 demonstra os valores médios de vida das ferramentas, em volume de material removido, em função das condições citadas na tabela 4.2. Como os resultados que utilizaram fluido de corte direcionado somente à superfície de saída se mostraram insatisfatórios com $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$, estes não foram realizados com $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$.

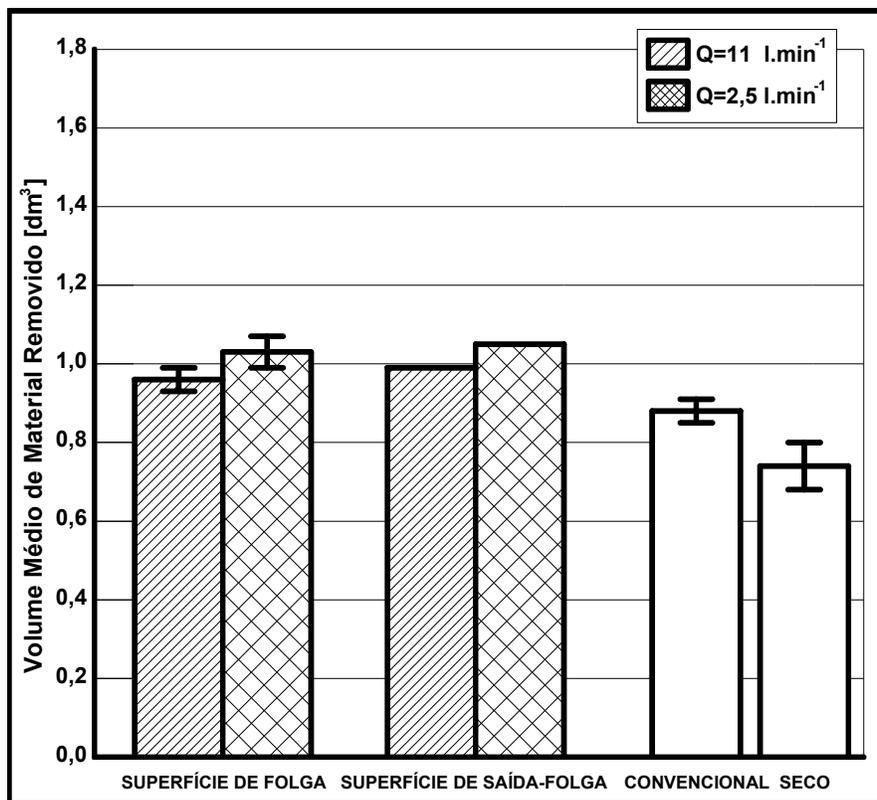


Figura 5.28: Volume médio de material removido x Refrigeração $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$

A partir dos dados apresentados observa-se que houve uma aproximação, em volume de material removido, para as condições direcionadas. O aumento da velocidade de corte de 490 para 570 m.min^{-1} reduziu a vida da ferramenta (observar figura 5.1 e 5.28). A progressão do

desgaste é influenciada principalmente pela velocidade, depois pelo avanço e por último pela profundidade de corte. A velocidade é o parâmetro que mais exerce influência, pois aumenta a energia que é imputada ao processo sem alteração da área da ferramenta que recebe este calor (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2001).

De acordo com a figura 5.28, as condições que utilizaram fluido de corte em alta pressão novamente produziram os melhores resultados, seguido da aplicação convencional e por último o corte a seco. Pode-se afirmar também que as condições que utilizaram fluido de corte em alta pressão apresentaram vidas de ferramenta muito próximas. Este resultado comprova a importância deste recurso, principalmente quando se trabalha em altas velocidades de corte. Apesar de não se ter lubrificação nas superfícies de atrito, como visto em itens anteriores, a aplicação de fluido de corte em alta pressão faz com que o líquido se aproxime mais das regiões de contato, o que facilita o resfriamento da aresta de corte e evita o desgaste acentuado da ferramenta. Além disso, como já aconteceu com $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$, não é preciso ter necessariamente alta vazão de fluido de corte para prolongar a vida da ferramenta.

Das figuras 5.1 e 5.28 ainda é possível extrair que no corte a seco a vida da ferramenta com $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ foi maior em relação às condições que utilizaram fluido de corte com $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$. A tabela 5.9 mostra em porcentagem a diferença de material removido entre as duas velocidades de corte.

Tabela 5.9: Redução percentual da vida da ferramenta de $v_c = 490$ para 570 m.min^{-1}

Superfície Folga		Superfície Saída-Folga		Convencional	Seco
11 l.min^{-1}	$2,5 \text{ l.min}^{-1}$	11 l.min^{-1}	$2,5 \text{ l.min}^{-1}$	40%	49%
31 %	38%	42%	31%		

Um aspecto que se pode verificar nesta tabela é uma maior redução percentual de volume de material removido para o corte a seco. Isto foi ocasionado pela maior carga térmica recebida pela ferramenta com o aumento da velocidade de corte.

5.1.4.1. Fluido de corte aplicado com $Q = 11 \text{ l.min}^{-1}$

As figuras 5.29 e 5.30 mostram respectivamente o desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido, para a primeira e segunda réplica dos ensaios, nas diferentes condições de refrigeração testadas.

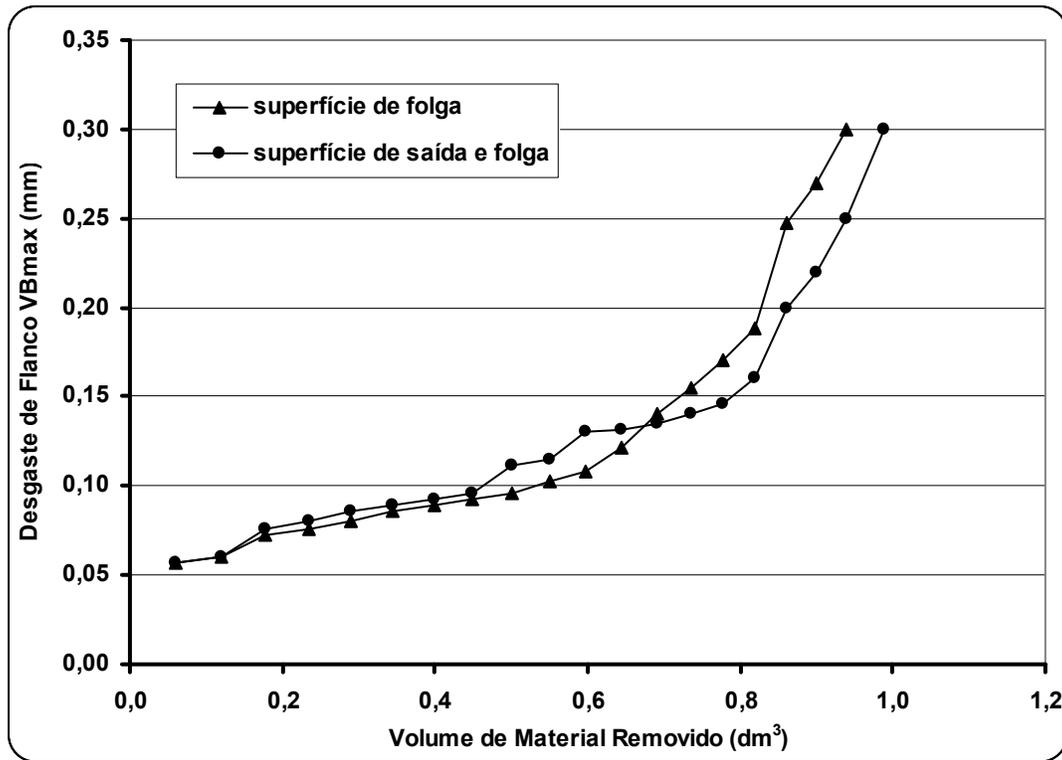


Figura 5.29: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica

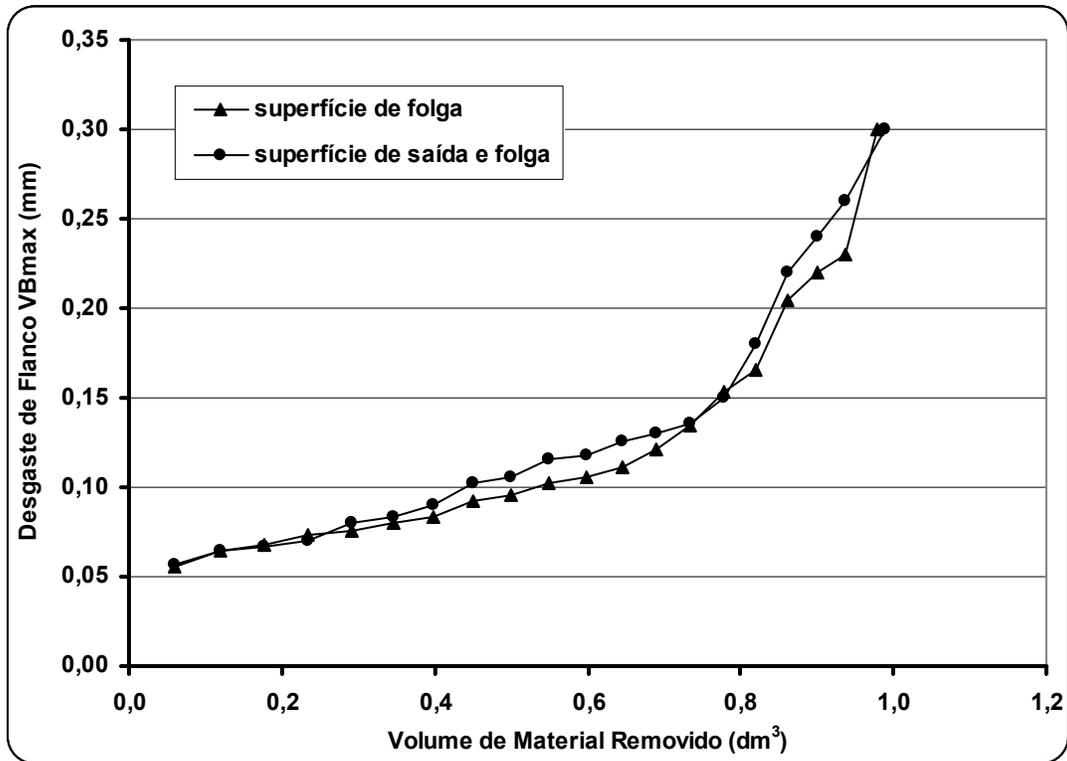


Figura 5.30: Desgaste de flanco x Volume de material _ $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 2º Réplica

Os perfis destas curvas de desgaste se assemelham àquelas mostradas com $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$. Após um período quase estacionário, o desgaste de flanco máximo aumenta rapidamente até 0,3 mm. Este comportamento converge com as outras curvas de desgaste já descritas anteriormente.

A figura 5.31 e a tabela 5.10 mostram respectivamente as imagens da superfície de saída e de folga da ferramenta obtidas no Microscópio Eletrônico de Varredura, e as análises por EDS da primeira réplica dos ensaios das ferramentas que utilizaram fluido de corte direcionado à superfície de folga.

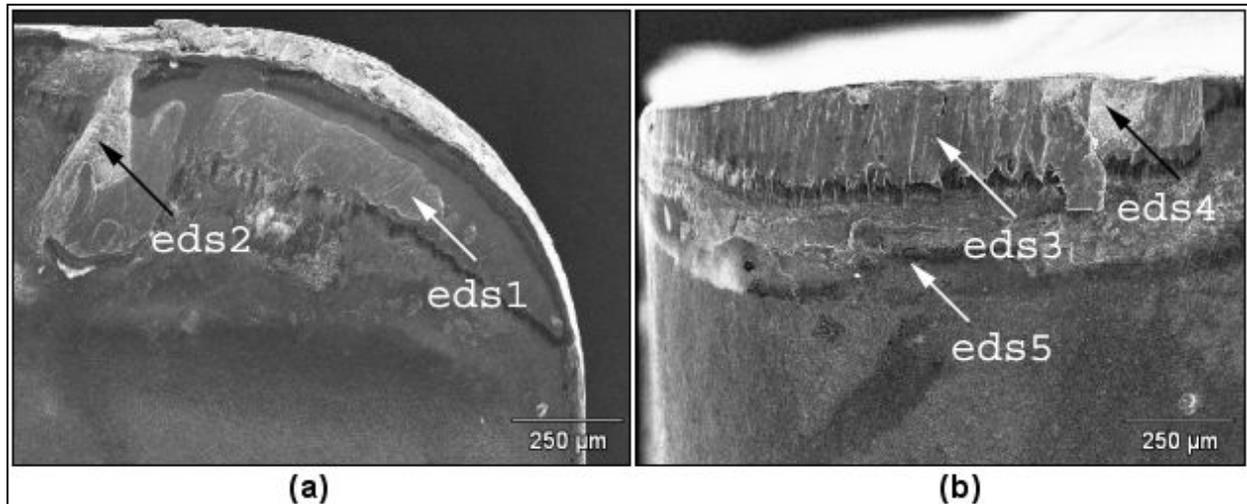


Figura 5.31: Fluido de corte aplicado na superfície de folga da ferramenta _ 1º Réplica

Tabela 5.10: Porcentagem em peso dos elementos químicos

	Ca	Si	P	S	Zn	Al	Ti	Mn	Fe	W	Mo
EDS1	-	-	-	-	-	-	-	1,27	98,73	-	-
EDS2	-	-	-	-	-	-	0,40	0,77	98,83	-	-
EDS3	-	-	-	-	-	-	-	1,15	98,85	-	-
EDS4	-	-	-	-	-	-	1,87	-	1,61	96,52	-
EDS5	2,64	1,69	18,49	-	29,66	-	35,90	-	10,25	-	1,36

O EDS1 e 2, da figura 5.31a e da tabela 5.10, mostram elevadas porcentagens em peso do elemento Ferro. Situação análoga foi encontrada nas figuras 5.6a e 5.11a. Nestes dois casos, a área ocupada pela cratera formada sobre a superfície de saída das ferramentas foi similar devido ao fato do fluido de corte estar direcionado somente à superfície de folga. Nota-se que a craterização não foi tão profunda de maneira a atingir o substrato da ferramenta. O EDS3, da figura 5.31b e da tabela 5.10, também mostra aderência do material da peça sobre a superfície de folga. De acordo com a tabela 5.18, a aplicação de 11 l.min^{-1} de fluido de corte na superfície de folga proporcionou a menor temperatura dentre as outras testadas. Este valor é muito parecido com a que foi encontrada nesta mesma condição, porém com $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$. Neste caso, pode-

se afirmar que o aumento da velocidade de corte não prejudicou a penetração do fluido de corte quando aplicado nesta superfície.

A alta refrigeração pode ter acelerado o desgaste por aderência e arraste, ainda mais intenso por causa do calor extra gerado. Isto pode ser visualizado pelo EDS4, da figura 5.31b e da tabela 5.10, que mostrou grande porcentagem em peso do elemento Tungstênio presente no material do substrato da ferramenta. Entretanto, não houve falha catastrófica da aresta de corte. Em regiões próximas ao EDS3 da figura 5.31b, nota-se marcas de desgaste abrasivo, principalmente perto do raio de ponta da ferramenta. Então, pode-se afirmar que o desgaste de flanco se deu novamente por uma combinação de abrasão e por aderência e arraste de partículas.

O EDS5, da figura 5.31b e da tabela 5.10, mostra a presença dos elementos Fósforo e Zinco. Reitera-se que o maior calor gerado certamente acelerou as reações químicas que formaram uma película presumidamente com baixo coeficiente de atrito, oriunda do fluido de corte. Comparando-se a figura 5.6b com a de número 5.31b, percebe-se que quantitativamente a película formada sobre o revestimento da ferramenta são similares. Já a superfície de saída apresentou baixa presença dos elementos citados devido ao fato do fluido de corte estar direcionado à superfície de folga.

A figura 5.32 e a tabela 5.11 mostram respectivamente as imagens da superfície de saída e de folga da ferramenta obtidas no Microscópio Eletrônico de Varredura, e as análises por EDS da primeira réplica dos ensaios das ferramentas que utilizaram fluido de corte direcionado à superfície de saída e folga.

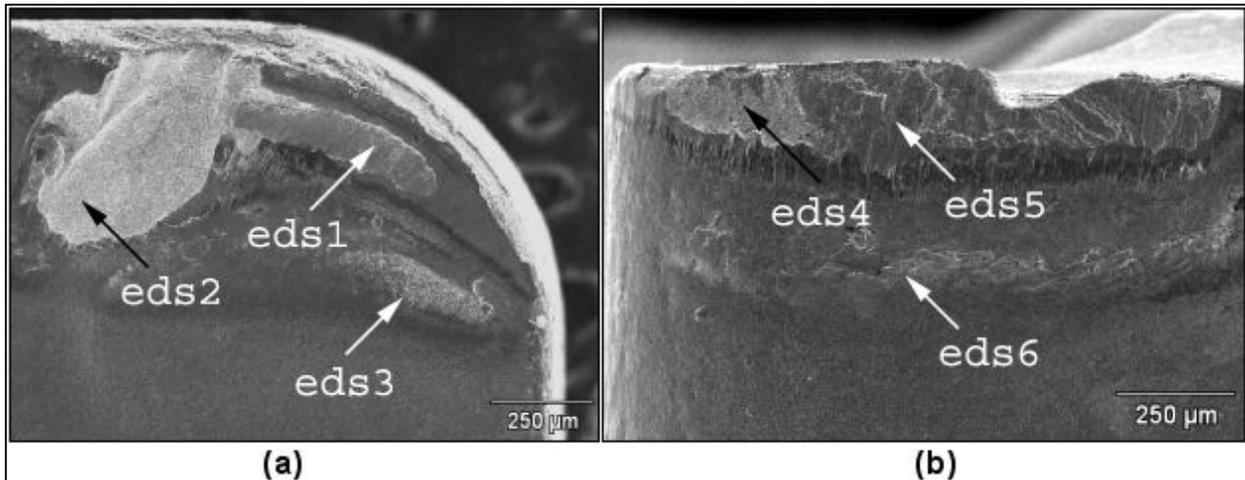


Figura 5.32: Fluido de corte aplicado na superfície de saída e folga da ferramenta _ 1º Réplica

Tabela 5.11: Porcentagem em peso dos elementos químicos

	Mg	Ca	Ta	Si	P	S	Zn	Ti	Mn	Fe	W
EDS1	-	-	-	-	-	-	-	-	1,18	98,82	-
EDS2	-	-	16,50	7,27	-	-	-	13,97	-	5,29	56,98
EDS3	1,03	7,84	-	2,41	13,65	11,94	54,98	1,06	1,03	6,05	-
EDS4	-	-	14,2-	5,33	-	-	-	11,52-	-	3,53	65,32
EDS5	-	-	-	-	-	-	-	-	1,05	98,95	-
EDS6	1,43	5,65-	-	2,31	8,97	13,29	53,99	2,36	0,83	11,16	-

De acordo com a figura 5.28, a vida da ferramenta em termos de material removido para esta condição de refrigeração foi parecida com a condição descrita anteriormente, próximo de 1 dm^3 . Ao contrário de quando se utilizou $v_c = 490 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$, a divisão da vazão pouco influenciou a vida da ferramenta.

O EDS1 e 5, das respectivas figuras 5.32a e 5.32b e da tabela 5.11, mostram elevadas porcentagens em peso do elemento Ferro. Já o EDS2 e 4, das respectivas figuras 5.32a e 5.32b e, da tabela 5.11, devido a grande porcentagem em peso do elemento Tungstênio sugere que o substrato da ferramenta foi atingido, indicando excessivo desgaste por aderência e arraste e/ou fadiga térmica do revestimento. Comparando-se as figuras 5.7a e 5.32a, nota-se que o aumento da

velocidade de corte incentivou o desgaste sobre a superfície de saída, região mais aquecida da ferramenta. É provável que o lascamento ocorrido na aresta de corte, figura 5.32b, tenha sido ocasionado pelos fatores citados e também devido à instabilidade de formação do cavaco. Nesta mesma figura, marcas de desgaste abrasivo podem ser vistas muito próximas ao raio de ponta da ferramenta. Analisando-se os EDS4 e 5, nota-se uma região em que se tem bastante aderência de material da peça (EDS5), vizinha a uma região em que se observa o substrato da ferramenta (EDS4). Assim, pode-se dizer novamente que o desgaste de flanco foi uma combinação de abrasão e por aderência e arraste de partículas.

O EDS3 e 6, das respectivas figuras 5.32a e 5.32b e da tabela 5.11, mostram elevadas porcentagens em peso dos elementos Fósforo, Enxofre e Zinco. Para esta condição, o fluido de corte foi aplicado simultaneamente, daí justifica-se a sua pequena presença sobre o revestimento da ferramenta. Comparando-se as figuras 5.7 e 5.32 nota-se que, quantitativamente, a película formada sobre o revestimento da ferramenta foram similares. Reitera-se que o maior calor gerado pode ter acelerado as reações químicas oriundas do fluido de corte.

5.1.4.2. Fluido de corte aplicado com $Q = 2,5 \text{ l.min}^{-1}$

As figuras 5.33 e 5.34 mostram respectivamente o desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido, para a primeira e segunda réplica dos ensaios, nas diferentes condições de refrigeração testadas.

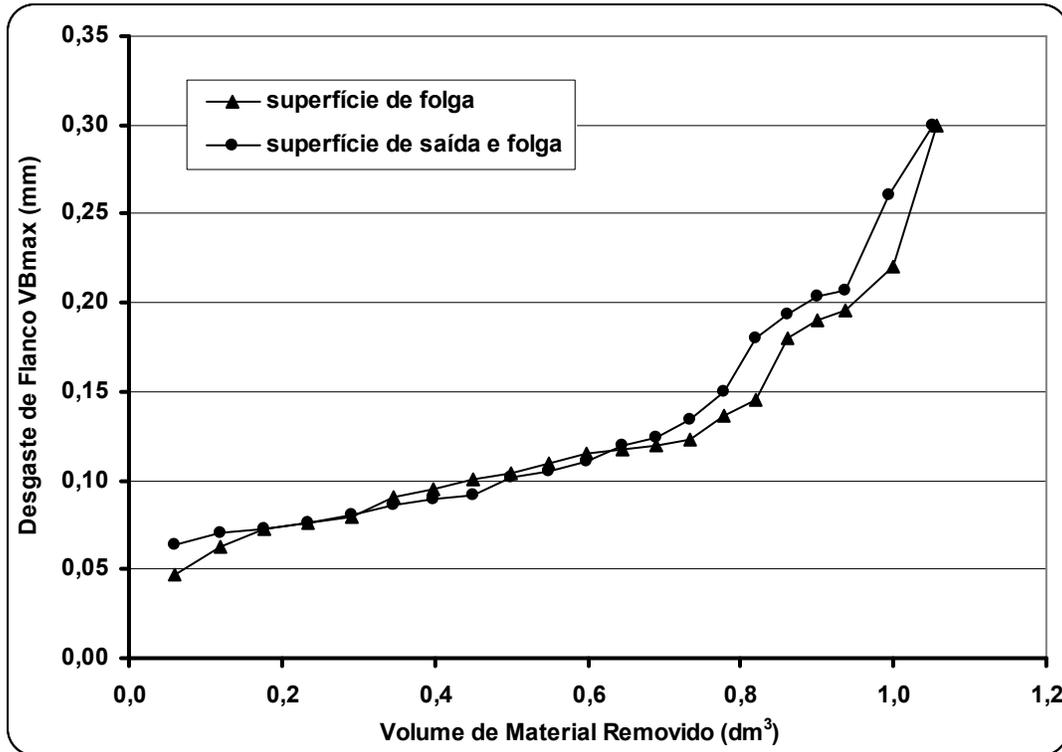


Figura 5.33: Desgaste de flanco x Volume de material $_v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ $_1^\circ$ Réplica

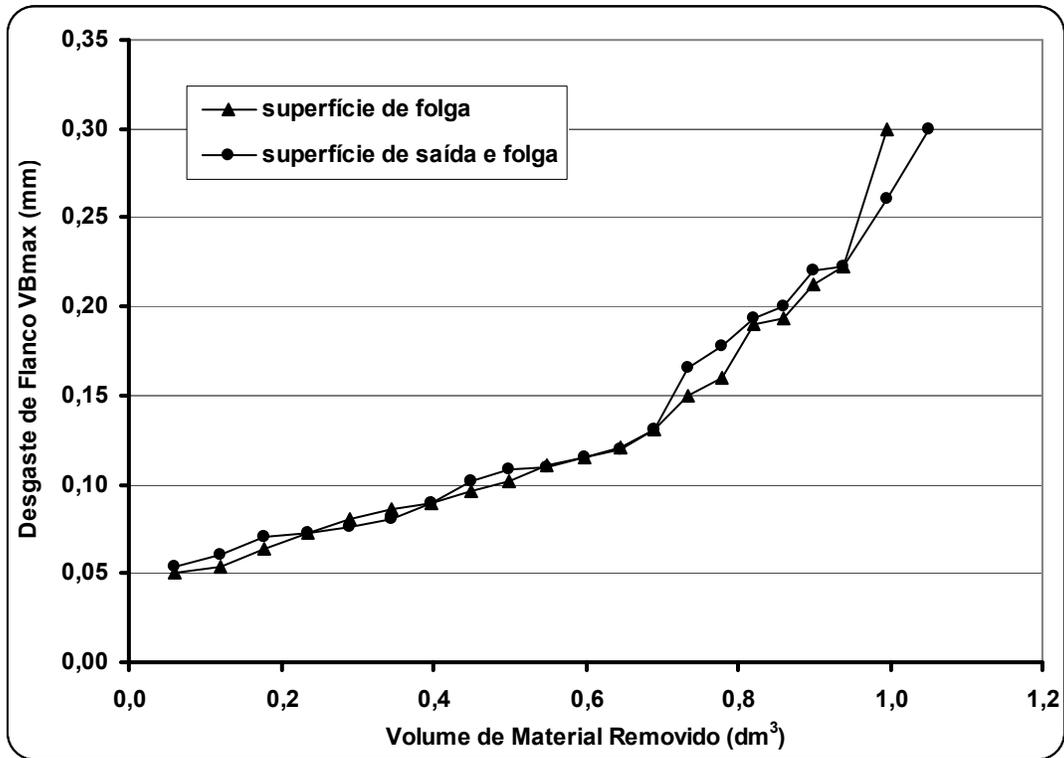


Figura 5.34: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 2º Réplica

Após um período de lento crescimento, até aproximadamente $0,8 \text{ dm}^3$, existe um rápido aumento do desgaste de flanco, estando o perfil destas curvas de desgaste de acordo com as outras já descritas anteriormente.

A figura 5.35 e a tabela 5.12 mostram respectivamente as imagens da superfície de saída e de folga da ferramenta obtidas no Microscópio Eletrônico de Varredura, e as análises por EDS da primeira réplica dos ensaios das ferramentas que utilizaram fluido de corte direcionado à superfície de folga.

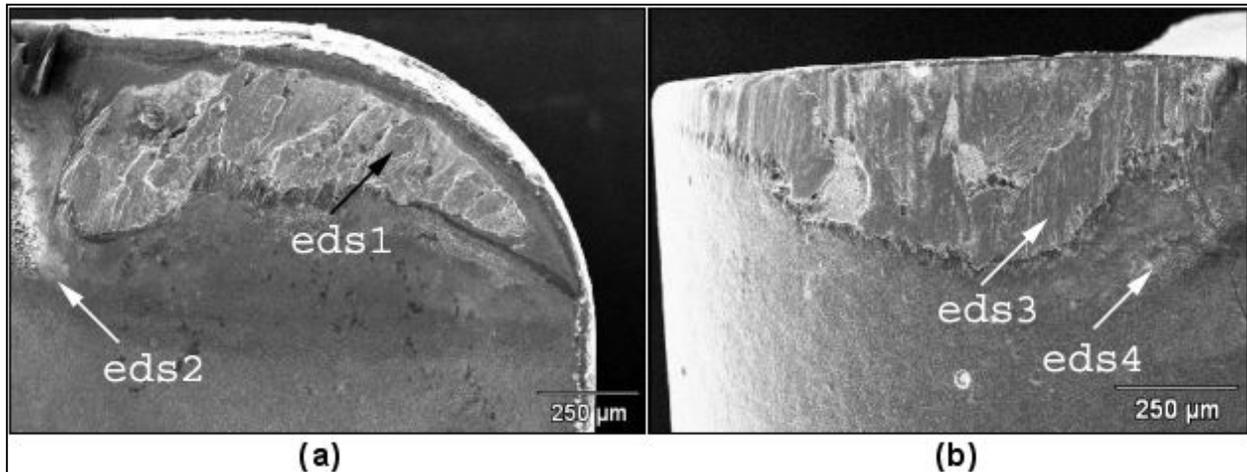


Figura 5.35: Fluido de corte aplicado na superfície de folga da ferramenta _ 1º Réplica

Tabela 5.12: Porcentagem em peso dos elementos químicos

	Ca	Ta	Si	P	S	Zn	Al	Ti	Mn	Fe	W
EDS1	-	-	-	-	-	-	-	-	1,11	98,89	-
EDS2	5,01	-	1,79	21,18	4,95	41,00	-	16,34	3,95	5,77	-
EDS3	-	-	0,31	-	-	-	-	-	-	99,69	-
EDS4	1,32	-	1,38	4,46	1,94	13,73	-	75,45	-	1,73	-

O EDS1 e 3, das figuras 5.35a e 5.35b e, da tabela 5.12, mostram elevadas porcentagens em peso do elemento Ferro aderido nas superfícies de atrito. A área ocupada pela cratera formada na superfície de saída da figura 5.35a é muito similar às de número 5.6a, 5.11a e 5.31a. Isto se deve ao fato de que o fluido de corte foi direcionado somente à superfície de folga, proporcionando aderência do material da peça nesta região. De acordo com a tabela 5.18, a redução da vazão de 11 para 2,5 l.min⁻¹ propiciou um aumento da temperatura que possivelmente amenizou o desgaste por aderência e arraste nesta superfície. Entretanto, não é possível afirmar que a redução da vazão prolongou a vida da ferramenta (observar figura 5.28). Interessante notar que a redução da vazão com $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ produziu os mesmos valores de temperatura obtidos com $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$. Isto comprova que o aumento da velocidade de corte não prejudica a penetração do fluido de corte quando aplicado na superfície de folga.

Novamente o desgaste de cratera foi pouco profundo, sem atingir o substrato da ferramenta. Trent (1991) comenta que só existe possibilidade de aderência após a ocorrência de um pequeno desgaste da ferramenta. Como também se nota riscos abrasivos na superfície de folga, figura 5.35b, pode-se supor que o desgaste foi causado por uma combinação de abrasão e por aderência e arraste de partículas.

De acordo com o EDS2 e 4, das respectivas figuras 5.35a e 5.35b e também da tabela 5.12, foi possível constatar novamente a presença dos elementos Fósforo, Enxofre e Zinco, com uma maior porcentagem em peso sobre a superfície de saída. Como comentado anteriormente, a presença destes elementos também é dependente do último passe da ferramenta e/ou da posição do injetor do fluido de corte. Provavelmente, o valor máximo do desgaste de flanco foi ultrapassado, arrastando consigo a película que estava sobre o revestimento da ferramenta. Além disso, as análises por EDS são pontuais e podem sofrer variações em função da quantidade de amostras realizadas.

A figura 5.36 e a tabela 5.13 mostram respectivamente as imagens da superfície de saída e de folga da ferramenta obtidas no Microscópio Eletrônico de Varredura, e as análises por EDS da primeira réplica dos ensaios das ferramentas que utilizaram fluido de corte direcionado à superfície de saída e folga.

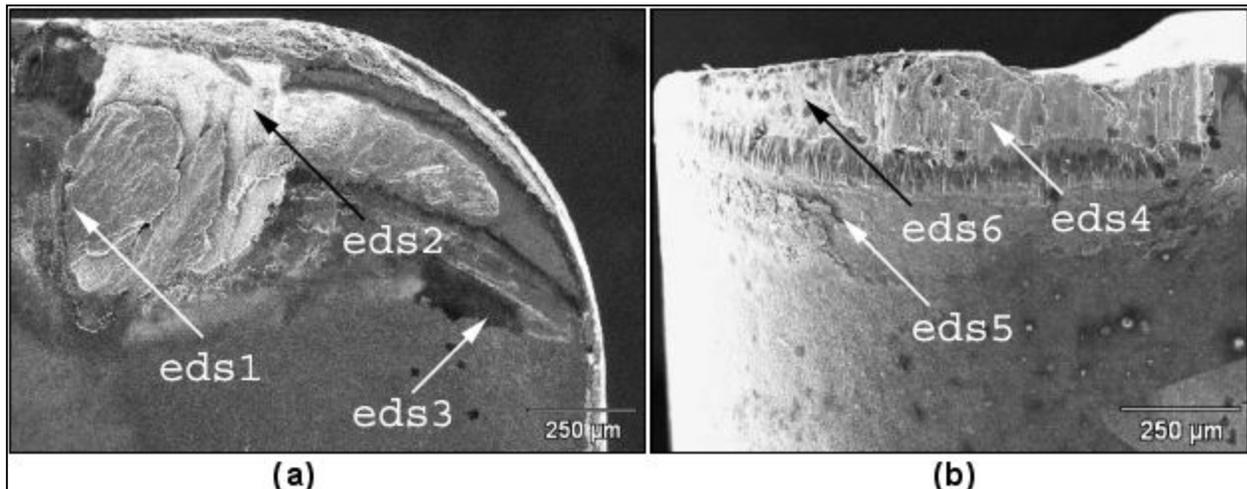


Figura 5.36: Fluido de corte aplicado na superfície de saída e folga da ferramenta _ 1º Réplica

Tabela 5.13: Porcentagem em peso dos elementos químicos

	Ca	Ta	Nb	Si	P	S	Zn	Ti	Mn	Fe	W
EDS1	-	-	-	-	-	-	-	-	1,35	98,65	-
EDS2	-	11,71	16,26	-	-	-	-	6,65	-	8,60	56,78
EDS3	1,02	-	-	0,90	5,47	12,48	65,06	10,97-	-	4,09	-
EDS4	-	-	-	-	-	-	-	0,13	0,71	99,16	-
EDS5	1,07	-	-	0,80	4,18	6,45	83,97	1,49	-	2,04	-
EDS6	-	12,85	15,58	-	-	-	-	8,19	-	9,31	54,06

O EDS1 e 4, das respectivas figuras 5.36a e 5.36b e, da tabela 5.13, mostram elevadas porcentagens em peso do elemento Ferro aderido sobre as superfícies de atrito. É possível notar que a ferramenta foi bastante prejudicada com a divisão da vazão, similarmente ao ocorrido com $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$. O EDS2, da figura 5.36a e da tabela 5.13, indicou a presença do elemento Tungstênio, que faz parte do substrato da ferramenta. Neste caso, a reduzida vazão, a instabilidade de formação do cavaco e as altas temperaturas atingidas na superfície de saída podem ter acelerado a difusão, o mecanismo de aderência e arraste e/ou produzido fadiga térmica da ferramenta, resultando em cratera com grande profundidade e conseqüentemente lascamento da aresta de corte, figura 5.36b. Próximo ao raio de ponta da ferramenta, indicado pelo EDS6, pode ser notado perda do material do revestimento, mostrando que o desgaste por aderência e arraste também foi intenso em razão da elevada porcentagem de Tungstênio ali encontrada, tabela 5.13.

Comparando a figura 5.12a, que utilizou idêntica condição de refrigeração mas com $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$, com a de número 5.36a, nota-se similaridade do desgaste de cratera na superfície de saída da ferramenta, ambas expondo o substrato e apresentando falha catastrófica da aresta de corte. Apesar disso, a vida da ferramenta não foi inferior em relação às outras formas de direcionamento e, embora a vazão do fluido de corte aplicada na superfície de folga fosse de apenas $1,25 \text{ l.min}^{-1}$, a região da aresta de corte ainda permaneceu sob refrigeração.

O EDS3 e 5, das respectivas figuras 5.36a e 5.36b e, da tabela 5.13, mostram elevadas porcentagens em peso dos elementos Fósforo, Enxofre e Zinco. Comparando a figura 5.12 com a de número 5.36, verifica-se que quantitativamente a película aderida sobre o revestimento da ferramenta em ambas as superfícies foram similares. Reitera-se que o maior calor gerado pode ter acelerado as reações químicas do fluido de corte. Ainda pode-se observar riscos abrasivos na

região desgastada da superfície de folga, o que indica novamente uma combinação de abrasão e aderência e arraste de partículas, figura 5.36b.

5.1.4.3. Fluido de corte aplicado de forma convencional e corte a seco

As figuras 5.37 e 5.38 mostram respectivamente o desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido, para a primeira e segunda réplica dos ensaios, nas diferentes condições de refrigeração testadas.

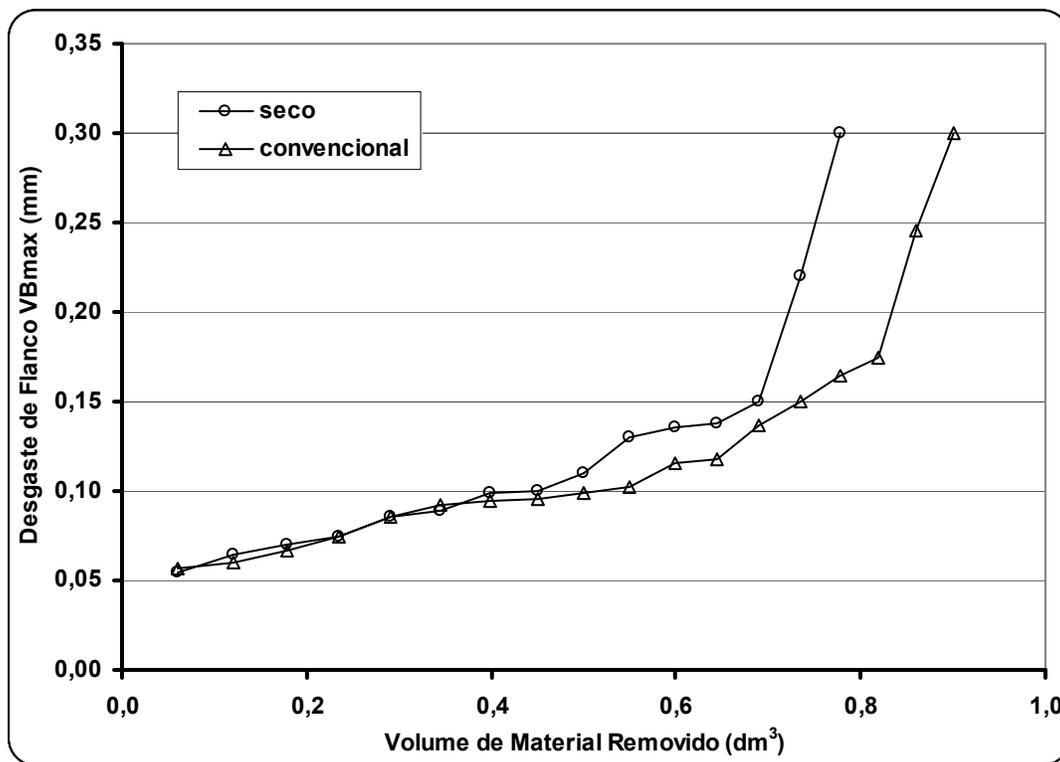


Figura 5.37: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica

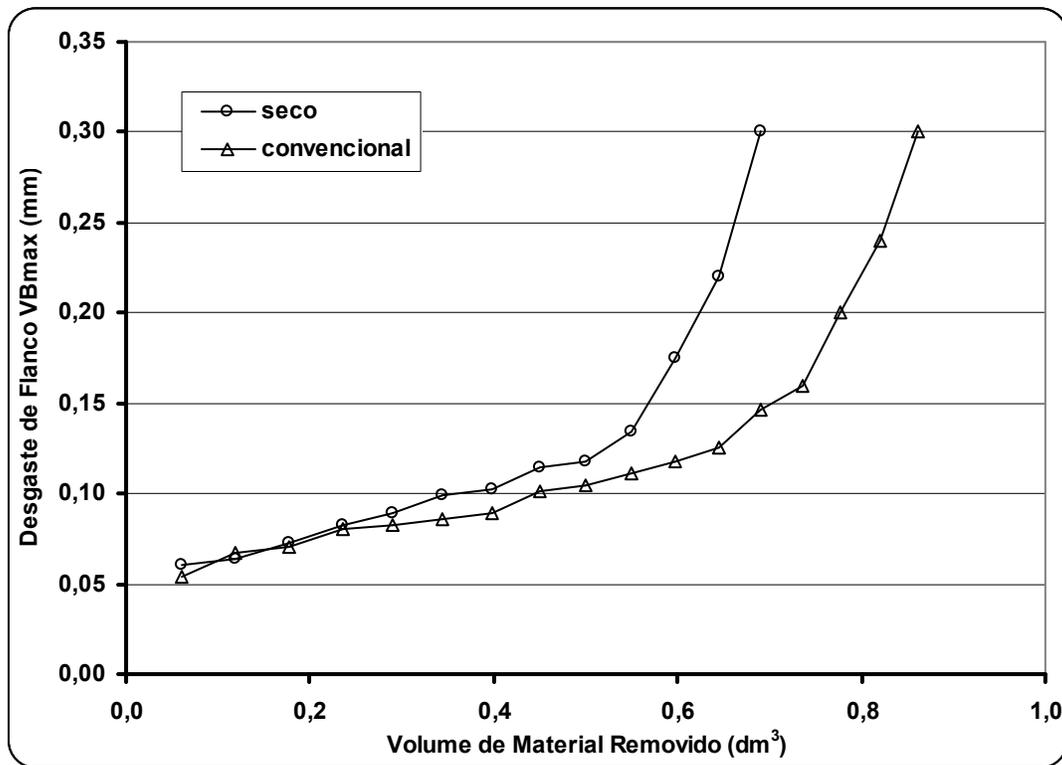


Figura 5.38: Desgaste de flanco x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 2º Réplica

Nota-se nestas figuras que as curvas iniciam-se com valores bem próximos e somente começam a se distanciar quando o desgaste máximo de flanco está próximo de 0,1 mm. Uma hipótese para explicar este fato é que a refrigeração da ferramenta somente é fundamental quando o substrato já está parcialmente exposto. Enquanto o revestimento permanecer intacto, sua dureza possibilita que ele resista ao desgaste em alta temperatura independentemente se o fluido de corte foi ou não utilizado.

A figura 5.39 e a tabela 5.14 mostram respectivamente as imagens da superfície de saída e de folga da ferramenta obtidas no Microscópio Eletrônico de Varredura, e as análises por EDS da primeira réplica dos ensaios das ferramentas que utilizaram fluido de corte aplicado de maneira convencional.

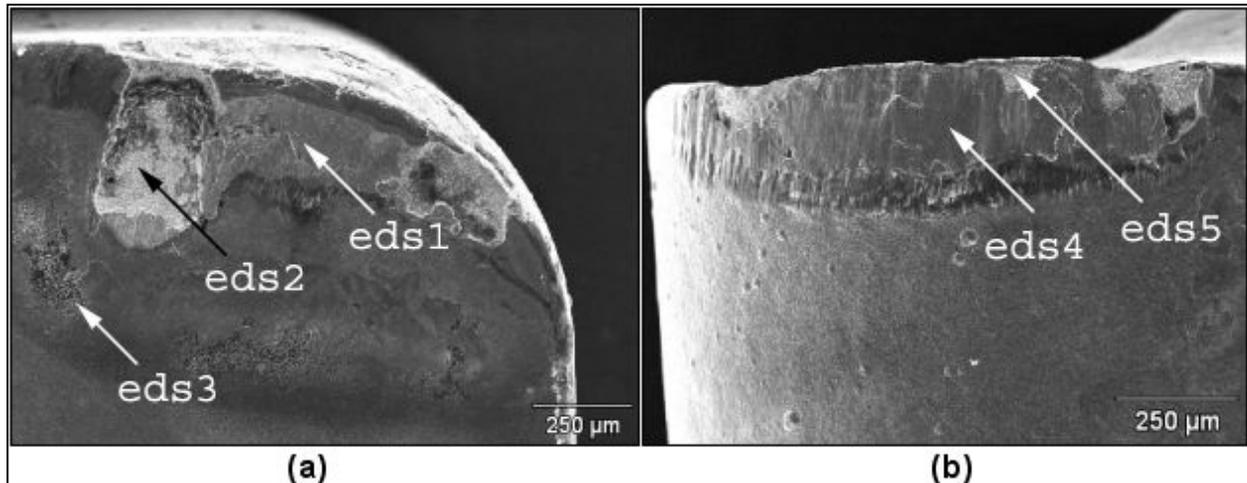


Figura 5.39: Fluido de corte aplicado de maneira convencional _ 1º Réplica

Tabela 5.14: Porcentagem em peso dos elementos químicos

	Ca	Ta	Nb	Si	P	S	Zn	Al	Ti	Mn	Fe	W
EDS1	-	-	-	-	-	-	-	-	-	1,29	98,71	-
EDS2	-	22,71	18,27	-	-	-	-	-	10,82	-	5,14	43,05
EDS3	7,07	-	-	2,31	17,03	14,42	44,56	0,89	2,87	2,16	8,70	-
EDS4	-	-	-	-	-	-	-	-	-	0,92	99,08	-
EDS5	-	18,24	17,02	-	-	-	-	-	6,04	-	4,57	54,13

A aplicação de fluido de corte de maneira convencional apresentou resultados insatisfatórios (observar figura 5.28). Neste caso, esperava-se que um fluxo abundante de 9 l.min^{-1} seria mais eficiente para dissipar a maior geração de calor proporcionada pelo aumento da velocidade de corte. Como o fluido de corte não conseguiu atingir as superfícies de atrito devido à baixa pressão, a temperatura foi mais alta nestas regiões. De acordo com a tabela 5.18, nota-se que a aplicação convencional continuou sendo a condição mais ineficiente dentre as outras testadas, seguida da aplicação direcionada a 11 l.min^{-1} e, por fim, a aplicação direcionada a $2,5 \text{ l.min}^{-1}$. Adicionalmente, comparando-se as tabelas 5.17 e 5.18, percebe-se que a aplicação convencional foi a única condição em que a temperatura aumentou aproximadamente 5°C (1º Réplica), quando a velocidade de corte passou de 400 para 500 m.min^{-1} . Estes fatores podem

explicar a menor vida da ferramenta com $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ em relação às condições direcionadas. Particularmente neste caso, a vazão de 11 l.min^{-1} aplicada na superfície de folga conseguiu ser mais eficiente que a aplicação convencional.

O EDS1 e 4, das respectivas figuras 5.39a e 5.39b e, da tabela 5.14, mostram elevadas porcentagens em peso do elemento Ferro. Embora o fluido de corte tenha sido aplicado sem nenhuma direção específica, foi encontrado material aderido na superfície de folga. O EDS2 e 5, das respectivas figuras 5.39a e 5.39b e, da tabela 5.14, mostram elevadas porcentagens em peso de Tungstênio, material do substrato da ferramenta. Ainda é possível observar que a craterização da superfície de saída foi superior em relação às condições que receberam fluido de corte na superfície de folga. Isto pode ser comprovado comparando as figuras 5.39a com as de número 5.31a e 5.35a. Entretanto, quando se compara a figura 5.39a com as de número 5.32a e 5.36a, nota-se que a craterização da superfície de saída, para as condições que receberam fluido de corte simultaneamente, também foi superior em relação à condição aqui analisada, mas mesmo assim a vida da ferramenta daquela foi maior que esta. Marcas de desgaste abrasivo também podem ser vistas próximo ao raio de ponta da ferramenta, figura 5.39b.

O EDS3, da figura 5.39a e da tabela 5.14, mostra elevada porcentagem em peso dos elementos Fósforo, Enxofre e Zinco. Como já foi citado, nesta mesma condição de refrigeração com $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$, o sentido de rotação da peça fazia com que o fluido de corte fosse permanentemente pressionado contra a superfície de saída da ferramenta, permitindo o endurecimento do cavaco e facilitando a impregnação dos elementos químicos.

A figura 5.40 e a tabela 5.15 mostram respectivamente as imagens da superfície de saída e de folga da ferramenta obtidas no Microscópio Eletrônico de Varredura, e as análises por EDS da primeira réplica dos ensaios das ferramentas utilizadas no corte a seco.

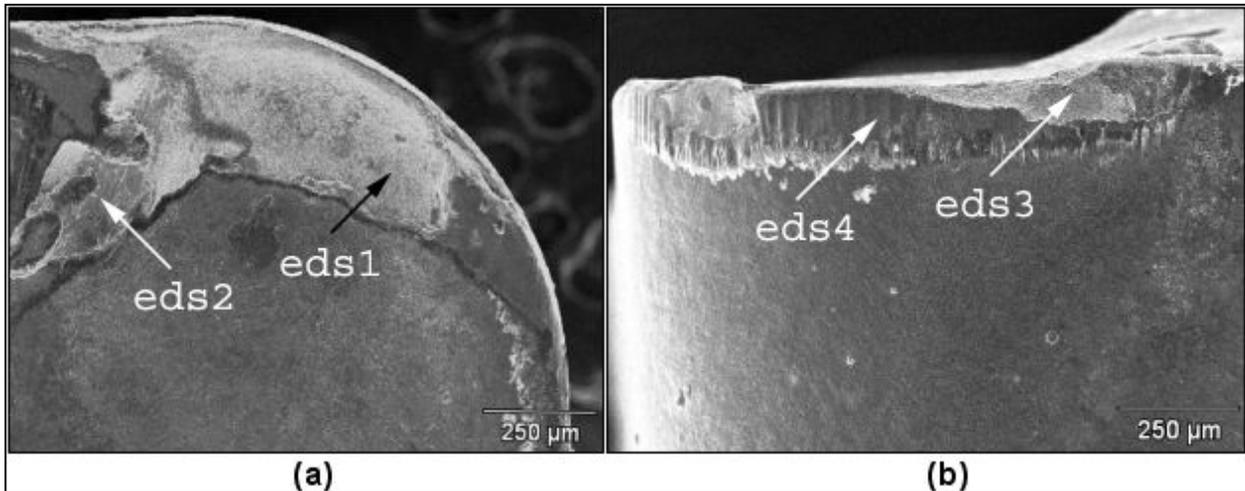


Figura 5.40: Usinagem a seco _ 1º Réplica

Tabela 5.15: Porcentagem em peso dos elementos químicos

	Ca	Ta	Nb	Si	P	S	Zn	Al	Ti	Mn	Fe	W
EDS1	-	-	-	-	-	-	-	-	1,92	-	2,51	95,56
EDS2	-	-	-	-	-	-	-	-	-	1,13	98,87	-
EDS3	-	13,85	-	-	-	-	-	-	7,85	-	19,33	58,97
EDS4	-	-	-	-	-	-	-	-	100,00	-	-	-

Em termos de vida de ferramenta, a usinagem sem fluido de corte produziu o pior resultado dentre as outras condições testadas. Isto já era esperado, pois a ferramenta não suportaria a quantidade extra de calor gerada devido ao aumento da velocidade de corte. Nesta situação, a aplicação convencional de fluido de corte foi melhor que o corte a seco, pois conseguiu reduzir os mecanismos de desgaste que são ativados termicamente. De acordo com o EDS1 e 3, das respectivas figuras 5.40a e 5.40b e, da tabela 5.15, foram encontradas elevadas porcentagens em peso do elemento Tungstênio, indicando excessiva craterização e total exposição do substrato da ferramenta em função da grande aderência e arraste do cavaco sobre a superfície de saída.

Comparando-se a figura 5.39a com a de número 5.40a, percebe-se novamente que no corte a seco a craterização da superfície de saída foi maior que na aplicação convencional de fluido de corte em razão da maior ductilidade do cavaco e da maior temperatura da superfície. Na região do EDS3 também pode ser observada a falha catastrófica da aresta. Esta craterização foi causada

principalmente por arraste de partículas da ferramenta, já que foi encontrada uma região com o substrato exposto no EDS1 da figura 5.40a, vizinha a uma região com bastante material aderido, EDS2 da figura 5.40a. Uma outra observação é a exposição do substrato também na zona de aderência definida por Trent (1991), e que já foi mostrada no EDS2 da figura 5.6a. Analisando-se as figuras 5.40a e 5.16a, verifica-se que no corte a seco com $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ não houve exposição do substrato e a área ocupada pela cratera sobre a superfície de saída da ferramenta foi menor.

O EDS2, da figura 5.40a e da tabela 5.15, mostra elevada porcentagem em peso do elemento Ferro. Já o EDS4, da figura 5.40b e da tabela 5.15, mostra 100% em peso do elemento Titânio, presente nas camadas do revestimento. A ausência de material da peça aderido na superfície de folga não significa necessariamente que o desgaste por aderência e arraste tenha sido menor em relação às condições que utilizaram o fluido de corte. Foi observado ao microscópio óptico, no passe que antecedeu o fim de vida da ferramenta, grande aderência do material da peça, e que depois foi arrastado quando o valor desgaste de flanco atingiu o seu máximo ou foi ultrapassado. Como também se nota riscos abrasivos na região desgastada da superfície e folga, figura 5.40b, pode-se novamente afirmar que o desgaste nesta região foi uma resultante de abrasão e aderência e arraste de partículas.

Finalmente, as análises por EDS não detectaram Fósforo, Enxofre e Zinco devido a ausência do fluido de corte. Caso similar já foi comentado nesta mesma condição com $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$, figura 5.16.

5.1.4.4. Conclusões parciais

- O desgaste da superfície de folga foi causado simultaneamente pelo mecanismo de abrasão e por aderência e arraste de partículas, independentemente das condições de refrigeração utilizadas. A abrasão produz uma superfície no flanco da ferramenta que favorece a aderência e conseqüente arraste de partículas;
- As condições de refrigeração influenciaram o desgaste da ferramenta. Quando o fluido de corte foi aplicado sob pressão o desgaste foi mais lento, propiciando maior vida para a ferramenta que no corte a seco ou com aplicação convencional;

- A craterização da ferramenta, principalmente quando o fluido de corte foi direcionado à superfície de saída, foi causada predominantemente pelo mecanismo de aderência e arraste de partículas. No corte a seco o desgaste de cratera foi mais profundo, expondo bastante o substrato da ferramenta com falha catastrófica da aresta de corte;
- Os mecanismos de desgaste foram similares aos encontrados com $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$. Entretanto, foram intensificados com o aumento da velocidade de corte;
- Em termos de lubrificação, o fluido de corte não conseguiu ser eficaz, pois através das análises por EDS sempre se verificou elementos do fluido de corte somente na periferia das regiões de contato;

5.1.4.5. Rugosidade da peça em $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$

As figuras 5.41 e 5.42 mostram respectivamente a rugosidade média e máxima, em função do volume de cavaco removido, para a primeira réplica dos ensaios com $P = 1,2 \text{ MPa}$ e $Q = 11 \text{ l.min}^{-1}$.

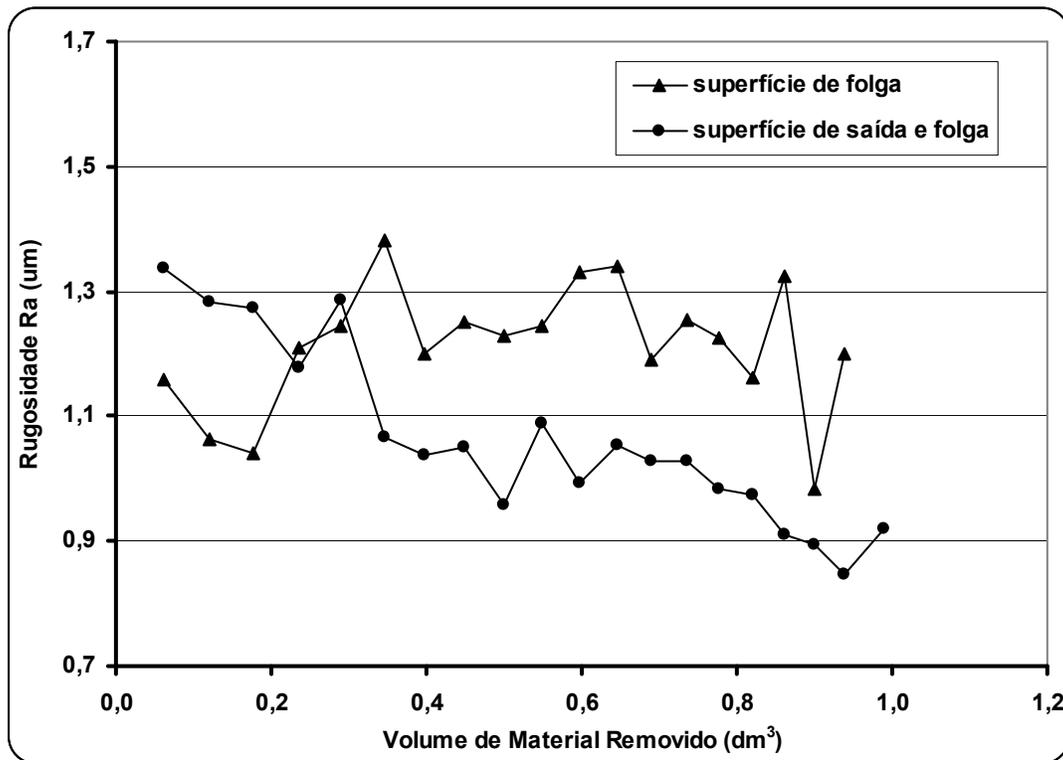


Figura 5.41: Rugosidade média (Ra) x Volume de material _ $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1ª Réplica

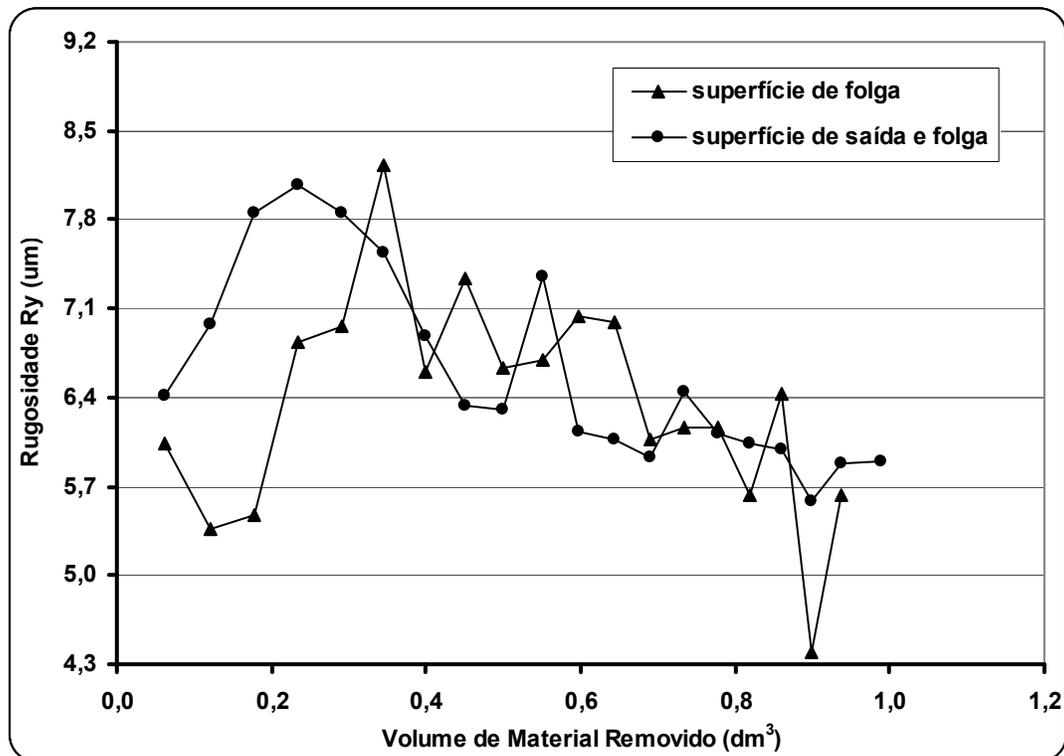


Figura 5.42: Rugosidade máxima (Ry) x Volume de material _ $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1ª Réplica

A maior ductilidade do cavaco decorrente da maior geração de calor e a sua instabilidade devido à aplicação do fluido de corte pela superfície de folga, ou simultaneamente superfície de saída e folga permitiram grande dispersão dos resultados, principalmente da rugosidade máxima, figura 5.42. Este mesmo problema também foi encontrado quando se utilizou $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ (observar figuras 5.18 e 5.19). O colapso sofrido na aresta de corte da figura 5.32b, com aplicação simultânea de fluido de corte, não foi suficiente para alterar a rugosidade da peça em fim de vida da ferramenta. De acordo com estas duas figuras, é possível visualizar que a rugosidade da peça decresce com o aumento do desgaste da ferramenta para as duas condições de refrigeração. Este parâmetro não é dependente do desgaste de flanco, mas principalmente da forma da ponta da ferramenta.

As figuras 5.43 e 5.44 mostram respectivamente a rugosidade média e máxima, em função do volume de cavaco removido, para a primeira réplica dos ensaios com $P = 1,2 \text{ MPa}$ e $Q = 2,5 \text{ l.min}^{-1}$.

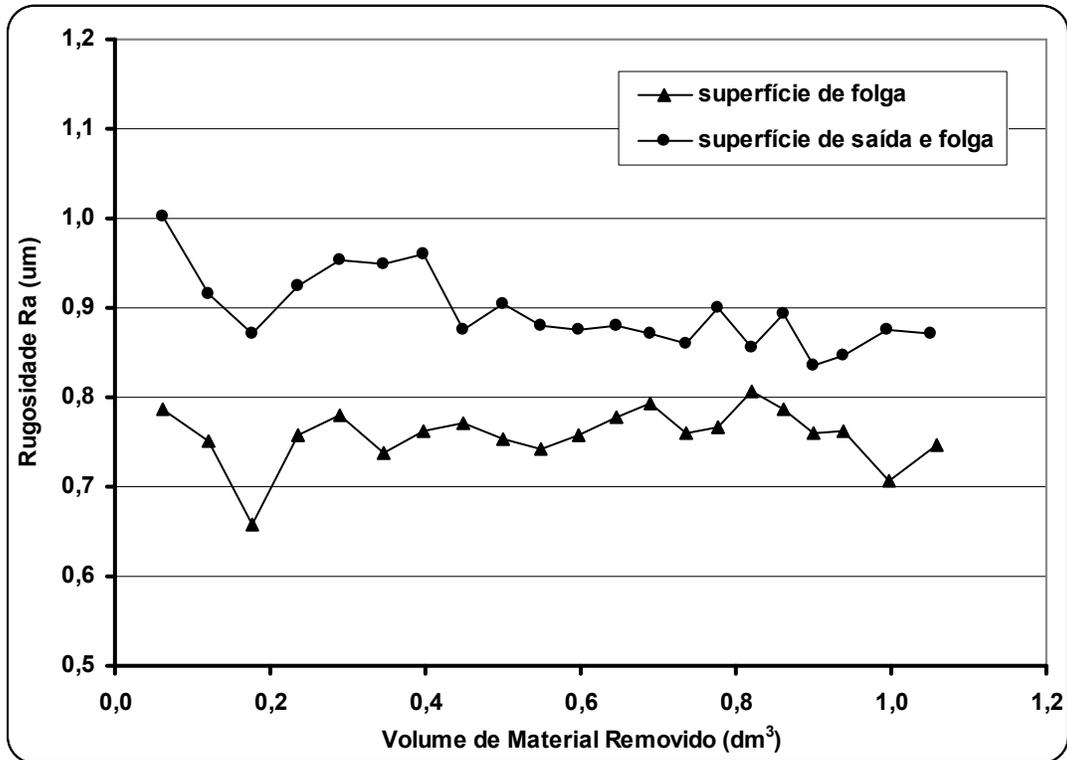


Figura 5.43: Rugosidade média (Ra) x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica

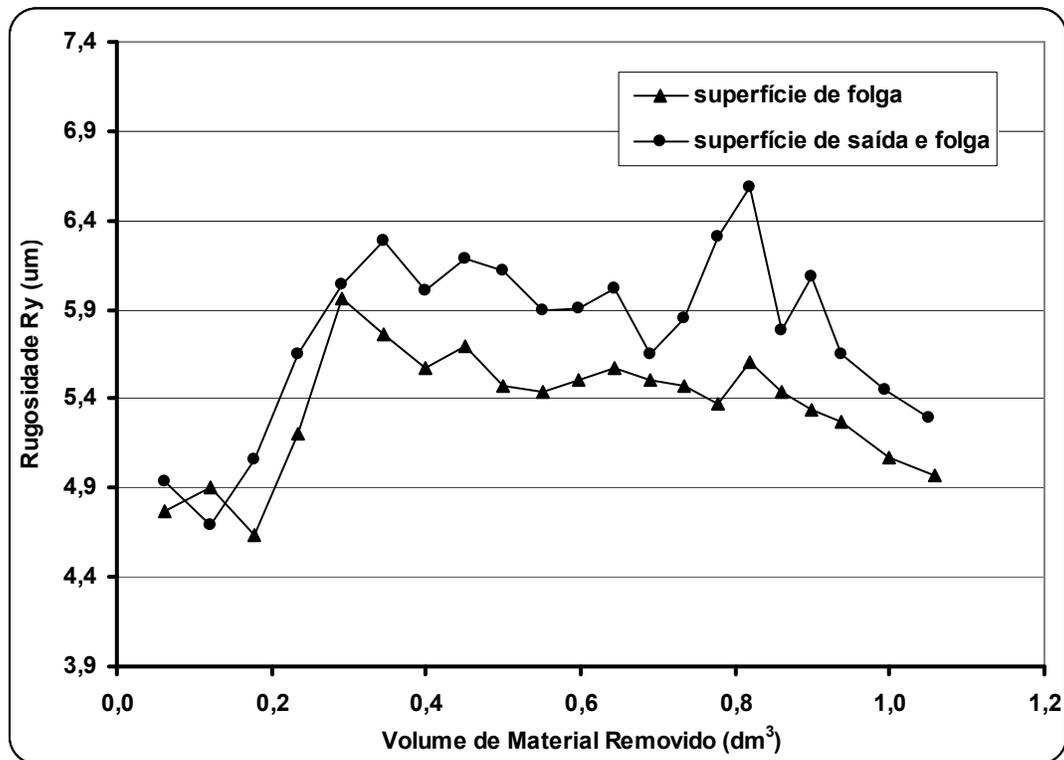


Figura 5.44: Rugosidade máxima (Ry) x Volume de material _ $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica

De acordo com as figuras é possível perceber que os níveis de rugosidade foram mais estáveis em relação às figuras 5.41 e 5.42, mostrando novamente que a diminuição da vazão contribuiu para reduzir a instabilidade de formação do cavaco. Ainda é possível dizer que a rugosidade, quando o fluido de corte foi aplicado na superfície de folga, foi menor se comparada à aplicação simultânea na superfície de saída e folga e também menor em relação a todas as outras condições testadas anteriormente, inclusive do corte a seco. Provavelmente, a alta velocidade de corte, a baixa vazão e a posição do injetor do fluido de corte podem ter influenciado a formação do cavaco, alterando o seu fluxo lateral e daí a rugosidade da peça.

As figuras 5.45 e 5.46 mostram respectivamente a rugosidade média e máxima, em função do volume de cavaco removido, para a primeira réplica dos ensaios com aplicação convencional do fluido de corte, em que se utilizou $P = 0,04 \text{ MPa}$ e $Q = 9 \text{ l.min}^{-1}$, e corte a seco.

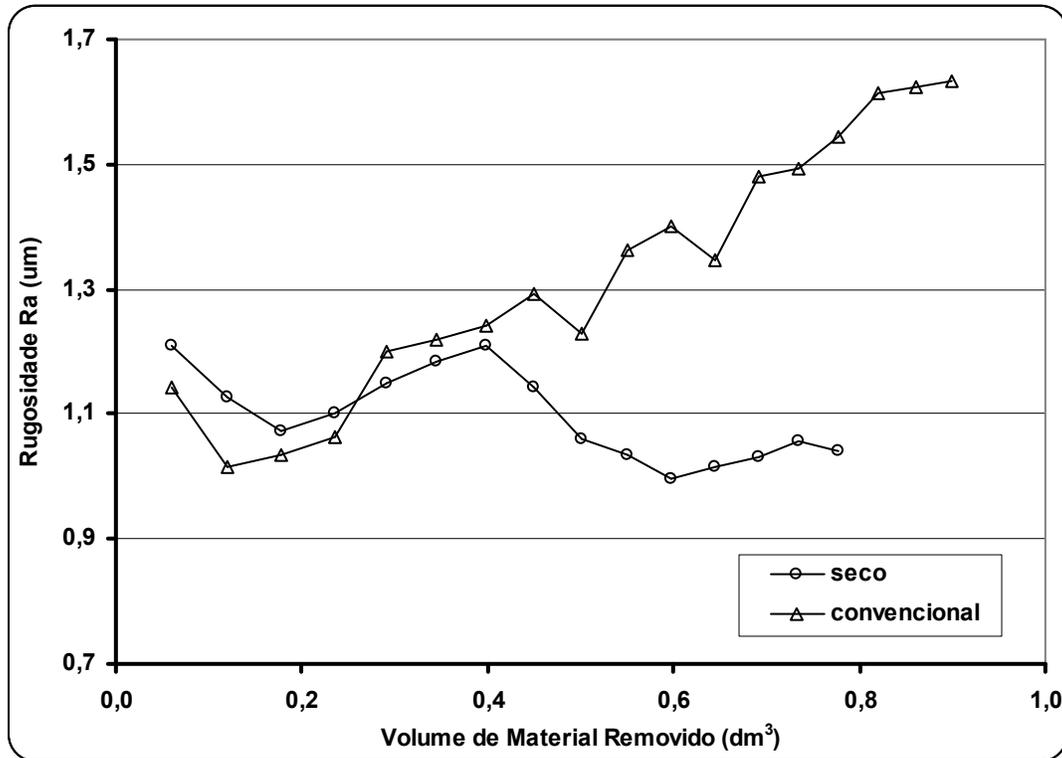


Figura 5.45: Rugosidade média (Ra) x Volume de material $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica

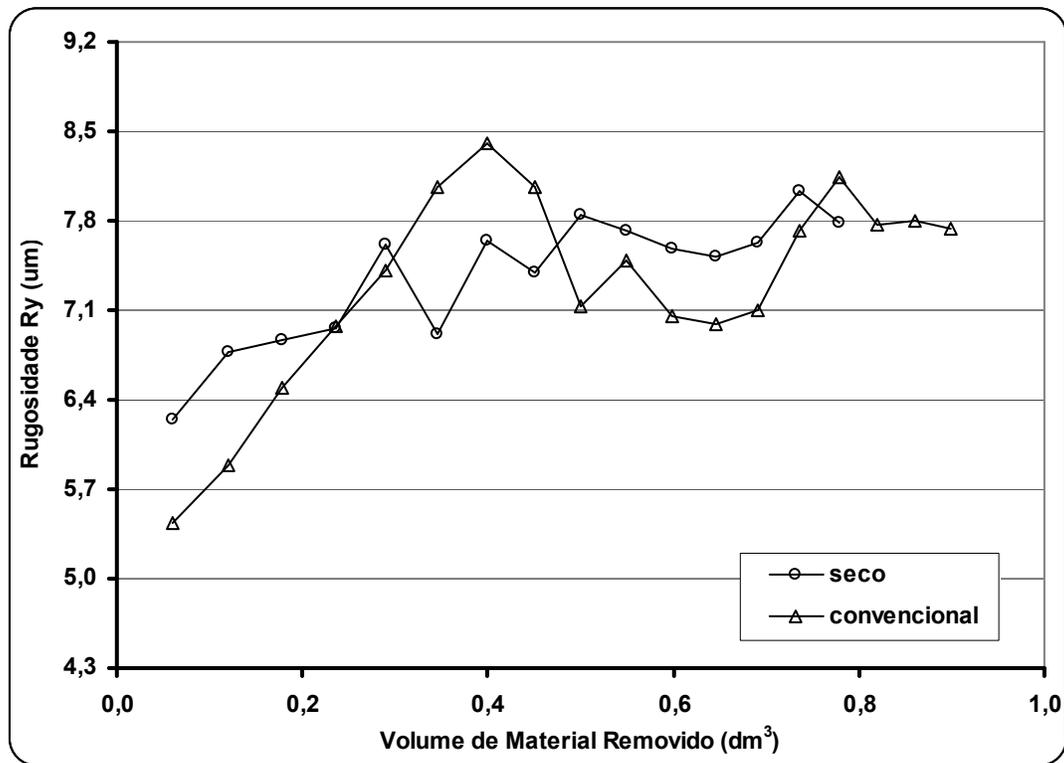


Figura 5.46: Rugosidade máxima (Ry) x Volume de material _ $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica

De acordo com as figuras 5.45 e 5.46, a aplicação convencional de fluido de corte continuou fazendo com que a rugosidade média crescesse ao longo da vida da ferramenta, (observar figura 5.23). Provavelmente, o grande volume de fluido de corte favoreceu o endurecimento do cavaco, dificultando o cisalhamento. Já o corte a seco, também apresentou valores similares e a mesma tendência de quando se utilizou $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$ (observar figuras 5.23 e 5.24). A maior quantidade de calor gerada com o aumento da velocidade de corte não influenciou significativamente os perfis de rugosidade média e máxima.

5.1.4.6. Potência de corte em $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$

A figura 5.47 mostra a potência de corte, em função do volume de cavaco removido, para a primeira réplica dos ensaios com $P = 1,2 \text{ MPa}$ e $Q = 11 \text{ l.min}^{-1}$.

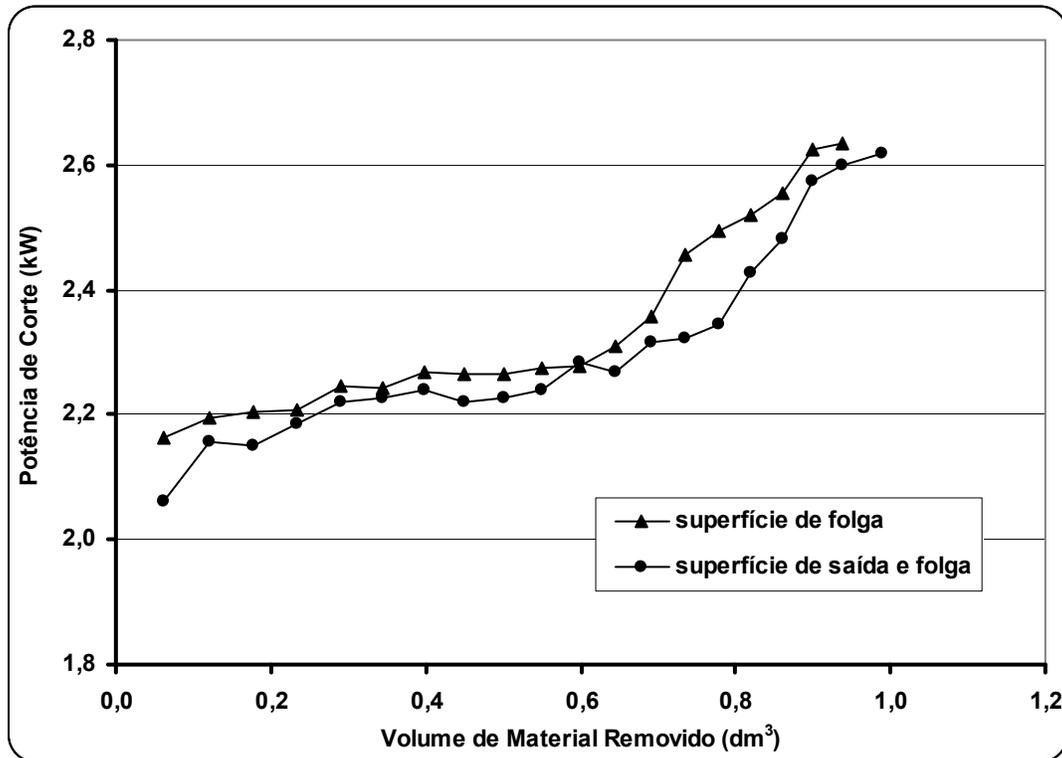


Figura 5.47: Potência de corte x Volume de material $_ v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica

De acordo com estas figuras, verifica-se que o perfil das curvas de potência de corte para as duas condições de refrigeração é similar ao das curvas de desgaste de flanco apresentadas na figura 5.29. Nota-se que acima de $0,6 \text{ dm}^3$, existe um crescimento acentuado do desgaste de flanco, situação que também foi observada na figura 5.47. Neste caso, supõe-se que o revestimento da ferramenta já está bastante desgastado, o que faz aumentar o atrito e daí a força necessária para realizar o corte. Entre as duas condições não houve diferença significativa, principalmente pelo lascamento ocorrido quando se direcionou simultaneamente o fluido de corte (observar figura 5.32b).

Porém, em relação aos resultados da figura 5.25, em que se utilizou $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$, os valores de potência de corte foram aproximadamente 10% maiores. Esta porcentagem está próxima daquela que se esperava com as fórmulas teóricas ($\sim 16\%$), pois o aumento da velocidade de corte teoricamente deveria elevar a potência consumida na mesma proporção, já que neste

nível de velocidade a pressão específica de corte praticamente não sofre alteração, ou se sofre, provoca um pequeno decréscimo (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2001).

A figura 5.48 mostra a potência de corte, em função do volume de cavaco removido, para a primeira réplica dos ensaios com $P = 1,2 \text{ MPa}$ e $Q = 2,5 \text{ l.min}^{-1}$.

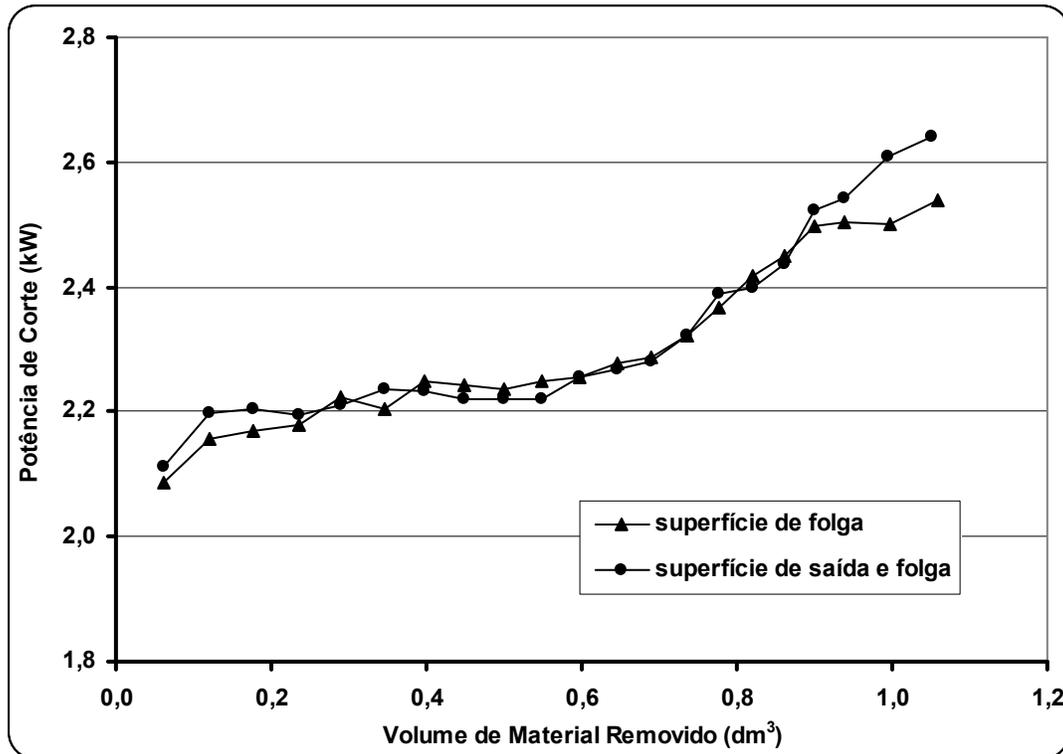


Figura 5.48: Potência de corte x Volume de material $_v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica

Os valores mostrados na figura acima convergem com os resultados de desgaste de flanco apresentados na figura 5.33. Nota-se que após $0,6 \text{ dm}^3$ de material removido o desgaste de flanco passa a ser bastante acentuado, o que reflete sobre os valores mostrados na figura 5.48. Entre as duas condições não houve diferença significativa na potência consumida, muito embora tenha ocorrido lascamento da aresta quando se aplicou fluido de corte simultaneamente, figura 5.36b. Porém, em relação aos resultados da figura 5.26, em que se utilizou $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$, os valores de potência de corte foram novamente 10% maiores. Comparativamente às condições de refrigeração da figura 5.48, não houve diferença significativa quando a vazão foi reduzida de 11 para $2,5 \text{ l.min}^{-1}$.

A figura 5.49 mostra a potência de corte, em função do volume de cavaco removido, para a primeira réplica dos ensaios com aplicação convencional do fluido de corte, em que se utilizou $P = 0,04 \text{ MPa}$ e $Q = 9 \text{ l.min}^{-1}$, e corte a seco.

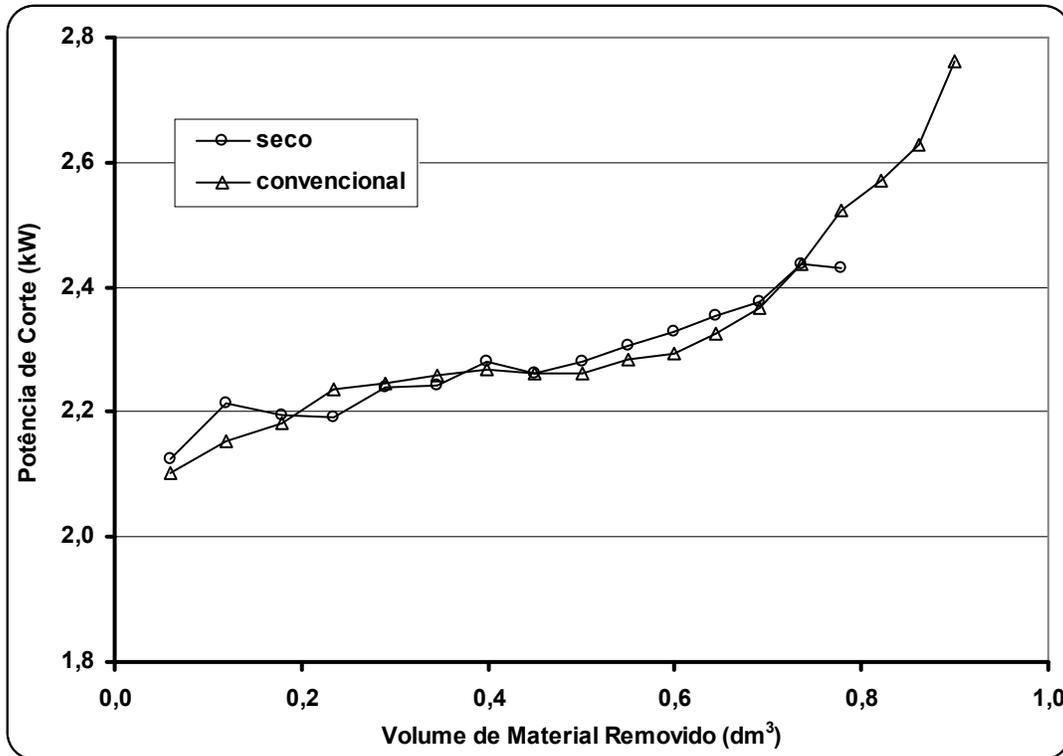


Figura 5.49: Potência consumida x Volume de material _ $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$ _ 1º Réplica

Os resultados apresentados na figura acima estão de acordo com os valores de desgaste de flanco da figura 5.39. A partir de $0,6 \text{ dm}^3$ de material removido há um rápido aumento da potência de corte em decorrência da exposição do substrato da ferramenta. Entre as duas condições não houve variação significativa, mas em relação aos resultados da figura 5.27, em que se utilizou $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$, os valores de potência de corte foram novamente 10% maiores. Comparativamente às condições de refrigeração que utilizaram fluido de corte direcionado, figuras 5.47 e 5.48, também não foram encontradas diferenças significativas na potência de corte. A falha catastrófica ocorrida na aresta para o corte a seco não foi preponderante sobre os valores da potência em fim de vida da ferramenta (observar figura 5.40b).

5.1.5. Fluido de corte sintético

5.1.5.1. Desgaste da ferramenta em $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$

Para os testes com fluido de corte sintético foi escolhida a melhor condição dentre as testadas com fluido de corte emulsionável com $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$. Neste caso, a aplicação direcionada à superfície de folga com pressão de 1,2 MPa e vazão de $2,5 \text{ l.min}^{-1}$ foi a que mais se destacou em termos de vida de ferramenta. A figura 5.50 demonstra os valores médios da vida das ferramentas, em volume de material removido, para as diferentes condições de refrigeração da figura 5.1. Nela, também está mostrada a vida da ferramenta obtida na condição de refrigeração citada utilizando fluido de corte sintético.

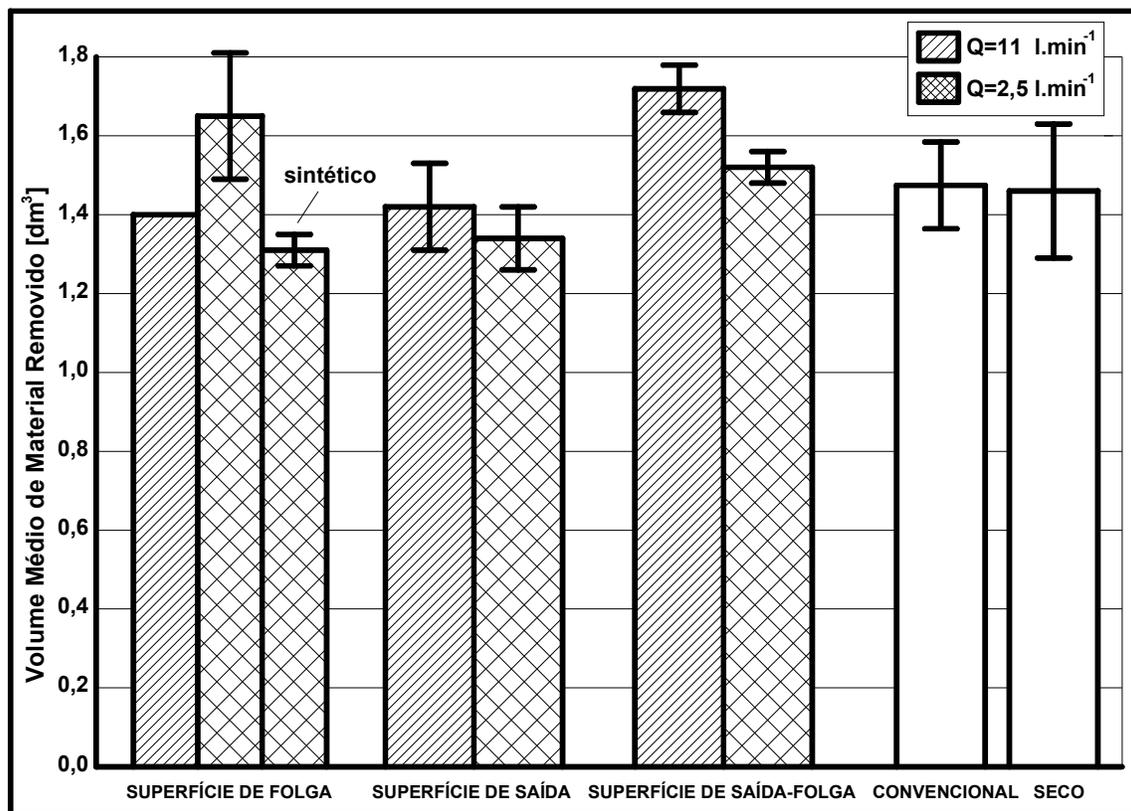


Figura 5.50: Volume médio de material removido x Refrigeração _ $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$

O volume médio de cavaco removido por vida de ferramenta com a utilização do fluido de corte sintético foi de $1,3 \text{ dm}^3$. Comparando este valor com os resultados obtidos com fluido de corte emulsionável, nota-se que a vida da ferramenta foi similar à encontrada quando se aplicou a vazão de 11 l.min^{-1} contra a superfície de folga ou quando direcionado à superfície de saída. Além disso, a vida da ferramenta com o fluido de corte sintético foi menor que a aplicação

convencional, o corte a seco e menor ainda quando se aplicou fluido de corte emulsionável nas mesmas condições. Importante destacar que foi observada maior formação de névoa com o fluido de corte sintético.

A figura 5.51 mostra o desgaste de flanco em função do volume de cavaco removido, para a primeira e segunda réplica dos ensaios com fluido de corte sintético.

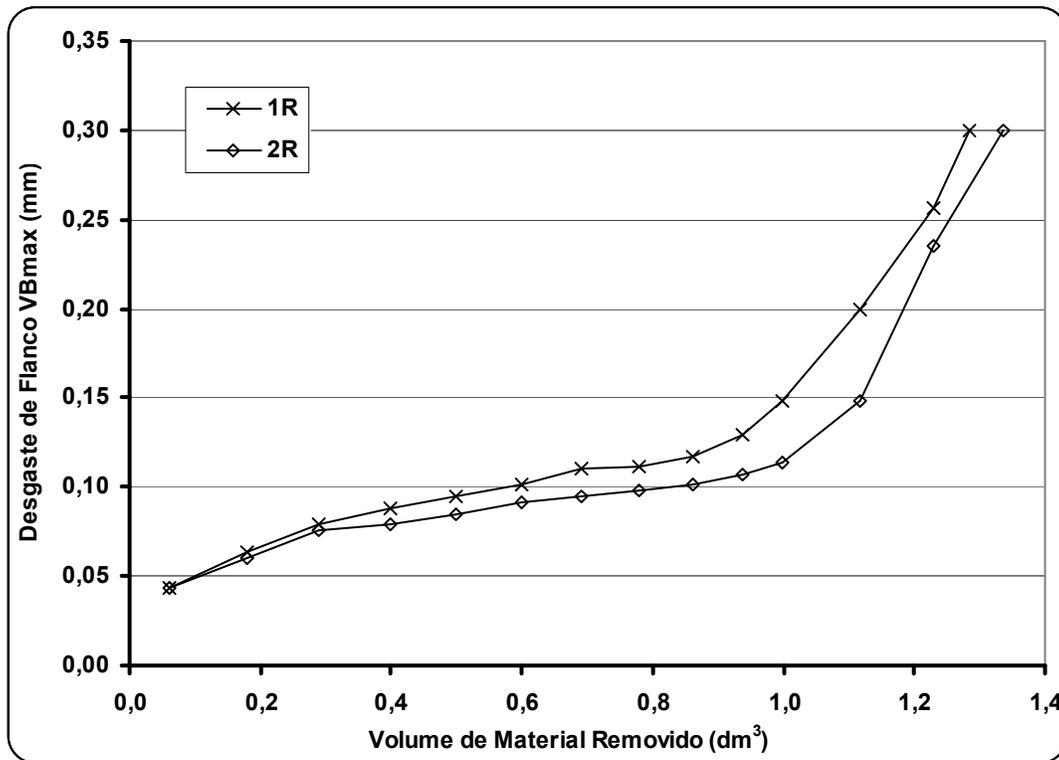


Figura 5.51: Desgaste de flanco x Volume de material $_v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$

O perfil do desgaste de flanco para as duas réplicas da figura 5.51 está de acordo com as outras já estudadas anteriormente. Após um período de crescimento lento, próximo de $0,8 \text{ dm}^3$ de material removido, o desgaste cresce rapidamente até atingir o desgaste máximo de flanco.

A figura 5.52 e a tabela 5.16 mostram respectivamente as imagens da superfície de saída e de folga da ferramenta obtidas no Microscópio Eletrônico de Varredura, e as análises por EDS da primeira réplica dos ensaios que utilizaram fluido de corte direcionado à superfície de folga.

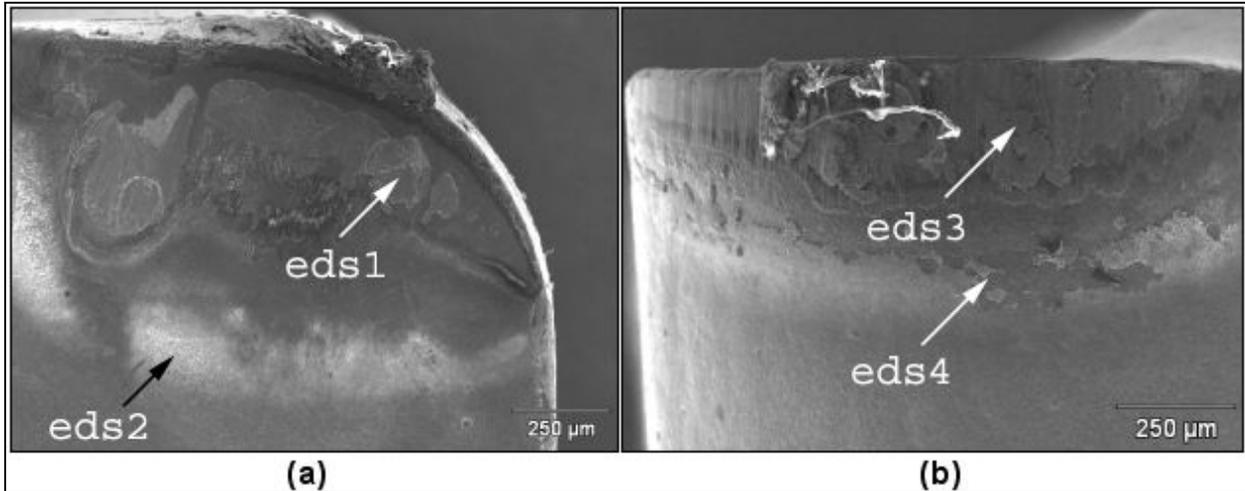


Figura 5.52: Fluido de corte sintético aplicado na superfície de folga da ferramenta _ 1º Réplica

Tabela 5.16: Porcentagem em peso dos elementos químicos

	Ca	Cu	O	Si	P	S	Zn	Pb	Ti	Fe	W
EDS1	-	-	-	-	-	-	-	-	-	100	-
EDS2	2,28	12,79-	8,26	1,37	1,73	6,47	4,97-	45,45	15,33	1,35	-
EDS3	-	13,85	-	0,53	-	-	-	-	-	99,47	-
EDS4	3,76-	16,26-	6,40	1,23-	2,48	8,79	4,86	51,20	1,90	3,12	-

Como pode ser observado na figura 5.52a, a área ocupada pelo desgaste de cratera é muito parecido com das figuras 5.6a, 5.11a, 5.31a e 5.35a. O EDS1 e 3, das respectivas figuras 5.52a e 5.52b e, da tabela 5.16, mostra elevada porcentagem em peso do elemento Ferro. No entanto, como nas outras formas que receberam fluido de corte na superfície de folga, o substrato da ferramenta na superfície de saída não foi atingido. Isto indica que o desgaste de cratera foi pouco profundo. Nota-se na região do EDS3, da figura 5.52b, bastante material da peça aderido no flanco da ferramenta. Além disso, pode-se observar riscos abrasivos, indicando novamente que o desgaste foi causado por uma combinação de abrasão e por aderência e arraste de partículas.

Os resultados de temperatura com fluido de corte sintético estão mostrados na tabela 5.19 (1º Réplica). Como pode ser notado, as temperaturas encontradas foram muito similares às encontradas com o fluido de corte emulsionável. Esta constatação permite afirmar que a capacidade de refrigeração destes dois tipos de óleos são praticamente iguais. Neste caso, como

já comentado, sugere-se grande desgaste por aderência e arraste. Entretanto, como a vida da ferramenta com o fluido de corte sintético foi 20% menor que o emulsionável, outros mecanismos de desgaste além dos já citados podem estar influenciando a vida da ferramenta.

O EDS2 e 4, das respectivas figuras 5.52a e 5.52b e, da tabela 5.16, mostra que além do Fósforo, Enxofre e Zinco, já encontrados no fluido de corte emulsionável, também foi detectado grande porcentagem em peso de Cobre e Chumbo. De acordo com a tabela periódica, o Zinco, o Cobre e o Chumbo fazem parte do grupo de elementos metálicos, o que poderia acelerar o desgaste da ferramenta. No entanto, um estudo mais detalhado deve ser realizado para avaliar os reais efeitos do aditivo de extrema pressão sobre a vida da ferramenta.

5.1.6. Temperatura de corte

A avaliação da temperatura permitiu obter resultados das diferentes formas de aplicação do fluido de corte e sua implicação na vida da ferramenta. Deve-se levar em consideração que o termopar que monitorava a temperatura estava inserido na ferramenta a 0,5 mm da superfície de saída e da de folga, sendo então adquirido um valor médio (observar figura 4.7).

As tabelas 5.17, 5.18 mostram os resultados de temperatura para a primeira e segunda réplica dos ensaios com o fluido de corte emulsionável obtidos de acordo com o que foi descrito no item 4.4.3.

Tabela 5.17: Temperatura de corte para $v_c = 400 \text{ m.min}^{-1}$, $f = 0,15 \text{ mm.rot}^{-1}$ e $a_p = 1 \text{ mm}$

Vasco 1000 – Fluido de corte emulsionável					
	1º Réplica			2º Réplica	
Ø92 mm P0,04Q9	Ø84 mm P1,2Q11	Ø94 mm P1,2Q2,5	Ø84 mm P0,04Q9	Ø90 mm P1,2Q11	Ø82 mm P1,2Q2,5
61,1°C	32,2°C	41,6°C	63,6°C	31,7°C	40,9°C

Tabela 5.18: Temperatura de corte para $v_c = 500 \text{ m.min}^{-1}$, $f = 0,15 \text{ mm.rot}^{-1}$ e $a_p = 1 \text{ mm}$

Vasco 1000 – Fluido de corte emulsionável					
	1º Réplica			2º Réplica	
Ø90 mm P0,04Q9	Ø86 mm P1,2Q11	Ø96mm P1,2Q2,5	Ø82 mm P0,04Q9	Ø92 mm P1,2Q11	Ø80 mm P1,2Q2,5
65,7°C	32,6°C	42,4°C	67,2°C	31,4°C	41,8°C

De acordo com os resultados das tabelas acima, pode-se perceber que as pequenas variações de temperatura da primeira e segunda réplica são decorrentes apenas da troca da aresta de corte. Uma outra observação é a variação da temperatura com a redução da vazão de 11 para

2,5 l.min⁻¹. Nesta situação a vazão foi reduzida em 77%, mas o aumento de temperatura em média foi de apenas 31%, para $v_c = 400$ e/ou 500 m.min⁻¹. Este resultado está de acordo com o que foi estudado por Li (1996a), já citado neste trabalho, que avaliou matematicamente a relação entre a temperatura e a redução da vazão no flanco da ferramenta.

As tabelas 5.17 e 5.18 mostram que as maiores temperaturas encontradas foram com o sistema de refrigeração convencional da máquina-ferramenta, seguida respectivamente pela aplicação direcionada com vazão de 2,5 e 11 l.min⁻¹. Isto mostra que a aplicação convencional, mesmo com uma vazão 3,6 vezes maior que a menor vazão (2,5 l.min⁻¹), não foi eficiente para reduzir a temperatura nas duas velocidades ensaiadas. Em outras palavras, a aplicação de fluido de corte sob pressão foi realmente eficiente para reduzir a temperatura na região de corte da ferramenta. Outro fato que pode ser visto nestas tabelas é uma maior variação da temperatura quando a velocidade de corte foi aumentada de 400 para 500 m.min⁻¹ com o sistema de aplicação convencional e, a manutenção dela quando o fluido de corte foi aplicado em alta pressão na superfície de folga. Conclui-se que o sistema de refrigeração proposto neste trabalho foi eficiente para manter a temperatura em níveis mais baixos mesmo em velocidades mais altas.

A tabela 5.19 mostra os resultados de temperatura para a primeira réplica dos ensaios com o fluido de corte sintético.

Tabela 5.19: Temperatura de corte para $v_c = 400$ m.min⁻¹, $f = 0,15$ mm.rot⁻¹ e $a_p = 1$ mm

Microcut B510F – Fluido de corte sintético		
1° Réplica		
Ø88 mm - P0,04Q9 63,6°C	Ø88 mm – P12Q11 32,8°C	Ø86 mm – P12Q2,5 41,5°C

Comparando os valores da tabela 5.19 com os da 5.17, é possível notar que a utilização do fluido de corte sintético não alterou os valores da temperatura obtida. Pode-se então afirmar que os dois tipos de fluido de corte têm capacidade de refrigeração praticamente iguais a uma concentração de 6%.

Os ensaios de temperatura no torneamento a seco mostraram 257 e 267°C como máximas temperaturas para as velocidades de 400 e 500 m.min⁻¹, respectivamente. Muito embora estejam acima dos encontrados na tabela 5.17, 5.18 e 5.19, não foi possível fazer um comparativo porque houve um erro sistemático de leitura causado pelo molhamento do sensor, ou seja, não havia nenhuma vedação que protegesse a entrada do fluido de corte no alojamento do termopar.

5.2. Fase 2: Ensaios de dilatação térmica

As tabelas 5.20 e 5.21 mostram os resultados encontrados nos ensaios de dilatação térmica com a utilização de fluido de corte de base vegetal para os corpos de prova da figura 4.8. Reitera-se do item 4.5 que o diâmetro final foi inspecionado após 30 minutos de terminada a usinagem.

Tabela 5.20: Dilatação térmica para os ensaios com fluido de corte – Réplica 1

Vasco 1000 – 1º Réplica									
Peça	Ø inicial (mm)				Ø final (mm)				Δtérmica
	Ø1	Ø 2	Ø 3	Média	Ø1	Ø 2	Ø 3	Média	
Entrada da ferramenta	53,980	53,982	53,982	53,981	53,980	53,982	53,980	53,981	0
Saída da ferramenta	53,955	53,954	53,956	53,955	53,956	53,954	53,956	53,955	0
Conicidade	0,026				0,026				

Tabela 5.21: Dilatação térmica para os ensaios com fluido de corte – Réplica 2

Vasco 1000 – 2º Réplica									
Peça	Ø inicial (mm)				Ø final (mm)				Δtérmica
	Ø1	Ø 2	Ø 3	Média	Ø1	Ø 2	Ø 3	Média	
Entrada da Ferramenta	54,003	54,006	54,004	54,004	54,005	54,006	54,006	54,006	+0,002
Saída da Ferramenta	53,986	53,983	53,983	53,984	53,981	53,982	53,986	53,983	+0,001
Conicidade	0,02				0,023				

De acordo com as tabelas 5.20 e 5.21 nota-se que não houve variação térmica significativa do diâmetro quando foi aplicado fluido de corte. Estes resultados mostram que não existe necessidade da correção geométrica da ferramenta na direção radial para a compensação da dilatação térmica da peça.

Outro item que deve ser observado é a conicidade da peça. Para um comprimento de avanço igual a 50 mm foi encontrado um valor em torno de 0,02 mm. Agostinho, Rodrigues e Lirani (1986) recomendam para torneamento o valor de 0,02 mm para um comprimento de 300 mm. Entretanto, este valor pode variar em função do tipo e idade do equipamento, sistema de fixação, etc. Sabendo-se que a fixação da peça foi realizada internamente e sem contraponto, é justificável o valor encontrado.

As tabelas 5.22 e 5.23, mostram os resultados encontrados nos ensaios de dilatação térmica sem a utilização de fluido de corte.

Tabela 5.22: Dilatação térmica para os ensaios sem fluido de corte – Réplica 1

Seco – 1º Réplica									
Peça	Ø inicial (mm)				Ø final (mm)				Δtérmica
	Ø1	Ø 2	Ø 3	Média	Ø1	Ø 2	Ø 3	Média	
Entrada da Ferramenta	53,997	53,995	53,996	53,996	53,976	53,975	53,976	53,976	-0,02
Saída da Ferramenta	53,972	53,970	53,970	53,970	53,952	53,953	53,954	53,953	-0,017
Conicidade	0,026				0,023				

Tabela 5.23: Dilatação térmica para os ensaios sem fluido de corte – Réplica 2

Seco – 2º Réplica									
Peça	Ø inicial (mm)				Ø final (mm)				Δtérmica
	Ø1	Ø 2	Ø 3	Média	Ø1	Ø 2	Ø 3	Média	
Entrada da Ferramenta	53,996	53,995	53,995	53,995	53,980	53,978	53,978	53,979	-0,016
Saída da Ferramenta	53,972	53,972	53,972	53,972	53,954	53,953	53,950	53,952	-0,02
Conicidade	0,023				0,027				

De acordo com as tabelas 5.22 e 5.23, percebe-se que a ausência de fluido de corte provocou uma alteração de até 0,02 mm no diâmetro da peça. Entretanto, para atingir as dimensões desejadas torna-se necessário corrigir geometricamente o diâmetro para compensar a dilatação térmica da peça, o que é uma prática difícil de ser implementada em chão de fábrica. Para a dimensão torneada, a classe de tolerância IT6 representa uma faixa de 19 μm . Isto significa que seria impossível torneiar a seco este tipo de peça e conseguir esta classe de tolerância, já que a variação diametral obtida devido à dilatação térmica já cobre toda a extensão da faixa correspondente. Então, pode-se dizer que o torneamento a seco de peças similares às deste ensaio somente pode ser feito se a classe de tolerância desejada for maior ou igual a IT7.

Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros

Baseado nos resultados encontrados neste trabalho, as principais conclusões são:

- Sempre que o fluido de corte foi aplicado na superfície de saída o desgaste de cratera foi considerável. Esta forma de direcionamento proporcionou uma craterização maior daquela obtida com aplicação simultânea ou quando o fluido aplicado somente na superfície de folga;
- A redução da temperatura com o sistema em alta pressão estimulou o mecanismo de desgaste por aderência e arraste na superfície de folga e/ou saída da ferramenta. Em alguns casos foi observado fadiga térmica da ferramenta devido o aparecimento de trincas. Entretanto, esta forma de aplicação foi mais eficiente que o sistema de refrigeração convencional da máquina;
- Com $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$, as duas melhores condições de refrigeração em termos de vida de ferramenta foram aquelas em que aplicou fluido de corte a uma vazão de $2,5 \text{ l.min}^{-1}$ direcionada à superfície de folga e/ou vazão de 11 l.min^{-1} com fluxo dividido entre as superfícies de saída e folga;
- Com $v_c = 570 \text{ m.min}^{-1}$, as condições que utilizaram fluido de corte em alta pressão de forma direcionada proporcionaram vidas de ferramenta similares. Então, nesta velocidade de corte também pode-se optar pela baixa vazão;
- Os ensaios de temperatura mostraram que a diminuição da vazão do fluido de corte não influenciou significativamente a variação de temperatura da ferramenta, mas provou que a aplicação em alta pressão de forma direcionada foi eficaz na sua redução;
- O aumento da velocidade de corte não prejudicou a entrada do fluido de corte na superfície de folga da ferramenta quando aplicado em alta pressão;

- O aumento da pressão de injeção e direcionamento do fluido de corte possibilitam reduzir o seu consumo no processo e aumentar a vida da ferramenta. Com isso, pode-se construir tanques mais compactos para as máquinas-ferramentas;
- O aumento da pressão de injeção e direcionamento do fluido de corte alteraram a formação do cavaco para as condições de corte analisadas;
- A aplicação de fluido de corte de maneira convencional e direcionada à superfície de saída não foi favorável à rugosidade da peça devido ao endurecimento do cavaco. De uma forma geral, o direcionamento sob pressão do fluido de corte aumentou a dispersão dos valores da rugosidade por causa da instabilidade de formação do cavaco;
- Não houve diferença significativa na potência de corte entre as condições testadas;
- A variação diametral dos corpos de prova de parede fina, na ausência de fluido de corte, foi em média 0,02 mm. Com a sua presença, a dilatação foi insignificante.

Conclusões secundárias:

- Foi constatada a formação de uma película de coloração escura na periferia das superfícies de atrito nas condições em que se utilizou fluido de corte, provavelmente proveniente de aditivos extrema pressão;
- A névoa no interior da máquina-ferramenta foi considerável quando se aumentou a pressão do fluido de corte, independentemente da vazão utilizada;
- Em termos de vida de ferramenta e menor formação de névoa, o fluido emulsionável foi superior em relação ao sintético. Entretanto, não houve diferença significativa da temperatura de corte entre eles.

Como sugestão para continuação deste trabalho, tem-se:

- Avaliar o aumento da pressão do fluido de corte em operações de ranhuramento, mandrilamento e/ou furação;
- Avaliar o aumento da pressão do fluido de corte em materiais de baixa usinabilidade, como o aço inoxidável e titânio;
- Avaliar o comportamento de fluidos de corte emulsionáveis e sintéticos sem aditivos extrema pressão.

Referências Bibliográficas

AGOSTINHO, L.O.; RODRIGUES, A.C.S.; LIRANI, J. Princípios de Engenharia de Fabricação Mecânica. São Paulo: Edgard Blücher LTDA, 1986. 295p.

ARONSON, R.B. Using high-pressure fluids. Manufacturing Engineering. SME Publications, v.132, n.6, jun.2004.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 6023: Informação e documentação: referências: elaboração. Rio de Janeiro, 2002.

_____. NBR 10520: Informação e documentação: citações em documentos: apresentação. Rio de Janeiro, 2002.

BAGCI, E.; OZCELIK, B. Investigation of the effect of drilling conditions on the twist drill temperature during step-by-step and continuous dry drilling. Materials & Design, 2004.

BARIL, R. Modern machining technology. Delmar Publishers INC., 1987. 698p.

BLASER SWISSLUBE LTDA. Ficha de informações de segurança de produtos químicos: boletim técnico. São Paulo, 2005.

BRAGHINI JR., A; DINIZ, A.E. Segundo relatório científico. 2005. 244p. Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

BRASIL. Resolução nº 009, de 31 de agosto de 2005. Estabelece definições e torna obrigatório o recolhimento e destinação adequada de todo o óleo lubrificante usado ou contaminado: CONAMA. Disponível em: <<http://www.mma.gov.br/port/conama/res/res93/res0993.html>> Acesso em 13 out. 2005.

CPG-FEM. Roteiro para apresentação de teses e dissertações na FEM. Campinas: Unicamp, 2001. Disponível em <<http://www.fem.unicamp.br>> Acesso em 2 jan. 2005.

CRAFOORD, R.; KAMINSKI, J.; LAGERBERG, S.; LJUNGKRONA, O.; WRETLAND, A. Chip control in tube turning using a high-pressure water jet. Proceedings of The Institution of Mechanical Engineers Part B: Journal of Engineering Manufacture, v.231, p.761-767, 1999.

DAHLMAN, P. A comparison of temperature reduction in high-pressure jet-assisted turning using high pressure versus high flowrate. Proceedings of The Institution of Mechanical Engineers Part B: Journal of Engineering Manufacture, v.216, p.467-473, 2001.

DAHLMAN, P.; ESCURSELL, M. High-pressure jet-assisted cooling: a new possibility for near net shape turning of decarburized steel. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v.44, p.109-115, 2004.

DA SILVA, E.J.; BIANCHI, E.C; DE OLIVEIRA, J.F.G. Estudo para a determinação de procedimentos padrão para seleção, aplicação, manutenção e descarte de diferentes tipos de fluidos de corte utilizados em retificação. XV Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, Águas de Lindóia, SP, 1999. 1 CD ROM.

DA SILVA, M.B.; WALLBANK, J. Cutting temperature: prediction and measurement methods – a review. *Journal of Materials Processing Technology*, v.88, p.195-202, 1999.

DEWES, R.C.; NG, E.; CHUA, K.S.; NEWTON, P.G.; ASPINWALL, D.K. Temperature measurement when high speed machining hardened mould/die steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v.92-93, p.293-301, 1999.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N.L. *Tecnologia da Usinagem dos Materiais*, 3 ed., São Paulo: Artiliber Editora, 2001. 244p.

EZUGWU, E.O.; BONNEY, J. Effect of high-pressure coolant supply when machining nickel-base, Inconel 718, alloy with coated carbide tools. *Journal of Materials Processing Technology*, v.153-154, p.1045-1050, 2004.

EZUGWU, E.O.; DA SILVA, R.B.; BONNEY, J.; MACHADO, A.R. Evaluation of the performance of CBN tools when turning Ti-6Al-4V alloy with high-pressure coolant supplies. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, p.1-6, 2005.

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

FERRARESI, D. *Fundamentos da Usinagem dos Metais*. São Paulo: Editora Edgard Blücher, 1977. v.1, 751p.

GREELEY, M.; RAJAGOPALAN, N. Impact of environmental contaminants on machining properties of metalworking fluids. *Tribology International*, v.37, p.327-332, 2004.

GUNTER, K.L.; SUTHERLAND, J.W. An experimental investigation into the effect of process conditions on the mass concentration of cutting fluid mist in turning. *Journal of Cleaner Production*, v.7, p.341-350, 1999.

HOERNER, D. Non-ferrous metal machining: A permanent challenge for the lubricant supplier. *Usinagem 2002 Feira e Congresso*, São Paulo, SP, p.1-17, 2002. 1 CD ROM.

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

KOMANDURI, R.; HOU, Z.B. A review of the experimental techniques for measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing process and tribology. *Tribology International*, v.34, n.10, p.653-682, 2001.

KOVACEVIC, R.; CHERUKUTHOTA, C.; MAZURKIEWICZ, M. High pressure waterjet cooling/lubrication to improve machining efficiency in milling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v.35, n.10, p.1459-1473, 1995.

LI, X. Study of the jet-flow rate of cooling in machining: Part 1. Theoretical analysis. Journal of Materials Processing Technology, v.62, p.149-256, 1996a.

LONGBOTTOM, J.M.; LANHAM, J. Cutting temperature measurement while machining – a review. Aircraft Engineering and Aerospace Technology: An International Journal, v.77, p.122-130, 2005.

MACHADO, A.R.; SILVA, M.B. Usinagem dos Metais. Minas Gerais: Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, 1998. 172p.

MARU, M.M., Estudo do desgaste e atrito de um par metálico sob deslizamento lubrificado. 2003. 254p. Tese de Doutorado – Faculdade de Engenharia Mecânica, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo.

MAZURKIEWICZ, M; KUBALA, Z.; CHOW, J. Metal machining with high-pressure water-jet cooling assistance – A new possibility. Transactions of the ASME: Journal of Engineering for Industry, v.111, n. 1, p.7-12, feb.1989.

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

MELO, A.C.A.; MACHADO, A.R.; LIMA E SILVA, S.M.M.; GUIMARÃES, G. Estudo da variação da temperatura de corte no fresamento frontal. II Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, Uberlândia, MG, 2003. 1CD ROM.

MONTGOMERY, D.C. Design and Analysis of Experiments. 3.ed. New York: John Wiley and Sons, 1991. 589p.

NAGPAL, B.K.; SHARMA, C.S. Cutting fluids performance:. Part 1. Optimization of pressure for hi-jet method of cutting fluid application. Transactions of the ASME: Journal of Engineering for Industry, v.95, n. 1, p.881-889, feb.1973a.

NIOSH, National Institute for Occupational Safety and Health. What you need to know about occupational exposure to metalworking fluids. NIOSH Publication, 44p., mar.1998, Disponível em: <<http://www.cdc.gov/niosh/homepage.html>> Acesso em 27 jul. 2005.

NOVASKI, O.; DÖRR, J. Usinagem sem refrigeração. Máquinas e Metais. São Paulo: Editora Aranda, n.398, p.18-27, mar.1999.

OLIVEIRA, A.J., Otimização das condições de usinagem visando o torneamento a seco do aço ABNT 1045 em operação de desbaste. 2003. 115p. Dissertação de Mestrado - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

O'SULLIVAN, D.; COTTERELL, M. Temperature measurement in single point turning. Journal of Materials Processing Technology, v.118, p.301-308, 2001.

OWEN, J.V. Picking a Coolant. Manufacturing Engineering. SME Publications, v.120, n.5, p.92-100, may.1998.

PEREIRA, C.; CORREA, S.J.; PIVATO, C. Como se apresentam e para que servem os lubrificantes e refrigerantes. Máquinas e Metais. São Paulo: Editora Aranda, n.471, p.352-361, abr.2005.

CAMARGO, R. Rugosidade superficial nas operações de torneamento. Senai. Santa Bárbara d'Oeste, Centro SENAI - Fundação Romi Formação de Formadores, 2002. 96p.

QUAKER CHEMICAL S/A. Ficha de informações de segurança de produtos químicos: boletim técnico. Rio de Janeiro, 2005.

SANDVIK COROMANT. Application Guide: Die and Mould Making, 1999.

SANDVIK COROMANT. Ferramentas para Torneamento: catálogo. São Paulo, 2004.

SANTOS, S.C.; DA SILVA, M.B.; SALES, W.F. Estudo do desempenho de brocas de aço rápido revestidas na furação do ferro fundido GH 190 em diferentes condições de aplicação de fluido de corte. II Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, Uberlândia, MG, 2003. 1 CD ROM.

SHARMAN, A.; DEWES, R.C.; ASPINWALL, D.K. Tool life when high speed ball nose end milling Inconel 718. Journal of Materials Processing Technology, v.118, p.29-35, 2001.

SHAW, M.C. Metal Cutting Principles. 3 ed. Cambridge: Oxford University Press, 1984. 597p.

SPRAYING SYSTEMS CO. Produtos para Pulverização Industrial: catálogo. São Paulo, 2004.

STEPHENSON, D.A.; AGAPIOU, J.S. Metal Cutting Theory and Practice. New York: Marcel Dekker, Inc, 1996, 898p.

TRENT, E.M. Metal Cutting. 3.ed. Oxford: Butterworths-Heinemann, 1991, 273p.

_____. Metal cutting and the tribology of seizure: I Seizure in metal cutting. Wear, v.128, n.1, p.29-45, 1988a.

_____. Metal cutting and the tribology of seizure: II Movement of work material over the tool in metal cutting. Wear, v.128, n.1, p.47-64, 1988b.

_____. Metal cutting and the tribology of seizure: III Temperatures in metal cutting. Wear, v.128, n.1, p.65-81, 1988c.

WANIGARATHNE, P.C.; KARDEKAR, A.D.; DILLON, O.W.; POULACHON, G.; JAWAHIR, I.S. Progressive tool-wear in machining with coated grooved tools and its correlation with cutting temperature. Wear, v.259, p.1215-1224, 2005.

WERTHEIM, R.; ROTBERG, J.; BER A. Influence of high-pressure flushing through the rake face of the cutting tool. Annals of the Cirp, v.41, n.1, p.101-106, 1992.

Anexo

Análise da Potência Consumida

A figura 5.56 mostra os valores de potência elétrica líquida consumida pelo motor da máquina ferramenta em função do diâmetro para $v_c = 490 \text{ m.min}^{-1}$; $f = 0,15 \text{ mm.rot}^{-1}$; $ap = 1 \text{ mm}$ e corte a seco (1º Réplica).

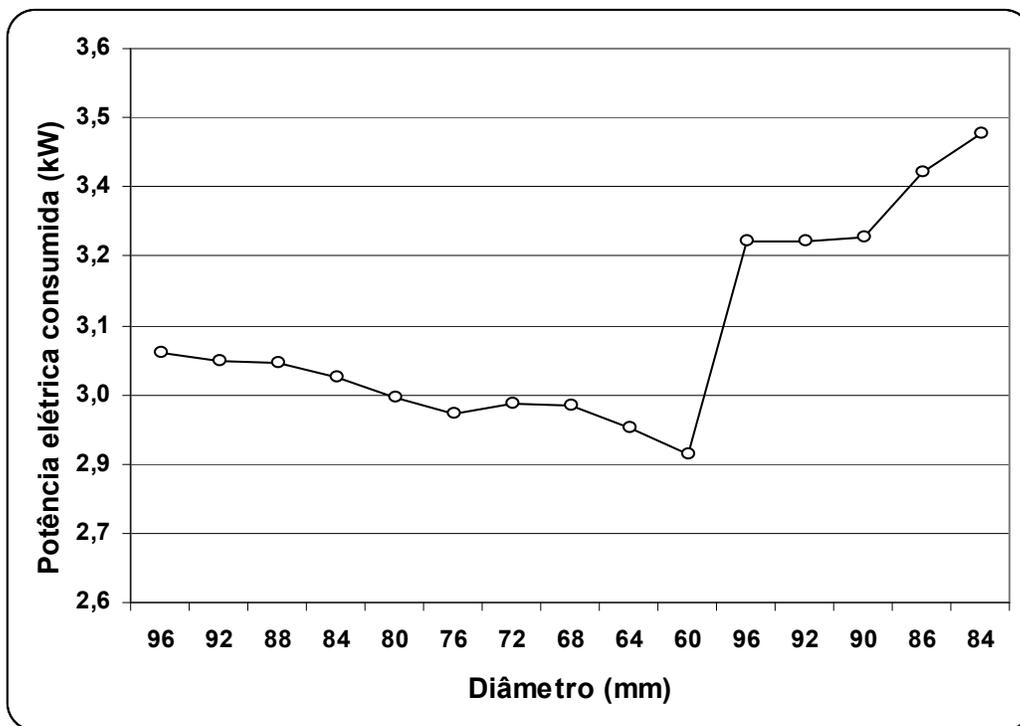


Figura 5.53: Potência elétrica x Diâmetro

Como pode ser notado na figura acima, para os mesmos parâmetros de usinagem, ocorre uma redução da potência elétrica consumida com o aumento da rotação do corpo de prova. Isto acontece devido a alteração do rendimento do motor. Oliveira (2003) também obteve os mesmos resultados em operação de desbaste do aço ABNT 1045. Neste caso, foi necessário utilizar um

dinamômetro para correlacionar a potência elétrica e a mecânica consumida no processo. A figura 5.57 ilustra o dinamômetro utilizado.

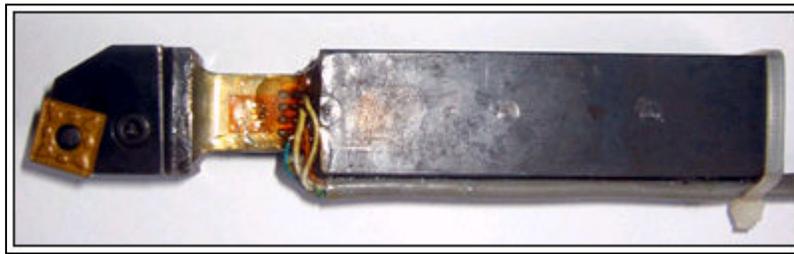


Figura 5.54: Dinamômetro para torneamento

Os extensômetros foram colocados em canais usinados, em uma seção 15x15 mm, no porta ferramenta PSBNR 2525M12. O objetivo da redução da seção foi aumentar a deformação causada pela força de corte na ponta da ferramenta durante a usinagem e, em consequência, o sinal fornecido pelo aparelho. O sinal gerado pelos extensômetros era amplificado em 100 vezes e, posteriormente, realizada aquisição simultânea durante a usinagem com o sinal do comando numérico por uma placa A/D Lab Pc⁺ e pelo software LabView 5.0 da National Instruments (OLIVEIRA, 2003). Entretanto, antes da utilização do dinamômetro, foi realizada uma calibração para correlacionar a força de corte aplicada com o sinal elétrico emitido pelo equipamento. A calibração foi viabilizada em uma bancada do Centro de Tecnologia da Unicamp. As massas foram aplicadas em um braço (L_1) gerando uma determinada força no braço (L_2), figura 5.58.

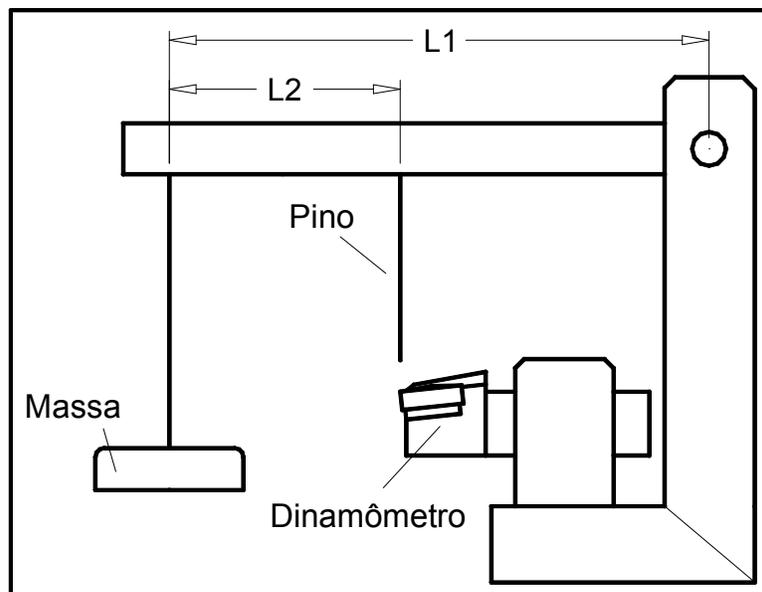


Figura 5.55: Bancada utilizada para calibração do dinamômetro

A tabela 5.24 ilustra a primeira etapa de calibração do dinamômetro. Foram realizadas três seqüências de carregamento e descarregamento, com massas variando de 0 a 30 kg, tendo como variável de saída a tensão elétrica dada em volts.

Tabela 5.24: Ciclos de carregamento e descarregamento do dinamômetro

Massa (kg)	1º Ciclo		2º Ciclo		3º Ciclo	
	Carga (volt)	Descarga (volt)	Carga (volt)	Descarga (volt)	Carga (volt)	Descarga (volt)
0	7,009	7,034	7,034	7,037	7,037	7,041
3	7,162	7,178	7,180	7,180	7,182	7,186
6	7,304	7,320	7,319	7,322	7,326	7,328
9	7,445	7,459	7,459	7,459	7,465	7,469
12	7,586	7,600	7,598	7,601	7,607	7,611
15	7,727	7,739	7,739	7,740	7,747	7,752
18	7,866	7,877	7,878	7,879	7,887	7,893
21	8,008	8,014	8,018	8,018	8,028	8,033
24	8,147	8,152	8,158	8,160	8,168	8,171
27	8,294	8,296	8,302	8,303	8,319	8,320
30	8,446	8,446	8,453	8,453	8,465	8,465

Na segunda etapa de calibração foi necessário utilizar na bancada, ao invés do dinamômetro, um anel padrão conforme figura 5.59.



Figura 5.56: Anel padrão utilizado na calibração da força

A tabela 5.25 ilustra a segunda etapa de calibração do dinamômetro. Foram realizadas três seqüências de carregamento e descarregamento, com massas variando de 0 a 30 kg, tendo como variável de saída a deformação dada em μm .

Tabela 5.25: Ciclos de carregamento e descarregamento do anel padrão

Massa (kg)	1º Ciclo		2º Ciclo		3º Ciclo	
	Carga (μm)	Descarga (μm)	Carga (μm)	Descarga (μm)	Carga (μm)	Descarga (μm)
0	0	0	0	0	0	0
3	4,9	4,5	4,6	4,6	4,7	4,6
6	9,5	9,3	9,5	9,6	9,8	9,6
9	14,1	14,2	14,1	14,2	14,2	14,2
12	19	19	19	19	19,1	19
15	24	24	23,9	24	23,9	24
18	28	28,5	28,8	28,6	28,7	28,9
21	33,1	33,1	33,2	33,1	33,1	33,2
24	38	38	37,9	37,9	38	38
27	42,9	42,9	42,9	42,9	42,9	42,9
30	47,9	47,9	47,9	47,9	48	48

A última etapa de calibração do dinamômetro consistiu em transportar o anel padrão até a máquina de tração do Centro de Tecnologia da Unicamp. A tabela 5.26 ilustra os valores de força, em kgf, encontrados em duas seqüências de carregamento e descarregamento.

Tabela 5.26: Ciclos de carregamento e descarregamento do anel padrão

Média (μm)	1º Ciclo		2º Ciclo	
	Carga (kgf)	Descarga (kgf)	Carga (kgf)	Descarga (kgf)
0	0	0	0	0
4,6	9	10	8,5	10
9,5	20	22	20	22
14,1	32	34	32	33
19	44	45	44	45
23,9	55	56	55	57
28,7	66	68	68	68
33,1	78	80	78	80
37,9	90	92	90	92
42,9	102	104	103	104
47,9	115	115	115	115

Conhecendo a relação entre a carga aplicada em L_1 e a força resultante em L_2 torna-se possível saber qual a variação de tensão no dinamômetro em função da força aplicada, ou seja, determinar qual a função ($F = 82,9.\Delta U - 2,88$) entre força e tensão elétrica, figura 5.60.

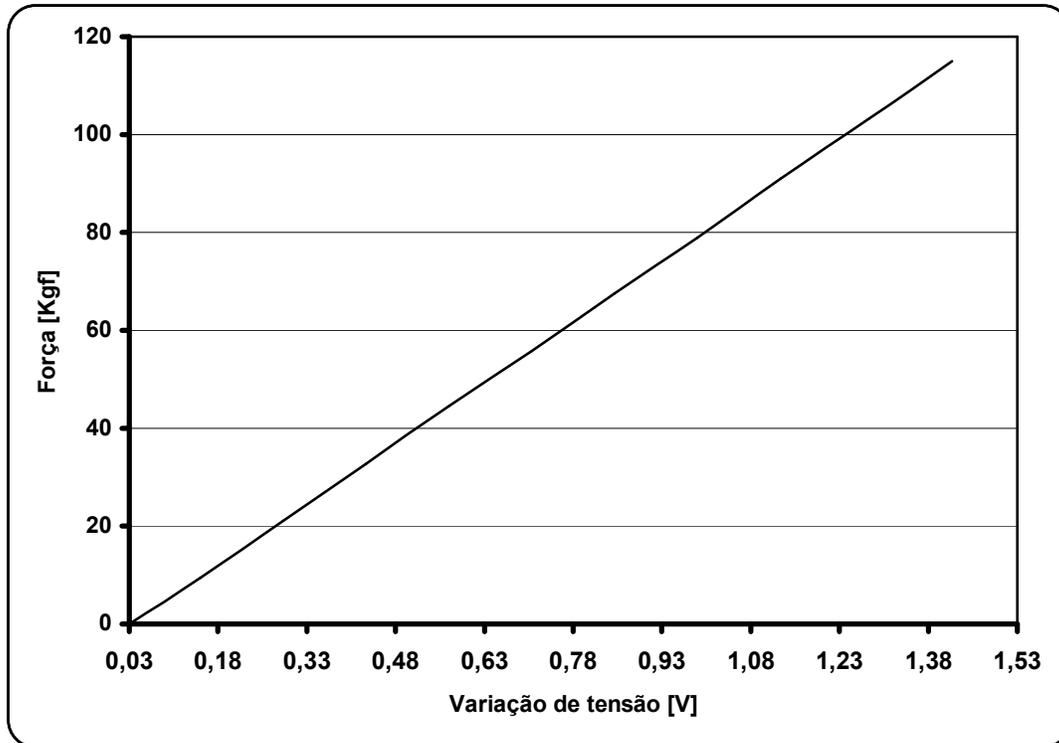


Figura 5.57: Carga x Variação da tensão

Estas informações permitem utilizar o dinamômetro no torno e, conhecida a variação de tensão elétrica, determinar a força de corte atuando na ferramenta. Para tornar possível a correlação com o sinal elétrico do comando numérico ($10V = 14,7kW$), a aquisição deve ser simultânea e, para isso, utilizou-se dois canais da mesma placa de aquisição. Sabendo-se que a força de corte é dada pela expressão $F_c = K_{s1} \cdot h^{1-Z} \cdot b$, onde K_{s1} é a pressão específica de corte, h a espessura de corte e b a largura de corte. Então, de acordo com valores tabelados, para o aço ABNT 1045 tem-se: $F_c = 2220 \cdot 0,19 \cdot 1,03 = 434,4 \text{ N} = 44,2 \text{ kgf}$. Isto mostra que os valores de força de corte utilizados nos ensaios de torneamento estão dentro da faixa de calibração do dinamômetro. A partir da correlação entre o sinal do dinamômetro e do comando numérico ($P_c = \eta \cdot P_m$) tornou-se possível determinar as curvas de rendimento do motor, figuras 5.61 e 5.62, admitindo $VB_{max} = 0,1 \text{ mm}$ e corte a seco.

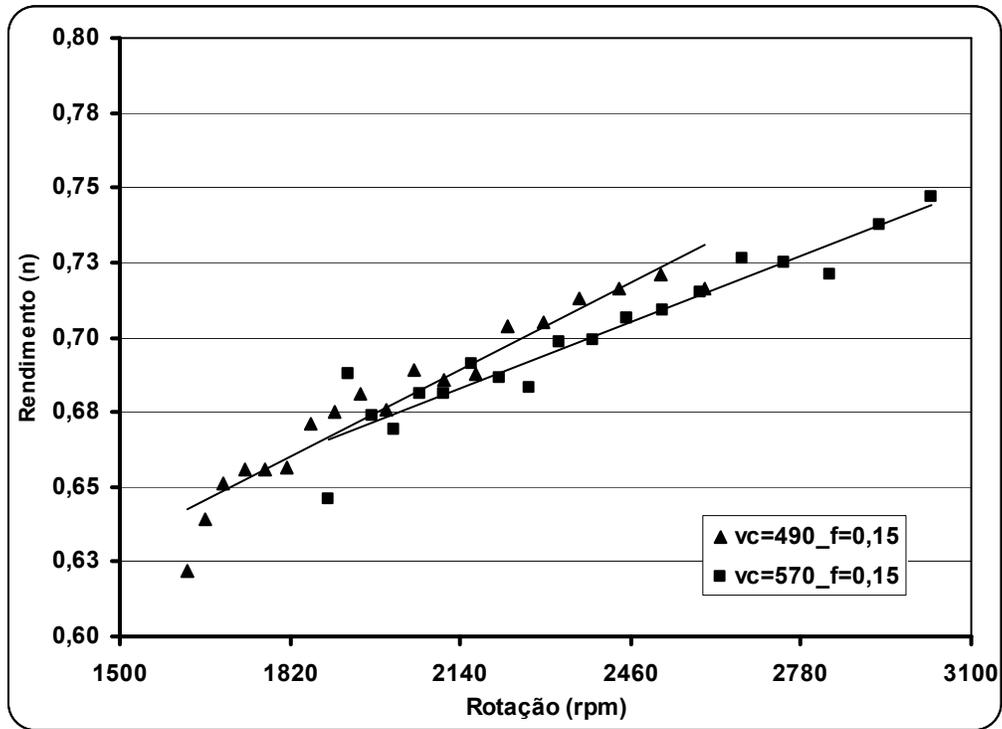


Figura 5.58: Rendimento do motor x Rotação _ 1º Réplica

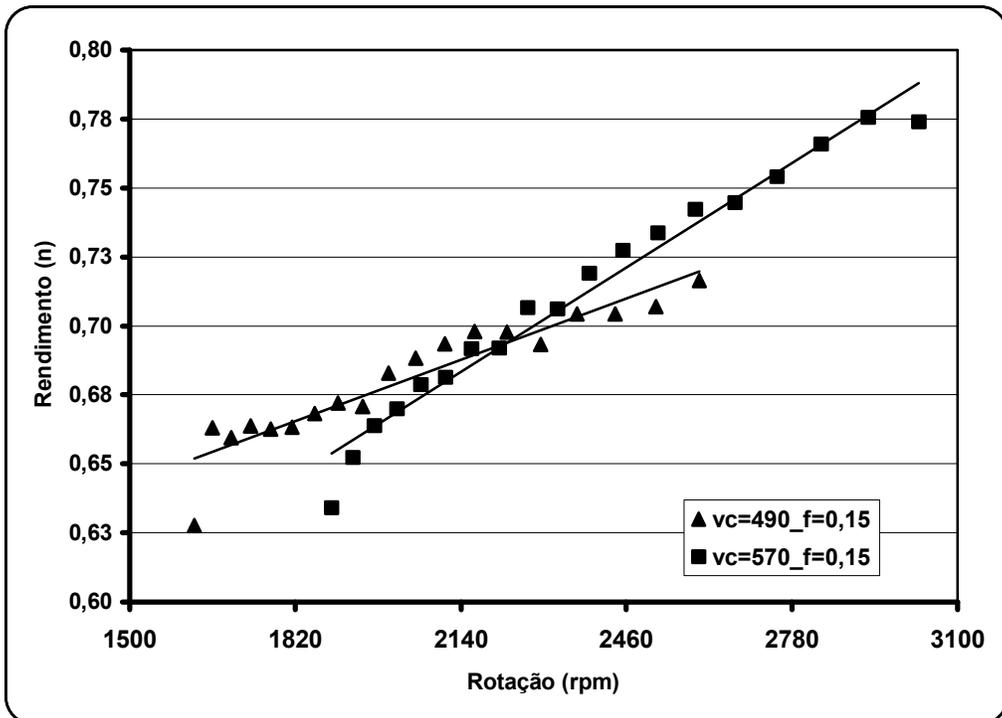


Figura 5.59: Rendimento do motor x Rotação _ 2º Réplica