

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

**A utilização de fluido de corte no fresamento do  
aço inoxidável 15-5PH**

**Autor:** Fernando Teixeira Filho

**Orientador:** Dr. Anselmo Eduardo Diniz

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

# **A utilização de fluido de corte no fresamento do aço inoxidável 15-5PH**

**Autor:** Fernando Teixeira Filho

**Orientador:** Dr. Anselmo Eduardo Diniz

**Curso:** Engenharia Mecânica

**Área de Concentração:** Engenharia de Fabricação

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

Campinas, 2006.  
SP, Brasil

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

T235u            Teixeira Filho, Fernando  
                  A utilização de fluido de corte no fresamento do aço inoxidável 15-5PH /  
                  Fernando Teixeira Filho.--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. Aço inoxidável. I. Diniz, Anselmo  
                  Eduardo. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia  
                  Mecânica. III. Título.

                  Título em Inglês: The cutting fluid utilization in the stainless steel 15-5PH milling

                  Palavras-chave em Inglês: Milling, Stainless steel, 15-5PH, Cutting fluids, Minimum Quantity of  
                  fluid, MQF

                  Área de concentração: Engenharia de Fabricação

                  Titulação: Doutor em Engenharia Mecânica

                  Banca examinadora: Álisson Rocha Machado, João Roberto Ferreira, Olívio Novaski, Sérgio Tonini  
                  Button

                  Data da defesa: 20/02/2006

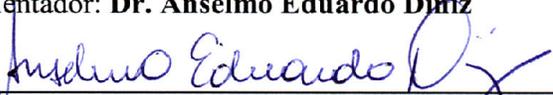
**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**

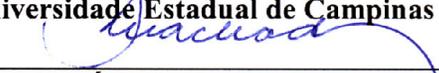
**TESE DE DOUTORADO**

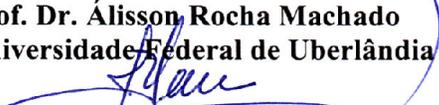
**A utilização de fluido de corte no fresamento do  
aço inoxidável 15-5PH**

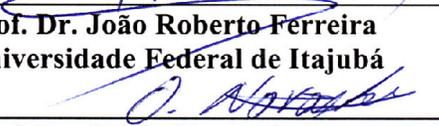
Autor: **Fernando Teixeira Filho**

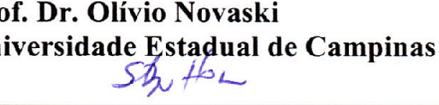
Orientador: **Dr. Anselmo Eduardo Diniz**

  
\_\_\_\_\_  
**Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, Presidente**  
**Universidade Estadual de Campinas**

  
\_\_\_\_\_  
**Prof. Dr. Alisson Rocha Machado**  
**Universidade Federal de Uberlândia**

  
\_\_\_\_\_  
**Prof. Dr. João Roberto Ferreira**  
**Universidade Federal de Itajubá**

  
\_\_\_\_\_  
**Prof. Dr. Olívio Novaski**  
**Universidade Estadual de Campinas**

  
\_\_\_\_\_  
**Prof. Dr. Sérgio Tonini Button**  
**Universidade Estadual de Campinas**

Campinas, 20 de fevereiro de 2006.

## **Dedicatória**

Dedico este trabalho aos meus pais Fernando e Maria Conceição e à minha irmã Regina, que mesmo ausentes, em mim estão presentes, aos meus filhos Fernando, Henrique e Alexandre e à Myriam, esposa e companheira.

## **Agradecimentos**

Em primeiro lugar a Deus por ter permitido que até aqui eu chegasse.

Ao Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz pela oportunidade de desenvolver este trabalho, pelos ensinamentos, pela orientação e recursos disponibilizados para realização deste trabalho.

Ao Prof. Dr. Aldo Braghini Júnior pelo importante apoio na realização dos ensaios e análises.

Ao técnico Aristides Magri, pelo imprescindível apoio na realização dos ensaios sem o qual este trabalho não poderia ser realizado.

Ao técnico Miro pelo apoio na construção do dispositivo para ensaios em baixa vazão.

Aos colegas de curso, aos docentes e secretárias do Departamento de Engenharia de Fabricação que sempre estiveram dispostos a auxiliar.

À minha família pela compreensão e apoio em mais esta etapa de vida.

*“Não existe vento favorável para quem não sabe para onde ir”*

*(Sêneca)*

## **Resumo**

TEIXEIRA FILHO, Fernando, *A utilização do fluido de corte no fresamento do aço inoxidável 15-5PH*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2006, 206 p. Tese (Doutorado).

O aço inoxidável endurecível por precipitação apresenta elevada resistência mecânica e à oxidação, tendo amplo campo de aplicações, em especial, na indústria aeronáutica. O presente trabalho avaliou a influência da utilização de fluido de corte no fresamento do aço inoxidável endurecível por precipitação 15-5PH (UNS S15500), utilizando ferramenta de metal duro recoberta com TiAlN, nas operações de desbaste e acabamento. Foram realizados ensaios de desbaste e de acabamento, variando-se a classe da ferramenta de metal duro (M20-M40 e M30-M40), a velocidade de corte (100 e 120 m/min nos ensaios de acabamento e 120 e 140 m/min nos ensaios de desbaste), as condições de lubrificação/refrigeração (sem fluido, aplicação de emulsão interna e externamente à ferramenta) e a concentração do fluido de corte na emulsão (7% e 12%). Finalmente, foram realizados ensaios adicionais, para efeito comparativo, com aplicação de fluido de corte integral em mínima quantidade de fluido (35 ml/h) e também em baixa vazão (250 ml/min). Foram medidos o desgaste e a vida da ferramenta, a potência consumida e a rugosidade da peça. A análise dos resultados permitiu concluir que a usinagem sem fluido de corte apresentou maior vida da ferramenta, quando comparada com a condição com emulsão, tanto para desbaste quanto para acabamento. A aplicação de mínima quantidade de fluido proporcionou uma vida maior que na condição sem fluido. A utilização de fluido integral causa uma diminuição na potência consumida, mesmo que a vazão deste fluido seja mínima como a que se tem quando se usa a técnica MQF. Mas a principal contribuição do trabalho é que a condição com baixa vazão de óleo integral apresentou a maior vida de ferramenta dentre todas as condições de refrigeração/lubrificação testadas, demonstrando que houve o efeito lubrificante do fluido, com redução da potência consumida.

### *Palavras Chave*

Fresamento, Fluido de corte, Aço Inoxidável, 15-5PH, Mínima Quantidade de Fluido, MQF.

## **Abstract**

TEIXEIRA FILHO, Fernando, *The cutting fluid utilization in the stainless steel 15-5PH milling*. Campinas,: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2006, 206 p. Tese (Doutorado).

The precipitation hardenable stainless steel presents high mechanical strength and corrosion resistance, having a wide application field, specially in the aerospace industry. The present work evaluated the influence of cutting fluids in the 15-5PH stainless steel milling, using carbide tools, TiAlN coated. Experiments were carried out for roughing and finishing operations, varying the carbide tool class (M20-M40 and M30-M40), the cutting speed (100 and 120 m/min for finishing operation and 120 and 140 m/min for roughing operation), the lubri-cooling conditions (without cutting fluid, internal and external emulsion application) and the emulsion concentration (7% and 12%). Finally, additional experiments were carried out, for comparison effects, with neat oil application with minimum quantity of fluid (35 ml/h) and also with low flow rate (250 ml/min). Tool wear, tool life, power consumption and workpiece roughness were measured. The analysis of the results allowed to conclude that the machining without cutting fluid gave longer tool life than with emulsion application, both in roughing and finishing conditions. The minimum quantity of fluid utilization led to a longer tool life than the dry condition. The use of neat oil led to a decrease of the power consumption, even with the minimum amount contained in the MQF technique. But the main contribution of this work is that the experiments with application of neat oil with low flow rate presented longer tool life than the other lubrication/refrigeration conditions experimented, showing that lubrication effect occurred when neat oil was used, with consequent reduction of power consumption.

### *Key Words*

- Milling, Stainless Steel, 15-5PH, Cutting Fluids, Minimum Quantity of Fluid, MQF

# Índice

<b>Lista de Figuras</b>	v
<b>Lista de Tabelas</b>	x
<b>Nomenclatura</b>	xii
<b>1 – Introdução</b>	1
<b>2 – Fluidos de Corte, Usinagem sem Fluido e Mínima Quantidade de Fluido (MQF)</b>	6
<b>2.1 – Introdução</b>	6
<b>2.2 – Aspectos tribológicos na usinagem</b>	7
2.2.1 – Mecanismo de Formação do Cavaco	7
2.2.2 – Interface cavaco-ferramenta	9
a) Atrito na usinagem	9
b) Zona de aderência e zona de escorregamento	11
2.2.3 – Temperatura de Usinagem	12
2.2.4 – Avarias, desgastes e mecanismos de desgaste da ferramenta	14
<b>2.3 – Fluidos de corte</b>	20
2.3.1 – Funções e propriedades dos fluidos	20
2.3.2 – Forma de ação e métodos de aplicação dos fluidos	21
2.3.3 – Aditivos usados na composição dos fluidos de corte	23
2.3.4 – Classificação dos fluidos de corte	25
a) Óleos de corte puros (ou integrais)	26

b) Fluidos miscíveis em água	27
i) Emulsões	27
ii) Fluidos sintéticos	29
iii) Fluidos semi-sintéticos (microemulsões)	29
c) Gases	30
2.3.5 – Lubrificantes Sólidos	31
2.3.6 – Seleção de fluidos de corte	32
2.3.7 – Aspectos nocivos dos fluidos de corte	34
2.3.8 – Descarte de fluidos de corte	36
<b>2.4 – Usinagem sem fluido de corte e com Mínima Quantidade de Fluido (MQF)</b>	<b>38</b>
2.4.1 – Usinagem sem fluido de corte	38
a) As ferramentas de corte na usinagem a seco	40
i) Materiais de ferramentas	40
ii) Geometria da Ferramenta	41
iii) Revestimentos	42
b) Concepção da máquina-ferramenta para usinagem a seco	47
c) Materiais para usinagem a seco	48
d) Modificação dos parâmetros de usinagem	49
2.4.2 – A Mínima Quantidade de Fluido (MQF)	50
a) Tipos de sistemas de Mínima Quantidade de Fluido (MQF)	52
b) Alguns resultados experimentais	54
2.4.3 – Aspectos dos perigos à saúde ligados à utilização da MQF	56
<b>3 – Aços Inoxidáveis</b>	<b>59</b>
<b>3.1 – Propriedades do material</b>	<b>59</b>
a) Definição	59
b) Classificação	60
c) Sistemas de classificação dos aços inoxidáveis	63
d) Aplicações dos aços inoxidáveis	64
e) Os aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação (PH)	65
<b>3.2 – A usinabilidade dos aços inoxidáveis</b>	<b>71</b>

a) Aspectos gerais	71
b) Dificuldades na usinagem do aço inoxidável	79
c) Melhoramentos na usinabilidade dos aços inoxidáveis	84
d) A usinagem do aço inoxidável endurecível por precipitação	89
<b>3.3 – Ferramentas para usinagem dos aços inoxidáveis</b>	92
a) Material e geometria da ferramenta de corte	92
b) Revestimentos	95
<b>3.4 – O fluido de corte na usinagem dos aços inoxidáveis</b>	98
<b>4 – Materiais, Equipamentos e Procedimentos Experimentais</b>	101
<b>4.1 – Materiais, Equipamentos, Instrumentos e Ferramentas utilizados.</b>	101
4.1.1 - Material Utilizado	101
4.1.2 - Equipamentos e Instrumentos Utilizados	102
4.1.3 - Ferramentas Utilizadas	105
4.1.4 – Fluidos de Corte Utilizados	107
<b>4.2) Planejamento experimental</b>	108
4.2.1) Ensaios preliminares	112
4.2.2) Ensaios Definitivos	116
<b>4.3) Metodologia dos ensaios</b>	120
<b>5 – Análise e Discussão dos Resultados</b>	122
<b>5.1 – Resultados dos ensaios preliminares</b>	123
<b>5.2 – Ensaios Definitivos</b>	127
5.2.1 – Resultados de vida de ferramenta	127
5.2.1.1 – Resultados de vida de ferramenta nos ensaios de acabamento	127
5.2.1.2 – Resultados de vida de ferramenta nos ensaios de desbaste	135
5.2.2 – Resultados relativos ao desgaste da ferramenta	138
5.2.2.1 – Resultados de desgaste da ferramenta nos ensaios de acabamento	138
5.2.2.2 – Resultados de desgaste da ferramenta nos ensaios de desbaste	156
5.2.3 – Resultados relativos à rugosidade da peça	178
5.2.4 – Resultados relativos à potência de corte	185

5.2.4.1 – Resultados de potência nos ensaios de acabamento.	186
5.2.4.2 – Resultados de potência nos ensaios de desbaste.	189
6 – Conclusões e sugestões para trabalhos futuros	193
Referências Bibliográficas	195

## Lista de Figuras

2.1 – Diagramas esquemáticos da cunha de corte	8
2.2 – Regimes de atrito sólido	9
2.3 – Modelo de distribuição de tensão na superfície de saída	10
2.4 – Zonas de aderência e escorregamento	11
2.5 – Fontes de geração de calor na formação do cavaco e distribuição de temperatura em uma ferramenta de metal duro	13
2.6 – Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte	15
2.7 – Variação cíclica da temperatura de corte no processo de corte interrompido	16
2.8 – Aplicações do fluido de corte	23
2.9 – Comparativo dos custos de refrigeração nos custos de fabricação	36
2.10 – Dureza a quente para alguns tipos de materiais de ferramenta	41
2.11 – Condutividade térmica de algumas coberturas mais comuns	46
2.12 – Diagrama esquemático de um sistema de MQF com o princípio de pressão	53
2.13 – Conceitos de sistemas de MQF	53
3.1 – Vínculos entre as composições e propriedades das ligas nas famílias de aços inoxidáveis	63
3.2 – Etapas do tratamento térmico de endurecimento por precipitação	67
3.3 – Área de formação da aresta postiça de corte versus velocidade de corte	80
3.4 – Distribuição dos elementos químicos da camada aderida à superfície de saída da ferramenta	88
3.5 – Recomendação de pastilhas de metal duro para o fresamento dos aços inoxidáveis	93

3.6 – Resultados obtidos para o fresamento de aço inoxidável AISI 303/304	98
3.7 – O efeito do fluido de corte no fresamento	99
4.1 – Esquema da retirada do corpo de prova para medição de dureza	102
4.2 – Sistema de medição do desgaste de flanco das pastilhas	103
4.3 – Esquema dos bicos de injeção do fluido externamente à ferramenta e da aplicação de MQF	104
4.4 – Esquema do vaporizador de fluido de corte Magic Cut (Fuso Seiki) utilizado nos ensaios com mínima quantidade de fluido (MQF)	105
4.5 – Inserto e fresa de dois insertos utilizados nos ensaios nos ensaios de desbaste	106
4.6 – Fixação do corpo de prova na mesa do centro de usinagem através de presilhas de pressão e por grampo	114
4.7 – Dispositivo construído para aplicação de fluido em baixa vazão	120
5.1 – Resultados dos ensaios preliminares realizados com fresa de três insertos e velocidade de corte de 80 m/min	124
5.2 – Fotos os insertos utilizados nos preliminares realizados com fresa de três insertos e velocidade de corte de 80 m/min.	125
5.3 – Resultados do ensaio preliminar com ferramenta IN2005, velocidade de corte de 100 m/min e com fresa de dois insertos	126
5.4 – Resultados relativos à vida da ferramenta em termos de volume de cavaco removido para todas condições ensaiadas em operação de acabamento	128
5.5 – Fotos obtidas no MEV da granulometria das classes de metal duro utilizadas nos ensaios definitivos, com ampliação de 5.000 vezes	129
5.6 – Resultados dos ensaios de acabamento com velocidade de corte de 100 m/min e material da ferramenta IN2030 em termos de tempo de corte	130
5.7 – Resultados dos ensaios de acabamento para ferramenta IN2030 com velocidades de corte de 100 m/min (a) e 120 m/min (b) e para ferramenta IN2005 com velocidades de corte de 100 m/min (c) e 120 m/min (d)	132
5.8 – Resultados relativos à vida da ferramenta em termos de volume de cavaco removido para todas condições ensaiadas em operação de desbaste	135

5.9 – Resultados dos ensaios de desbaste para ferramenta IN2030 com velocidades de corte de 120 m/min (a) e 140 m/min (b) e para ferramenta IN2005 com velocidades de corte de 120 m/min (c) e 140 m/min (d)	137
5.10 – Evolução do desgaste de flanco $VB_{max}$ nos ensaios, para réplicas que apresentaram melhor desempenho	139
5.11 – Fotos dos insertos utilizados nos ensaios sem fluido e com fluido (aplicação interna) com velocidade de corte de 100 m/min e ferramenta IN2030	141
5.12 – Fotos dos insertos utilizados nos ensaios sem fluido e com fluido (aplicação externa) com velocidade de corte de 120 m/min e ferramenta IN2030	142
5.13 – Fotos obtidas no MEV mostrando o material da peça aderido à aresta desgastada para a condição: $v_c = 100$ m/min, metal duro classe M30-M40 (IN2030), sem fluido de corte	143
5.14 – Fotos obtidas no MEV mostrando o material da peça aderido à aresta desgastada para a condição: $v_c = 120$ m/min, metal duro classe M20-M40 (IN2005), sem fluido de corte	144
5.15 – Fotos obtidas no MEV mostrando os efeitos da emulsão na aresta de corte para a condição: $v_c = 100$ m/min, metal duro classe M20-M40 (IN2005), aplicação externa de emulsão	146
5.16 – Fotos obtidas no MEV mostrando os efeitos do fluido de corte na aresta de corte para a condição: $v_c = 120$ m/min, metal duro M20-M40 (IN2005), emulsão aplicação externa	148
5.17 – Resultados de todos os ensaios utilizando ferramenta de metal duro classe M20-M40 (IN2005), velocidade de corte de 120 m/min, operação de acabamento	150
5.18 – Melhores resultados obtidos com ferramenta de metal duro classe ISO M20-M40 (IN2005) nas velocidades de corte de 100 m/min e 120 m/min	152
5.19 – Fotos obtidas no MEV para ensaio com MQF, $v_c = 120$ m/min, metal duro IN2005	153
5.20 – Fotos obtidas no MEV para o ensaio com fluido integral, base vegetal, baixa vazão (250 ml/min), $v_c = 120$ m/min e ferramenta IN2005	155
5.21 – Resultados relativos a desgaste de ferramenta na operação de desbaste	157
5.22 – Evolução do desgaste nos ensaios de desbaste para as condições sem fluido de corte	158

5.23 – Fotos dos insertos utilizados nos ensaios de desbaste com ferramenta IN2030, velocidade de corte de 120 m/min, nas condições sem fluido e com emulsão a 7% e aplicação externa	159
5.24 – Fotos dos insertos utilizados nos ensaios com ferramenta M20-M40, velocidade de corte de 120 m/min sem fluido de corte e com emulsão a 7% aplicada externamente	161
5.25 – Fotos dos insertos de metal duro M20-M40 utilizados nos ensaios sem fluido de corte e com fluido emulsionável, aplicação externa e velocidade de corte de 140 m/min	162
5.26 – Esquema da ferramenta na fase em que está cortando o material	163
5.27 – Fotos obtidas no MEV de um inserto de metal duro classe M20-M40 (IN2005) utilizado no ensaio de desbaste sem fluido de corte e com velocidade de corte de 120 m/min	165
5.28 – Fotos obtidas no MEV de um inserto de metal duro classe M20-M40 (IN2005) utilizado no ensaio de desbaste sem fluido de corte e com velocidade de corte de 140 m/min	167
5.29 – Fotos obtidas no MEV de um inserto de metal duro classe M30-M40 (IN2030) utilizado no ensaio de desbaste sem fluido de corte e com velocidade de corte de 140 m/min	169
5.30 – Fotos obtidas no MEV dos insertos de metal duro classe M20-M40 (IN2005) utilizados no ensaio de desbaste com fluido interno e com velocidade de corte de 120 m/min	171
5.31 – Fotos obtidas no MEV dos insertos de metal duro classe M20-M40 (IN2005) utilizados no ensaio de desbaste com fluido externo e com velocidade de corte de 140 m/min	174
5.32 – Fotos obtidas no MEV de um inserto classe M30-M40 (IN2030) utilizado no ensaio de desbaste com fluido externo (7%) e com velocidade de corte de 120 m/min	176
5.33 – Análises de EDS e fotos obtidas no MEV de um inserto utilizado no ensaio com fluido externo, $v_c = 140$ m/min e ferramenta classe M30-M40 (IN2030)	177
5.34 – Resultados de rugosidade $R_a$ da peça nos ensaios de acabamento com ferramenta de metal duro classe ISO M30-M40 (IN2030)	179

5.35 – Resultados de rugosidade Ra da peça nos ensaios de acabamento com ferramenta de metal duro classe ISO M20-M40 (IN2005)	182
5.36 – Resultados de rugosidade Ra obtidos nos ensaios com aplicação de emulsão com concentração de 7% e 12%, metal duro ISO M20-M40 (IN2005) e velocidade de corte de 120 m/min	183
5.37 – Resultados de rugosidade Ra obtidos nos ensaios com aplicação de fluido integral em baixa vazão e MQF, metal duro ISO M20-M40 (IN2005) e velocidade de corte de 120 m/min	184
5.38 – Resultados de potência para operação de acabamento e velocidade de corte de 100 m/min	186
5.39 – Resultados de potência dos ensaios de acabamento com $v_c = 120$ m/min	188
5.40 – Resultados de potência dos ensaios de desbaste com $v_c = 120$ m/min	189
5.41 – Resultados de potência dos ensaios de desbaste com $v_c = 140$ m/min	190

## Lista de Tabelas

2.1 – Principais riscos ambientais decorrentes do uso, manuseio e descarte de fluidos de corte utilizados nos processos de usinagem	35
2.2 – Requisitos dos revestimentos para a usinagem de metais	43
2.3 – Características dos revestimentos aplicados a ferramentas de corte	44
3.1 – Nomes comerciais e classificações AISI e UNS de alguns aços endurecíveis por precipitação selecionados.	67
3.2 – Propriedades mecânicas mínimas de alguns aços inoxidáveis endurecidos por precipitação	62
3.3 – Composição química do aço 15-5 PH (UNS S15500)	70
3.4 – Tratamentos térmicos padronizados para o aço 15-5PH	71
3.5 – Propriedades mecânicas típicas do aço 15-5PH em várias condições de tratamento térmico	71
3.6 – Classificação dos aços inoxidáveis, características gerais e usinabilidade	73
3.7 – Ferramentas e parâmetros de corte utilizados por Jawaid et al. (2001).	74
3.8 – Características da usinagem dos aços inoxidáveis	79
3.9 – Condições de corte utilizados nos testes de vida das ferramentas para os aços ABNT 316 e 316M	89
3.10 – Usinabilidade relativa do aço inoxidável S17400 em várias condições de tratamento térmico	90
3.11 – Ensaio e materiais utilizados por Selinder et al. (1998).	97

4.1 – Composição química do aço 15-5PH (UNS 15500)	101
4.2 – Dimensões dos corpos de prova	102
4.3 – Características de resistência das classes de metal duro utilizadas nos ensaios	106
4.4 – Planejamento inicial dos ensaios	111
4.5 – Ensaio iniciais realizados com fresas de 3 insertos, operação de desbaste	112
4.6 – Ensaio preliminares realizados com fresas de 3 insertos, operação de desbaste	114
4.7 – Matriz dos ensaios definitivos realizados	118

## Nomenclatura

### *Letras Latinas*

A	Área de contato aparente
$a_e$	Largura fresada
Al	Aluminio
$a_p$	Profundidade de usinagem
Ar	Área de contato real
B	Boro
Ca	Cálcio
Cr	Cromo
Co	Cobalto
D	Diâmetro
Fe	Ferro
$f_z$	Avanço por inserto
Mo	Molibdênio
N	Força normal
Ni	Níquel
n	Rotação
Ta	Tântalo
Tc	Tempo de corte
Ti	Titânio
$VB_{Bmax}$	Desgaste de flanco máximo

$v_c$	Velocidade de corte
$v_f$	Velocidade de avanço
W	Tungstênio
Zr	Zircônio

### ***Letras Gregas***

$\alpha$	Ângulo de folga
$\epsilon_r$	Ângulo de ponta
$\gamma$	Ângulo de saída
$\phi_o$	Ângulo de contato
$\kappa_r$	Ângulo de posição da aresta principal
$\kappa_r'$	Ângulo de posição da aresta secundária
$\lambda_s$	Ângulo de inclinação da aresta de corte
$\mu$	Coefficiente de atrito
$r_\epsilon$	Raio de ponta

### ***Abreviações e Fórmulas Químicas***

A/D	Analógico/Digital
$Al_2O_3$	Óxido de alumínio (alumina)
APC	Aresta Postiça de Corte
CaO	Óxido de cálcio
ccc	Cúbico de corpo centrado
CBN	Nitreto cúbico de boro
CVD	Chemical vapour deposition (Deposição química de vapor)
CBN	Nitreto cúbico de boro
CrN	Nitreto de cromo
DLC	Diamond like carbon (diamante tipo carbono)
EDS	Energy Dispersive Spectrometer

EP	Extrema pressão
HB	Hardeness Brinell (Dureza Brinell)
HfN	Nitreto de háfnio
HRC	Dureza Rockwell C
HV	Dureza Vickers
MEV	Microscópio eletrônico de varredura
MnS	Sulfeto de manganês
MoS <sub>2</sub>	Bissulfeto de molibdênio
MQF	Mínima quantidade de fluido
PCD	Diamante policristalino
PCBN	Nitreto cúbico de boro policristalino
PH	Precipitation hardenable (endurecível por precipitação)
PVD	Physical vapour deposition (deposição física de vapor)
TaC	Carboneto de tântalo
TaN	Nitreto de tântalo
TiAlCN	Carbonitreto de titânio alumínio
TiAlN	Nitreto de titânio alumínio
TiC	Carboneto de titânio
TiCN	Carbonitreto de titânio
TiN	Nitreto de titânio
UNS	Unified Numbering System
ZrCN	Carbonitreto de zircônio

### ***Siglas***

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	American Iron and Steel Institute
ASM	American Society of Materials
EMBRAER	Empresa Brasileira de Aeronáutica S/A
DEF	Departamento de Engenharia de Fabricação
DIN	Deutsches Institut für Normung

FEM      Faculdade de Engenharia Mecânica  
ISO      International Organization for Standardization  
SAE      Society of Automotive Engineers  
UNICAMP      Universidade Estadual de Campinas

# Capítulo 1

## Introdução

No início do século XX, metalurgistas notaram que o cromo tinha uma maior atração pelo oxigênio do que pelo ferro e decidiram adicionar o elemento cromo ao aço. Estudos comprovaram que quando se adiciona pelo menos 10% de cromo ao aço, este elemento se une ao oxigênio para formar uma fina, contínua e transparente camada sobre a superfície do aço, que previne contra a oxidação, pois impede a oxidação adicional. Esta camada transparente se recompõe quando a superfície sofre algum dano, como riscos, desgaste ou amassamento (AK Steel Corporation, 2004). Esta grande resistência ao ataque químico, comum a todos os aços inoxidáveis, é uma propriedade que também é chamada de passividade – que consiste da formação de uma camada contínua, fina e impermeável de óxido crômico que protege o material subjacente contra o ataque corrosivo (AB Sandvik Coromant, 2001).

Os aços inoxidáveis são ligas a base de ferro que contém um mínimo de aproximadamente 11% de cromo como principal elemento de liga (ASM Handbook, 1995). São aços em que não ocorre oxidação em ambientes normais. Alguns aços inoxidáveis possuem mais de 30% de Cromo ou menos de 50% de Ferro. Alguns outros elementos como níquel, molibdênio, cobre, titânio, alumínio, silício, nióbio, nitrogênio e selênio podem ser adicionados para a obtenção de características mecânicas particulares.

Existem mais de 250 tipos diferentes de aços inoxidáveis. Esta grande variedade de graus de aços inoxidáveis é dividida em 5 classes ou famílias principais (AK Steel Corporation, 2004). Quatro destas famílias são baseadas na estrutura cristalográfica e microestrutura da liga e são:

martensíticos, ferríticos, austeníticos e duplex (austenítico e ferrítico). A quinta família, que envolve as ligas endurecíveis por precipitação, é baseada no tratamento térmico utilizado, ao invés da microestrutura (ASM Handbook, 1995).

Os aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação (aços PH – *precipitation hardenable*) foram primeiramente desenvolvidos na década de 1940 e, desde então, têm tomado importância crescente em uma variedade de aplicações, nas quais suas propriedades especiais podem ser utilizadas (Arisoy et al., 2003). Sob condições apropriadas é possível produzir a precipitação de compostos intermetálicos que podem causar o endurecimento por precipitação nos aços inoxidáveis. Os precipitados envolvem elementos de liga como molibdênio, níquel, titânio e alumínio. Após a confecção da peça, é feito um tratamento de endurecimento por envelhecimento no qual estes elementos precipitam como compostos intermetálicos duros, que aumentam significativamente a dureza e a resistência. Existem três classes principais de ligas endurecíveis por precipitação (Meyrick, 2002; ASM Handbook, 1995): aços PH martensíticos, aços PH semi-austeníticos e o PH austeníticos.

O aço inoxidável 15-5PH (martensítico) pode ser considerado para uma ampla variedade de aplicações na indústria aeroespacial. Com sua elevada resistência e dureza aliadas à excelente resistência à corrosão, esta liga é utilizada em componentes estruturais, tais como mancais de ponta de eixos, atuadores, estrutura do trem de aterrissagem de avião e partes de máquinas tais como suportes e componentes de reversores de empuxo. O aço 15-5PH também pode ser considerado para ser usado em aplicações industriais tais como: tambor de armas, peças de válvulas, juntas, eixos, engrenagens e equipamentos de processos (Dahl & Martin, 2001).

Apesar da diversidade dos aços inoxidáveis, pode-se afirmar que eles apresentam baixa usinabilidade, com forte tendência à aderência nas superfícies da ferramenta durante o corte (Gennari & Machado, 1999). Esta baixa usinabilidade é consequência da composição necessária para que apresentem propriedades de elevada resistência mecânica e à corrosão, em especial para os austeníticos, que têm melhores propriedades. Os teores de cromo, níquel e molibdênio causam altas deformações plásticas, que aumentam as forças de corte e de avanço (Belejchak, 1997).

Segundo Gennari & Machado (1999) a baixa usinabilidade dos aços inoxidáveis, em geral, é uma das suas principais características e é determinada por: alta ductilidade, elevadas taxas de

encruamento, baixa condutividade térmica, elevada tensão de ruptura, tendência à aderência à ferramenta e elevado coeficiente de atrito.

Não existem muitas pesquisas publicadas sobre a usinagem do aço inoxidável endurecível por precipitação. As informações disponíveis muitas vezes limitam-se apenas a recomendações sobre parâmetros como velocidade de corte e avanço, nos prospectos dos fabricantes de ferramentas de corte e dos aços inoxidáveis. A usinabilidade dos aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação depende do tipo de liga e de seu nível de dureza. Os aços martensíticos são freqüentemente usinados na condição recozida; por isso somente um simples tratamento de envelhecimento é requerido para atingir o desejável nível de resistência. Nesta condição, a relativamente alta dureza limita a usinabilidade.

Devido à forte tendência à aderência, na maioria das vezes, a utilização de fluidos de corte é recomendada na usinagem dos aços inoxidáveis, especialmente no processo de furação. No entanto, a utilização de fluido de corte pode ser prejudicial em processos intermitentes de corte, como no fresamento, quando o principal modo de falha da ferramenta é a formação de trincas de origem térmica. Este modo de falha é acentuado pela flutuação na temperatura de corte, pois a ferramenta se aquece no período em que está cortando e resfria-se no período em que está inativa, durante a revolução da ferramenta. Esta flutuação na temperatura causa variação de tensões na ferramenta, devido ao elevado gradiente de temperatura, ocasionando a formação de trincas geralmente perpendiculares à aresta de corte. A aplicação de fluido de corte nestas situações irá incentivar o gradiente de temperatura, devido ao forte resfriamento durante o período em que a aresta não está cortando. Isto aumenta a variação das tensões acelerando, conseqüentemente, o processo de formação de trincas. (Vieira et al., 2001, AB Sandvik Coromant, 2001, Diniz et al., 2000).

Apesar dos benefícios que o fluido de corte proporciona em alguns processos de usinagem, os custos referentes aos fluidos de corte, o perigo à saúde do operador e a crescente severidade da legislação quanto aos descartes industriais, têm pressionado as indústrias a reverem suas produções, compatibilizando-as com as exigências da sociedade. Uma das formas pesquisadas para reduzir a utilização de fluidos de corte é a usinagem sem fluido, também chamada de usinagem a seco, em que os fluidos de corte são eliminados do processo. Obviamente, a não

utilização de fluidos de corte retira da usinagem os seus benefícios, que são: a lubrificação, a refrigeração e a remoção dos cavacos gerados. Por isso, a utilização da usinagem a seco deve ser analisada para cada caso específico. Uma outra alternativa é a utilização da técnica de Mínima Quantidade de Fluido (MQF), em que uma pequena quantidade de óleo de corte é pulverizada na região de corte, que tem como objetivo lubrificar e reduzir o atrito ferramenta-peça.

Quando se trata da usinagem de peças da indústria aeronáutica, o uso do corte sem fluido deve ser analisado com maior cuidado ainda, pois qualquer dano térmico à peça causado pelo processo de usinagem pode trazer conseqüências extremamente graves quando da utilização desta peça.

Quanto às ferramentas para usinagem de aços inoxidáveis são recomendadas geometrias com ângulos de saída positivos e grandes ângulos de folga. O material de ferramenta mais indicado é o metal duro classe ISO M15 a M30 revestido ou não e com granulometria de fina para média.

Dentro deste contexto, o presente trabalho se propôs a estudar o desempenho de ferramentas de metal duro revestidas com TiAlN, em operações de desbaste e acabamento de aço inoxidável endurecível por precipitação 15-5PH, nas condições sem fluido e com fluido de corte (emulsão). Para isso foram planejados experimentos divididos em ensaios preliminares e ensaios definitivos. Os ensaios preliminares tiveram como objetivo a determinação da melhor condição de velocidade de corte, avanço e fixação da peça. Os ensaios definitivos foram divididos em três etapas. Na primeira etapa variou-se a velocidade de corte, a classe do metal duro e as condições de lubrificação/refrigeração (sem fluido, com emulsão a 7%, aplicada internamente e externamente à ferramenta) para cada operação (desbaste e acabamento), com o objetivo de se determinar a melhor classe de metal duro. Na segunda etapa, variou-se a condição da emulsão (passou para 12%) e realizaram-se os mesmos ensaios da primeira etapa, utilizando-se somente a ferramenta de melhor desempenho da primeira etapa. Adicionalmente, na terceira etapa, para a condição de acabamento e com a ferramenta de melhor desempenho, utilizou-se a técnica de MQF e também a utilização de fluido de corte integral em baixa vazão.

A **Embraer** - Empresa Brasileira de Aeronáutica S.A. é uma das maiores empresas aeroespaciais do mundo, posição alcançada graças à busca permanente e determinada da plena

satisfação de seus clientes. Com mais de 35 anos de experiência em projeto, fabricação, comercialização e pós-venda, a Empresa já produziu cerca de 3.600 aviões, que hoje operam em 58 países, nos cinco continentes. A Embraer tem uma base global de clientes e importantes parceiros de renome mundial, o que resulta em uma significativa participação no mercado. A Embraer e a Unicamp possuem uma parceria para o desenvolvimento de pesquisas na área de usinagem, já tendo sido realizadas algumas pesquisas nesta área. O presente trabalho é fruto desta parceria. O material, aço inoxidável endurecível por precipitação 15-5PH, foi fornecido pela Embraer e é utilizado por esta empresa na confecção de seus produtos. As ferramentas e fluido de corte, inclusive as concentrações utilizadas, foram fornecidos pelos fabricantes que também as fornecem à Embraer. Em suma, foram utilizados materiais e ferramentas que a empresa efetivamente utiliza no seu processo industrial para fabricar seus produtos.

Para atingir os objetivos propostos o presente trabalho está dividido da seguinte forma:

#### Capítulo 1 – **Introdução**

Capítulo 2 – **Fluidos de corte, Usinagem sem fluido e com Mínima Quantidade de Fluido (MQF)**. Neste capítulo é feita uma revisão sobre os fenômenos que ocorrem na região de corte, sobre os fluidos de corte e sobre as alternativas à não utilização de fluido de corte (usinagem sem fluido e MQF)

Capítulo 3 – **Aços Inoxidáveis**. Neste capítulo é feita uma revisão de literatura sobre os aços inoxidáveis, procurando-se concentrar nos aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação.

Capítulo 4 – **Materiais, Equipamentos e Procedimentos Experimentais**. Neste capítulo apresenta-se os materiais, ferramentas, máquinas e equipamentos utilizados nos experimentos e o planejamento experimental.

Capítulo 5 – **Análise e Discussão dos Resultados**. Neste capítulo é feita a análise e a discussão dos resultados obtidos nos ensaios realizados.

#### Capítulo 6 – **Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros**.

**Referências Bibliográficas**. Apresentam-se as bibliografias citadas na tese.

## **Capítulo 2**

### **Fluidos de Corte, Usinagem Sem Fluido e Mínima Quantidade de Fluido (MQF)**

#### **2.1 – INTRODUÇÃO**

Os custos referentes aos fluidos de corte, que podem chegar a 17% dos custos de fabricação, o perigo à saúde do operador e a crescente severidade da legislação quanto aos descartes industriais, têm pressionado as indústrias a reverem suas produções, compatibilizando-as com as exigências da sociedade. Várias formas de solução têm sido pesquisadas para reduzir os inconvenientes da utilização dos fluidos de corte na indústria metal mecânica. Uma delas é a usinagem a seco, em que os fluidos de corte são eliminados do processo. Obviamente, a não utilização de fluidos de corte retira da usinagem os seus benefícios, que são: a lubrificação, a refrigeração e a remoção dos cavacos gerados. Por isso, a utilização da usinagem a seco deve ser analisada para cada caso específico. Uma outra alternativa é a utilização da técnica de Mínima Quantidade de Fluido (MQF), em que uma pequena quantidade de óleo de corte é pulverizada na região de corte, que tem como objetivo lubrificar e reduzir o atrito ferramenta-peça.

Estas duas alternativas têm suas vantagens e limitações. Neste capítulo, será apresentada uma revisão sobre os fluidos de corte e cada uma destas técnicas, suas características, vantagens e desvantagens. Assim, o presente capítulo está dividido em três tópicos:

2.2 – Aspectos tribológicos na usinagem

2.3 – Fluidos de corte

2.4 – Usinagem sem fluido e com Mínima Quantidade de Fluido (MQF)

## **2.2 – ASPECTOS TRIBOLÓGICOS NA USINAGEM**

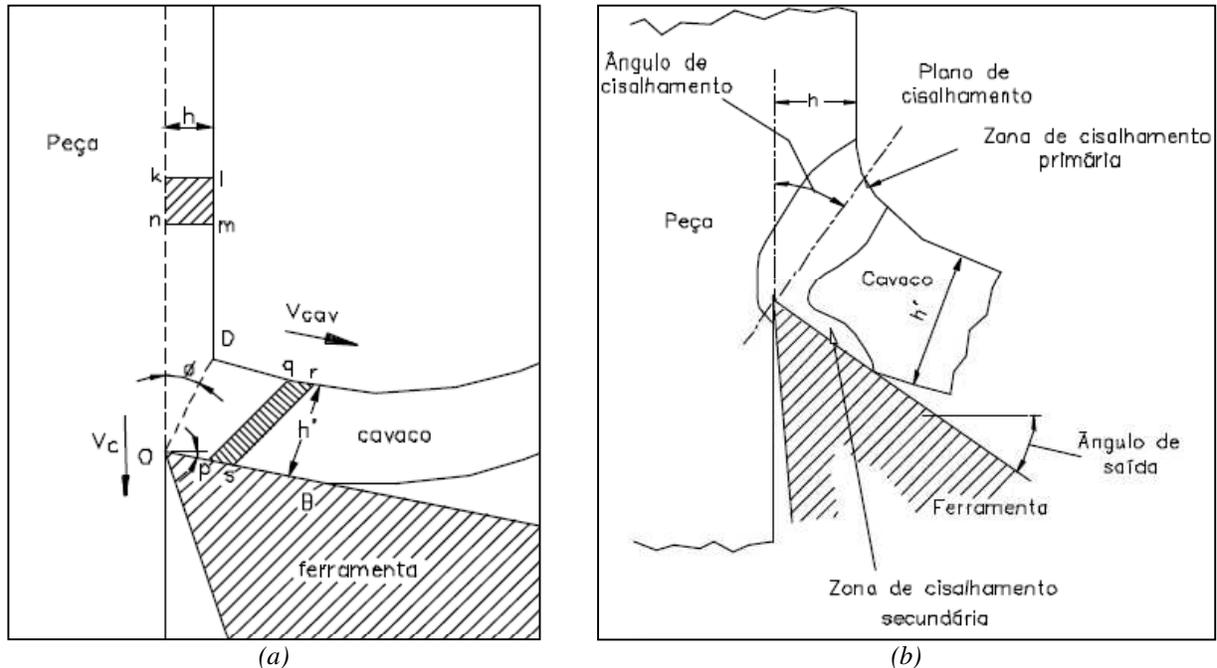
Segundo Diniz et al. (2000), a formação do cavaco influencia diversos fatores ligados a usinagem, tais como o desgaste da ferramenta, os esforços de corte, o calor gerado na usinagem, a penetração do fluido de corte, etc. Portanto, conhecer os fenômenos que ocorrem na formação do cavaco é imprescindível para que se possa encontrar meios visando a melhoria da vida da ferramenta, da qualidade da peça e da utilização da máquina-ferramenta. Na usinagem existem superfícies que possuem movimento relativo e os fenômenos que ocorrem na região de corte dependem de vários fatores, como por exemplo, parâmetros de corte, material que está sendo usinado, temperatura de corte, material e geometria da ferramenta e presença ou não de fluidos de corte. O objetivo deste tópico é fazer uma breve explanação dos fenômenos que ocorrem na região de corte e suas conseqüências sobre a ferramenta e o material que está sendo usinado.

### **2.2.1 – Mecanismo de Formação do Cavaco**

A formação do cavaco é um processo cíclico e periódico, que envolve o cisalhamento concentrado ao longo de uma região chamada região de cisalhamento (Diniz et al., 2000). O processo de formação de cavaco pode ser dividido em quatro partes:

- Deformação elástica (recalque)
- Deformação plástica
- Ruptura
- Movimento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta.

A figura 2.1 mostra dois diagramas esquemáticos envolvendo peça, ferramenta e cavaco.



$h$  – espessura calculada do cavaco  
 $h'$  – espessura do cavaco  
 $klmn$  – volume de material livre de deformação  
 $pqrs$  – volume de material deformado

$v_c$  – velocidade de corte  
 $v_{cav}$  – velocidade do cavaco  
 $OD$  – plano de cisalhamento primário  
 $\phi$  – ângulo de cisalhamento do plano primário

Figura 2.1 – Diagramas esquemáticos da cunha de corte (Trent, 1991).

A ação da ferramenta recalca o volume  $klmn$  e o metal começa a sofrer deformações elásticas, ver Figura 2.1(a). Prosseguindo, o material da peça atinge o limite de escoamento e se deforma plasticamente. As deformações plásticas prosseguem e as tensões se elevam e ultrapassam o limite de resistência do material, promovendo a sua ruptura, que se inicia com a trinca no ponto  $O$  podendo prosseguir até o ponto  $D$ . A região destes campos de tensões e deformações plásticas, chamada de zona de cisalhamento primária, é simplificada e representada na figura por um plano definido pela linha  $OD$ . A extensão da trinca iniciada no ponto  $O$  é que vai determinar a classe do cavaco. Após o volume  $klmn$  passar pela zona de cisalhamento primária, já deformado plasticamente, passa-se para um novo formato  $pqrs$ , e se movimenta sobre a superfície de saída da ferramenta, definindo-se a região da zona de cisalhamento secundária, representada pelo plano  $OB$  mostrado na figura 2.1(a). A figura 2.1(b) mostra as zonas de cisalhamento primária e secundária.

Segundo Diniz et al. (2000), a superfície superior do cavaco é rugosa devido ao fato da tensão de deformação não ser homogênea. Isto ocorre por causa dos pontos de baixa resistência

ou de concentração de tensão presentes no metal que está sendo usinado. Um plano de cisalhamento passando através de um ponto de concentração de tensão, causa deformação a um valor de tensão mais baixo que aquele que deforma um ponto que não está sob concentração de tensão.

## 2.2.2 – Interface cavaco-ferramenta

### a) Atrito na usinagem

Em atrito sólido as superfícies, por mais regulares que sejam, ainda apresentam picos e vales. O contato é feito apenas nos picos das irregularidades das superfícies e a área de contato real ( $A_R$ ) é menor que a área aparente ( $A$ ), como mostra a figura 2.2(a). Aumentando-se a carga normal  $N$  entre as superfícies, os pontos de contato se deformarão plasticamente, aumentando a área de contato proporcionalmente.

Shaw (1984) identifica três diferentes regimes de atrito sólido que são mostrados na figura 2.2(b) e 2.2(c).

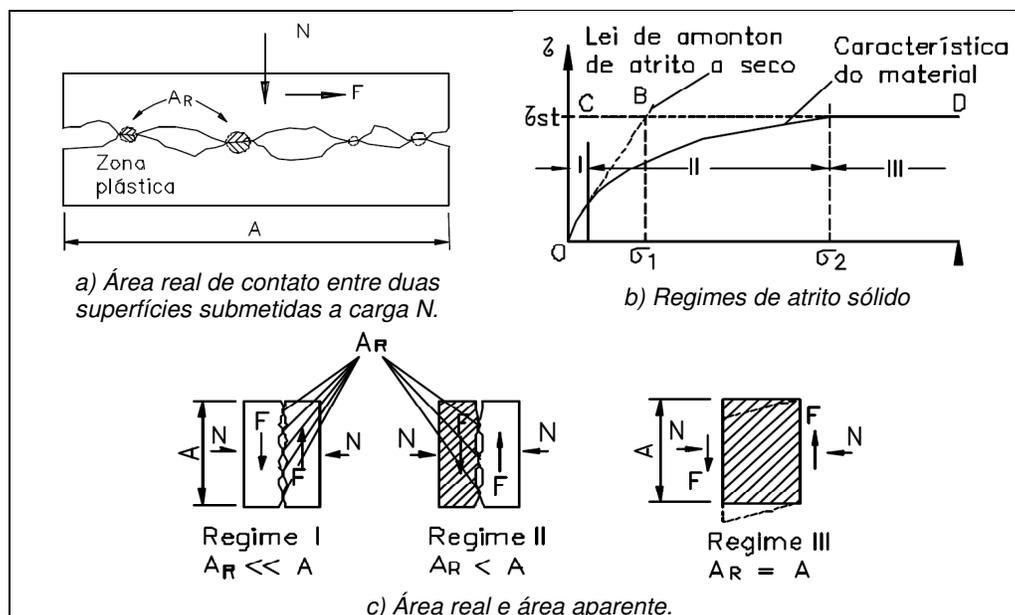


Figura 2.2 – Regimes de atrito sólido (Shaw, 1984).

O regime I é aquele onde vale a Lei de Atrito de Amonton e Coulomb, em que  $\mu = F/N =$  constante, onde  $F$  é a força requerida para iniciar ou continuar o deslizamento e  $N$  é a força

normal presente no contato e  $A_r \ll A$  (ver figura 2.2(c)). O contato ocorre somente nas irregularidades das superfícies. O regime III é aquele em que não existe superfície livre. As duas superfícies estão completamente unidas, ou seja,  $A_r = A$ . O regime II é o de transição entre I e III, em que o coeficiente de atrito diminui com o aumento da carga.

Durante a usinagem dos metais, os regimes I e III ocorrem simultaneamente em pontos distintos ao longo do comprimento de contato entre o cavaco e a ferramenta. Zorev (1963), apud Mills & Redford (1983) apresentou um modelo de distribuição de tensão na superfície de saída da ferramenta, representado na figura 2.3.

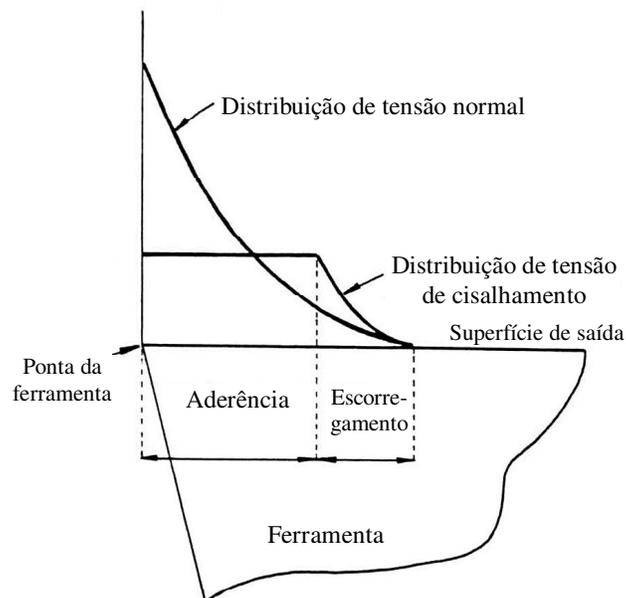


Figura 2.3 – Modelo de distribuição de tensão na superfície de saída, proposto por Zorev (1969), apud Mills & Redford (1983).

No modelo apresentado na figura 2.3 o comprimento de contato cavaco-ferramenta é dividido em duas regiões distintas: a região de aderência e a região de escoREGAMENTO. Segundo este modelo, a tensão normal é máxima na ponta da ferramenta e decresce exponencialmente até zero, no ponto onde o cavaco perde contato com a superfície de saída. A tensão cisalhante é constante na zona de aderência e assume o valor limite de resistência ao cisalhamento do material naquela região. Ela decresce exponencialmente na zona de escoREGAMENTO até o valor zero, no ponto onde o cavaco perde o contato com a ferramenta. Na região de aderência  $A_r = A$  e prevalece o regime III. Na região de escoREGAMENTO  $A_r \ll A$  vale o regime I. Assim, a força total,

tangente à superfície da ferramenta, é dada pela soma das forças tangenciais que atuam em cada uma das regiões.

### b) Zona de aderência e zona de escorregamento

O conhecimento da última etapa da formação do cavaco (movimento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta) é de suma importância, pois ela possui grande influência no mecanismo de formação do cavaco, nas forças de usinagem, nas temperaturas da interface e na vida da ferramenta (Diniz et al., 2000; Machado & da Silva, 1993). Uma das teorias mais aceitas atualmente é defendida por Trent (1991), que assume a existência de uma zona de aderência entre o cavaco e a ferramenta, e de uma zona de escorregamento na periferia do contato, mostradas na figura 2.4.

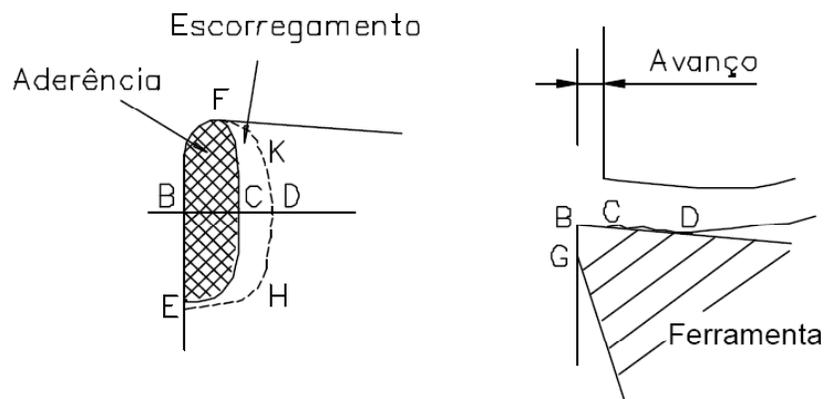


Figura 2.4 – Zonas de aderência e escorregamento, segundo Trent (1991).

Por meio da análise da raiz do cavaco (obtidas pela interrupção brusca do corte com um dispositivo “*quick-stop*”) de vários materiais usinados com aço rápido e metal duro, Trent (1988) obteve evidências do contato íntimo ao longo de uma grande porção da interface ferramenta-peça. Esta região foi denominada de zona de aderência, que corresponde ao regime III do atrito sólido. Ainda através destas micrografias percebe-se que o fluxo de material não ocorre na interface e sim por uma zona de cisalhamento intenso dentro do material do cavaco, que foi denominada zona de fluxo. Nesta zona existe um gradiente de velocidade. Uma camada de material em contato com a ferramenta é estacionária, mas a uma distância de 0,01 a 0,1 mm (espessura da zona de fluxo) a velocidade assume a velocidade de saída do cavaco (Machado & da Silva, 1993). Com este conceito, a tensão requerida para cisalhar o material em altas

temperaturas e altas taxas de deformação é um fator muito importante na usinagem. Das micrografias apresentadas por Trent é evidente que as condições de aderência podem também ocorrer na superfície de folga, desde que o desgaste de flanco elimine o ângulo efetivo de corte.

Altas tensões de compressão, grandes quantidades de calor e altas taxas de deformação e afinidade química entre os materiais da ferramenta e da peça promovem ligações atômicas nesta interface, causando a aderência. Nesta zona de aderência tem-se um grande aumento da temperatura local, pela grande geração de calor devido à deformação plástica. Esta exerce enorme influência, não só ditando os mecanismos e as condições de deformação na zona de aderência, mas também influenciando diretamente os mecanismos de desgaste da ferramenta (Machado & da Silva, 1993; Diniz et al., 2000).

A zona de escorregamento é observada na periferia da zona de aderência. Em condições de escorregamento a área real,  $A_r$ , é muito menor que a área aparente,  $A$ , e isto é a constatação da presença do regime I, sugerido por Shaw (1984). Nestas condições, a zona de fluxo desaparece, já que as ligações que se formam são mais fracas que as ligações internas entre o material da peça e ferramenta. Isto não quer dizer que não existam ligações na interface. Elas existem e é exatamente a resistência destas ligações que irá estabelecer se irão prevalecer as condições de aderência ou escorregamento.

Segundo Wright (1981), as condições de aderência são incentivadas por altas velocidades de corte, longos tempos de usinagem e menores diferenças entre a dureza da ferramenta e da peça. Portanto, conclui-se que as condições de atrito na usinagem dependem da afinidade química entre os materiais da ferramenta e da peça, das condições atmosféricas, do tempo de usinagem, da lubrificação e da velocidade de corte.

### **2.2.3 – Temperatura de Usinagem**

Nos processos de usinagem por cisalhamento há grande geração de calor. Isto promove diversos problemas de ordem técnica e econômica, devido ao aquecimento da peça e da ferramenta de corte.

Praticamente toda a energia mecânica associada à formação do cavaco se transforma em energia térmica. As fontes geradoras de calor no processo de usinagem, mostradas na figura 2.5, são a deformação e o cisalhamento do cavaco no plano de cisalhamento primário (região C), o atrito do cavaco com a ferramenta (região A) e o atrito da ferramenta com a peça (região B), de acordo com Diniz et al. (2000). O calor 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 varia com os diversos parâmetros de usinagem

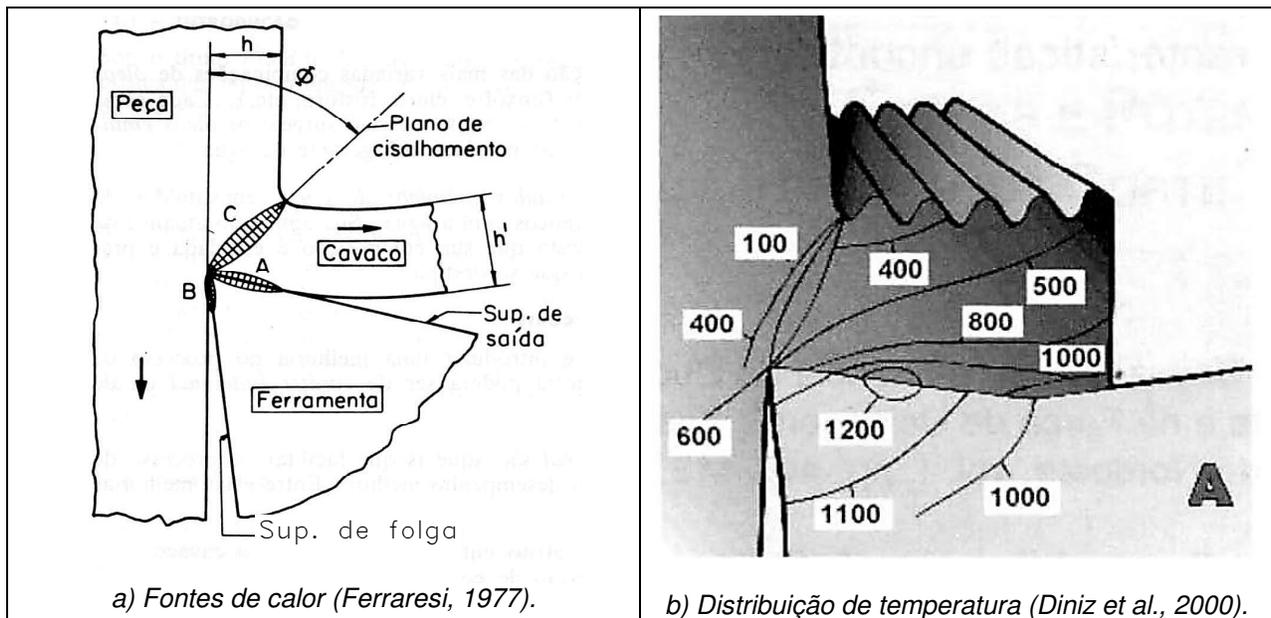


Figura 2.5 – Fontes de geração de calor na formação do cavaco e distribuição de temperatura em uma ferramenta de metal duro.

O modo de distribuição de temperatura no conjunto ferramenta-peça-cavaco é complexo e fundamentalmente depende do processo de usinagem. No processo de retificação são inúmeros grãos abrasivos que atuam como ferramentas monocortantes simultaneamente. A taxa de remoção de cavaco é relativamente baixa, comparada com outros processos de usinagem. Neste caso, as maiores parcelas da grande quantidade de calor gerado são transmitidas ao rebolo abrasivo e à peça. A temperatura da peça torna-se elevada e o seu resfriamento rápido pode, provocar transformações superficiais. Isto induz tensões residuais que, se forem de tração, são indesejadas. Na furação há uma grande quantidade de calor gerado. Principalmente em furos profundos, o fluido de corte deve estar presente em abundância para resfriar a ferramenta e a peça, além de ajudar na retirada dos cavacos produzidos. Já no processo de torneamento, a

temperatura da peça não aumenta o suficiente para haver transformações de fase e o problema se agrava na ferramenta de corte. No processo de torneamento apenas de 8 a 10% do calor total gerado é conduzido à ferramenta (Machado & Da Silva, 1993), mas a região que absorve esta energia térmica apresenta um volume muito reduzido de material. Isso faz com que o calor se concentre em pequenas áreas (ver figura 2.5(b)), aumentando a temperatura em regiões extremamente localizadas e com elevados níveis de tensões normais e cisalhantes, o que agrava ainda mais esta região da ferramenta e pode acelerar o desgaste.

O calor que vai para a peça pode resultar em dilatação térmica da mesma, acarretando dificuldades na obtenção de tolerâncias apertadas, além de se correr o risco de danificação da estrutura superficial do material. A porcentagem do calor total que é dissipado pelo cavaco aumenta com o aumento da velocidade de corte. Em velocidades de corte muito altas, a maior parte do calor é carregada pelo cavaco, uma pequena quantia pela peça e uma quantidade menor ainda pela ferramenta (Diniz et al., 2000).

Segundo Komanduri & Hou (2001), a temperatura máxima na superfície de saída ou na superfície de folga de uma ferramenta de corte irá determinar a máxima taxa de remoção de material. Desta forma, a otimização das condições de usinagem, especialmente a velocidade de corte, depende da resistência da ferramenta à altas temperaturas.

As altas temperaturas na superfície de saída influenciam mecanismos de desgaste da ferramenta como difusão, abrasão e diminuição de resistência. A temperatura na superfície de folga causa mudanças na microestrutura, tensões residuais e propriedades do material da peça e afeta também o desgaste de flanco e falhas da ferramenta. (Ackroyd et al., 2001)

#### **2.2.4 – Avarias, desgastes e mecanismos de desgaste da ferramenta**

Durante a usinagem dos metais a ação de cortar muda a forma e, portanto, a geometria original da ferramenta de corte. Verifica-se um desgaste progressivo tanto na superfície de folga como na superfície de saída da ferramenta. A figura 2.6 apresenta as principais áreas de desgaste.

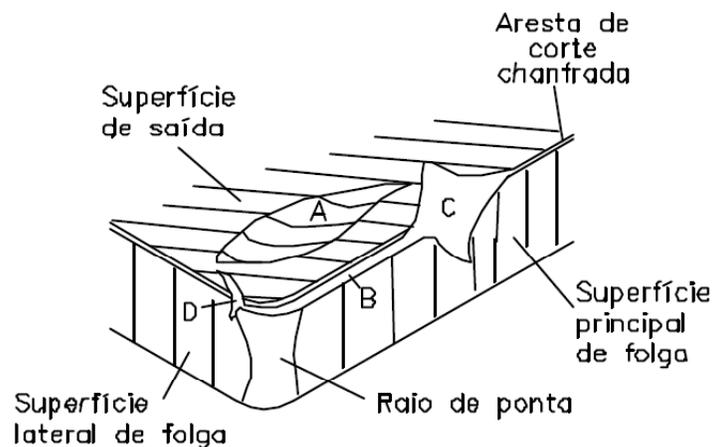


Figura 2.6 – Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte (Dearnley & Trent, 1982).

Na Figura 2.6 distingue-se pelo menos três formas ou tipos de desgaste:

- Desgaste de cratera (área A), que ocorre na superfície de saída da ferramenta;
- Desgaste de flanco (área B), que ocorre na superfície de folga da ferramenta e
- Desgaste de entalhe (áreas C e D), também na superfície de folga.

Além dos desgastes, podem ocorrer avarias em uma ferramenta de usinagem: deformação plástica da aresta de corte, lascamento, trincas e quebra, de acordo com Diniz et al. (2000). A deformação plástica da aresta de corte é causada pela elevada pressão aplicada à ponta da ferramenta, aliada à alta temperatura, causando a deformação da aresta. O lascamento consiste na retirada, durante o processo de corte, de pequenas partículas da ferramenta. A evolução do desgaste pode levar à quebra da ferramenta, embora ela também possa acontecer devido a outros fatores como: ferramenta muito dura, carga excessiva sobre a ferramenta, corte interrompido, etc. (Diniz et al., 2000). As trincas são causadas pela variação da temperatura e/ou pela variação dos esforços mecânicos, como acontece no corte interrompido.

As ferramentas de corte usadas no corte interrompido (fresamento) são frequentemente rejeitadas por lascamento, trincamento ou quebras. Neste tipo de operação o desenvolvimento do desgaste uniforme, na superfície de folga ou de saída, será dominante apenas se a ferramenta de corte possuir tenacidade suficiente para resistir aos choques mecânicos e térmicos inerentes a tais processos. No corte interrompido, uma aresta de corte pode sofrer avarias na entrada, no meio ou na saída do corte, durante um ciclo ou revolução da ferramenta.

A influência da temperatura de corte no tipo de falha da ferramenta de corte é bem conhecida. As temperaturas num corte interrompido flutuam ciclicamente, aumentando durante o tempo ativo, diminuindo durante o tempo inativo da aresta de corte numa revolução da ferramenta. As condições térmicas das ferramentas de corte utilizadas em cortes interrompidos têm sido investigadas por vários pesquisadores (Bathia et al., 1986 e Palmai, 1987). A variação cíclica desta temperatura é ilustrada na figura 2.7. Nesta figura a curva (a) representa o corte contínuo, em que a temperatura sobe rapidamente entrando em regime, a curva (b) mostra como o resfriamento ocorre após cessar o corte, enquanto que a curva (c) representa o corte interrompido em que, durante o ciclo ativo, há geração de calor, aumentando a temperatura da ferramenta, seguido do ciclo inativo, que a resfria. Desta forma, a temperatura varia ciclicamente. Os resultados destas investigações mostraram que a distribuição de temperatura depende das condições de corte (principalmente da velocidade de corte, do avanço e da relação entre o tempo ativo e inativo de um ciclo), do material da ferramenta de corte e do material da peça.

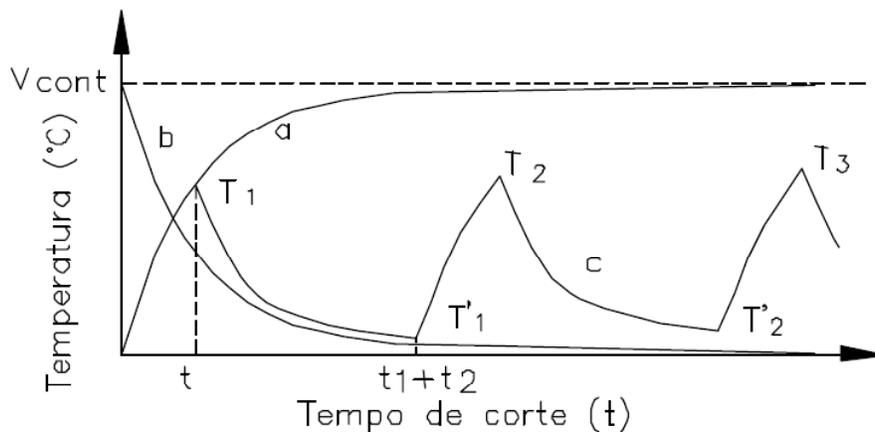


Figura 2.7 – Variação cíclica da temperatura de corte no processo de corte interrompido (Palmai, 1987).

A flutuação cíclica da temperatura na interface cavaco-ferramenta leva a uma modificação também cíclica da distribuição da tensão na região de corte da ferramenta, o que pode provocar a formação de trincas térmicas. Segundo Ferraresi (1977), a camada superficial, a uma temperatura bastante alta se dilata. Porém, as camadas subseqüentes em temperaturas inferiores terão uma dilatação menor. Como conseqüência, tais camadas impedirão o processamento de uma dilatação muito maior na camada superficial (camada de contato cavaco-ferramenta) gerando tensões de

compressão. Em consequência disto, haverá tensões de tração a uma certa distância da superfície de contato. Num instante de tempo seguinte, com a variação da temperatura de corte, isto é, com o resfriamento da camada de contato devido ao tempo inativo, essa camada estará submetida à tração, enquanto que as camadas subseqüentes passarão a ser solicitadas à compressão.

Além das trincas térmicas poderem ser frutos da variação de temperatura inerente ao corte interrompido, elas podem também ser provocadas por variação da temperatura causada por acesso irregular do refrigerante de corte, de acordo com Ferraresi (1977). Esta flutuação cíclica de tensão promoverá o aparecimento de trincas por fadiga nas ferramentas de metal duro (as ferramentas de aço-rápido têm tenacidade suficiente para suportarem as variações de tensões sem nucleação de trincas). Essas trincas que são de origem térmica, levarão ao desenvolvimento do que se conhece por “sulcos desenvolvidos em forma de pente”. Segundo Kakino et al.(1984) e Chandraserkaram (1985) estas trincas se tornam a maior causa de falhas na ferramenta, em velocidades de corte elevadas. Já em velocidades de corte baixas, as trincas de origem mecânica são as principais responsáveis pelas falhas das ferramentas de corte.

Os desgastes da ferramenta podem ser causados por vários fenômenos. Os principais mecanismos causadores do desgaste da ferramenta são: aresta postiça de corte, abrasão mecânica, aderência, difusão e oxidação (Diniz et al., 2000).

#### *Aresta Postiça de Corte (APC)*

É uma camada de cavaco que permanece aderente à aresta de corte, na superfície de contato entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta. Segundo Diniz et al. (2000), em baixas velocidades de corte, a parte inferior do cavaco em contato com a ferramenta, sob a pressão de corte na zona de aderência, mantém esse contato sem movimento relativo por um espaço de tempo suficiente para se soldar à ferramenta, separando-se de outras porções de cavaco e permanecendo presa à superfície de saída. Com o posterior fluxo de mais cavaco sobre essa camada já presa à ferramenta, ela se deforma e se encrua, aumentando sua resistência mecânica e fazendo as vezes de aresta de corte. A aresta postiça de corte tende a crescer gradualmente, até que em um certo momento rompe-se bruscamente, causando uma perturbação dinâmica. O rompimento da aresta postiça de corte causa um desgaste de flanco muito grande e prejudica sensivelmente o acabamento da peça.

### *Desgaste por Difusão*

Este mecanismo envolve a transferência de átomos de um material para outro e é fortemente dependente da temperatura e da solubilidade dos elementos envolvidos na zona de fluxo. A área desgastada, quando observada no microscópio, é lisa. Em usinagem, as velocidades relativas entre ferramenta e peça ou entre cavaco e ferramenta são altas e o tempo de contato entre estes materiais é muito pequeno. Isto praticamente levaria o mecanismo de difusão a ser desprezível, se não fosse a existência de uma zona de aderência na interface cavaco-ferramenta (Trent, 1991). A saturação desta zona não é estável e se renova periodicamente, garantindo o fluxo difusivo. Este mecanismo de desgaste poderá atuar tanto na superfície de saída como na superfície de folga, e a taxa de desgaste irá aumentar com o aumento da velocidade de corte e do avanço (Diniz et al., 2000).

### *Desgaste por aderência e arrastamento (Attrition)*

Este mecanismo ocorre geralmente em baixas velocidades de corte em que o fluxo de material sobre a superfície de saída torna-se irregular. A aresta postiça de corte pode aparecer e o contato com a ferramenta torna-se menos contínuo. Sob estas condições, fragmentos microscópicos são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto com o fluxo de material. Este fenômeno geralmente ocorre na zona de escorregamento ao invés da zona de aderência, durante o fresamento, com uso de profundidade de corte irregular ou falta de rigidez do equipamento (Trent, 1991). No microscópio, as áreas desgastadas por *attrition* têm uma aparência áspera.

### *Desgaste por abrasão*

O desgaste abrasivo envolve a perda de material por micro-sulcamento, micro-corte ou micro-lascamento causado por partículas de elevada dureza relativa. Estas partículas podem estar contidas no material da peça (óxidos, carbonetos e carbonitretos) ou podem principalmente ser partículas da própria ferramenta que são arrancadas por *attrition*, por exemplo. Este mecanismo de desgaste é muito importante na usinagem usando pastilhas revestidas, cerâmicas puras e cerâmicas mistas.

### *Desgaste de entalhe*

O desgaste de entalhe não é propriamente um mecanismo, mas sim uma forma de desgaste (áreas C e D na figura 2.6). Porém ainda não existe um consenso na literatura que explique exatamente o mecanismo que provoca o desgaste de entalhe. Ele ocorre, principalmente, na usinagem de materiais resistentes a altas temperaturas e com alto grau de encruamento, tais como ligas de níquel, titânio, cobalto e aço inoxidável. Geralmente, nas regiões onde acontece este tipo de desgaste, as condições de escorregamento prevalecem e o mecanismo de desgaste, provavelmente, envolve abrasão e transferência de material (difusão e *attrition*) e eles são bastante influenciados por interações com a atmosfera. Existem evidências para sugerir que óxidos se formam continuamente e se aderem na ferramenta naquelas regiões. A quebra das junções de aderência entre os óxidos e a ferramenta pode ocasionalmente, remover material da superfície desta última (Wright & Biagchi, 1981). Shaw (1984) afirma que o entalhe na forma de V é formado pelas rebarbas produzidas nas arestas laterais do cavaco, envolvendo um mecanismo de aderência e arrancamento.

König e Schemmel (1975), apud Sales (1999), classificam o desgaste por oxidação como um mecanismo de desgaste. Segundo eles, a formação de óxidos é dependente da liga do material da ferramenta e da temperatura de aquecimento. Para materiais de aço ferramenta e de aço-rápido, a oxidação praticamente não tem importância, já que a sua resistência à quente é ultrapassada antes que a superfície apresente uma oxidação mais acentuada, embora Trent (1991) mostre evidências de formação de óxidos nestas ferramentas. Para as ferramentas de metal duro, compostas a base de carbonetos de tungstênio e de cobalto, a oxidação inicia-se na faixa de temperatura entre 700 e 800° C. A adição de óxido de titânio e outros carbonetos dificultam a oxidação. A região de oxidação normalmente se processa na zona de escorregamento da superfície de saída da ferramenta e na parte inferior da superfície de folga, nos limites do desgaste de flanco. São formados óxidos complexos de tungstênio, cobalto e ferro, que em decorrência da sua expansão volumétrica em relação ao carboneto de tungstênio, formam elevações na superfície da ferramenta, facilitando o lascamento e a quebra da aresta de corte.

Todos estes mecanismos ou processos de desgaste são observados na prática. Mas, certamente, um prevalecerá sobre os demais, dependendo principalmente do material da peça e da ferramenta, da operação de usinagem, das condições de corte, da geometria da ferramenta de

corte e do emprego de fluido de corte. Segundo Diniz et al (2000) a separação quantitativa da contribuição de cada um desses fenômenos para a formação do desgaste é praticamente impossível, mas pode-se visualizar um quadro qualitativo da importância de cada componente nas diferentes velocidades de corte. Em velocidades de corte baixas, o desgaste é relativamente elevado por causa do cisalhamento da aresta postiça de corte e da aderência. Em velocidades de corte maiores, o desgaste é causado principalmente pelos fatores cuja intensidade depende da temperatura de corte, como a abrasão, a difusão e a oxidação.

## **2.3 – FLUIDOS DE CORTE**

A partir do dia em que Frederick W. Taylor demonstrou que uma grande quantidade de água fluindo diretamente sobre a região de corte, permitia que as velocidades de corte fossem aumentadas, os fluidos de corte passaram a desempenhar um papel importante e várias operações não podem ser eficientemente desenvolvidas sem o uso correto de fluido de corte. Vários fluidos foram desenvolvidos para as várias aplicações possíveis nos processos de usinagem. No entanto, os fluidos de corte apresentam um lado negativo que é o aumento do custo de produção, havendo a necessidade de um sistema de refrigeração e as periódicas trocas de fluido com conseqüente reciclagem do mesmo. Além desse aumento de custo, existe o custo ambiental devido à capacidade do fluido de poluir o meio ambiente e de causar danos à saúde dos operadores. Neste tópico será apresentada uma breve explanação sobre os fluidos de corte, como eles agem, tipos de fluidos e suas implicações no meio ambiente e em relação à saúde do operador.

### **2.3.1 – Funções e propriedades dos fluidos**

Em processos de usinagem, as exigências básicas são produzir peças dentro de tolerâncias e acabamentos dimensionais predeterminados, ao menor custo possível. Nos processos de usinagem, os fluidos de corte desempenham numerosas funções simultaneamente, contribuindo para que essas exigências de fabricação sejam satisfeitas. Os fluidos de corte ajudam a refrigerar a região de corte em altas velocidades de corte, lubrificar a região de corte em baixas velocidades e altas tensões de corte, reduzir a força de corte, melhorar a vida da ferramenta, o acabamento superficial, a precisão dimensional da peça, auxiliam na quebra do cavaco, facilitam o transporte de cavaco, deixam uma camada protetora sobre a superfície usinada e protegem a máquina-

ferramenta contra oxidação (Trent, 1991, Kustas et al. 1997; El Baradie, 1996a; Diniz et al., 2000). Segundo Boothroyd et al. (1989) as funções mais importantes dos fluidos de corte são a de retirar o calor gerado e lubrificar a região de corte.

Para atender a essas exigências, os fluidos de corte devem possuir características específicas como (Diniz et al., 2000):

- Alta capacidade de absorção de calor (isto depende da viscosidade, calor específico, condutividade térmica e, em certo grau, do calor latente de vaporização).

- Capacidade de molhar eficientemente o metal, de modo que o resfriamento possa ser eficaz.

- Boas propriedades anti-fricção.

- Boas propriedades anti-soldante.

- Estabilidade durante seu uso e também no armazenamento.

- Ausência de odores desagradáveis.

- Não causar dano à pele humana e nenhum outro risco à saúde.

- Isenção da tendência de manchar ou corroer a peça trabalhada e a máquina-ferramenta.

- Capacidade de proteger a peça e a máquina dos defeitos da corrosão pela umidade atmosférica, ou por outras causas possíveis.

- Isenção da tendência a originar precipitados sólidos que possam depositar substâncias semelhantes a gomas nas guias, ou obstruir os tubos de circulação do fluido de corte.

- Viscosidade adequada: a viscosidade deve ser suficientemente baixa de modo a permitir uma fácil circulação do fluido e suficientemente alta para permitir a aderência do fluido de corte às superfícies da ferramenta.

- Não devem apresentar tendência à formação de fumaça.

- Transparência de modo que a peça possa ser observada claramente durante as operações de usinagem.

### **2.3.2 – Forma de ação e métodos de aplicação dos fluidos**

Segundo Kalpakjian (1991) o fluido é arrastado para dentro da interface cavaco/ferramenta por capilaridade de uma rede interligada na superfície áspera formada na interface, produzindo um efeito lubrificante. O fluido ganha acesso à interface pela infiltração pelos lados do cavaco.

Para isso o fluido de corte deve ter moléculas pequenas, pois a rede de capilaridade é de pequeno tamanho.

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

Segundo Childs et al. (1988) e Seah et al. (1997) as pressões de contato entre ferramenta e peça são tão altas que o fluido de corte não tem um caminho pelo qual possa penetrar de maneira satisfatória na região de contato entre a ferramenta e o cavaco, pois por este espaço reduzido somente partículas muito pequenas de fluido teriam acesso. O que ocorre na maioria dos casos é um resfriamento indireto com o fluido de corte retirando calor da superfície do cavaco, da peça e da ferramenta que estão a ele expostas.

De acordo com Kalpakjian (1991) e Boothroyd et al. (1989) os fluidos de corte podem ser aplicados de três maneiras tradicionais.

*Aplicação manual* – Utilizada em pequenos lotes em que a aplicação é feita pelo operador, sendo o método mais fácil e mais barato. Tem a desvantagem de a aplicação ser intermitente, o acesso do fluido à região de corte é limitado e tem pouca contribuição para a remoção do cavaco.

*Aplicação por inundação* – É o método mais comum e inunda toda região de corte. Permite o fluxo contínuo de fluido na região de corte e ajuda a remover o cavaco. É feita por um ou mais bocais direcionados para região de corte. Para esta aplicação as máquinas ferramentas são dotadas de bombas de circulação, bocais e filtros. A figura 2.8 mostra os locais de aplicação de fluidos de corte por inundação. Sales (1999) cita ainda a aplicação de fluido com alta pressão. Neste método o objetivo principal é melhorar a quebra do cavaco. Um jato de fluido, em alta pressão (por exemplo,  $48,1 \text{ kgf/cm}^2$  à vazão de  $15,1 \text{ l/min}$  do trabalho de Sales), é jogado em duas direções: na primeira, sobre o cavaco, na direção A da figura 2.8. Na outra, contra o cavaco na superfície de saída da ferramenta, conforme direção B. Machado (1990), apud Sales (1999),

utilizando este método no torneamento e aplicando o jato nas direções A e B, obteve bons resultados usinando ligas aeroespaciais, como de titânio e de níquel, que possuem difícil controle do cavaco pelos métodos convencionais.

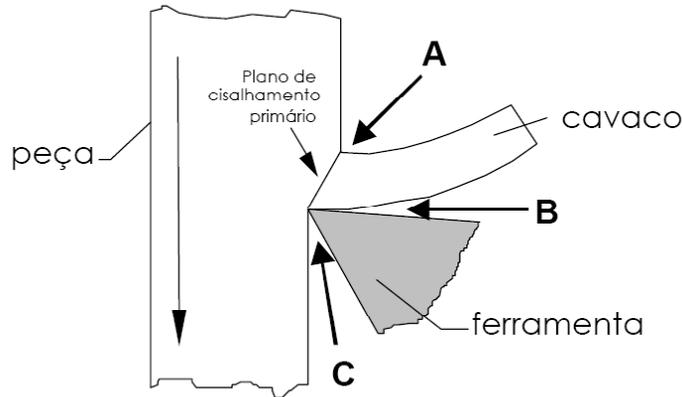


Figura 2. 8 – Aplicações do fluido de corte (Motta & Machado, 1995).

*Aplicação por névoa* – Uma pequena quantidade de fluido é levada até a região de corte com a ajuda de ar comprimido. A aplicação por névoa é utilizada em processos nos quais as velocidades de corte são altas. Este método será mais detalhado no item 2.4 – *Usinagem sem fluido de corte e com Mínima Quantidade de Fluido (MQF)* deste capítulo.

### 2.3.3 – Aditivos usados na composição dos fluidos de corte

Para conferir aos fluidos de corte certas propriedades ou para reforçá-las, alguns produtos químicos, chamados aditivos, são utilizados. Os principais tipos são descritos a seguir, de acordo com Vieira (1997).

*Antiespumantes* – Evitam a formação de espumas que podem impedir uma boa visão da região de corte e comprometer o efeito de refrigeração do fluido. Estes aditivos reduzem a tensão interfacial do óleo de tal maneira que bolhas menores passam a se agrupar formando bolhas maiores e instáveis. No controle de espumas geralmente usa-se ceras especiais ou óleos de silicone.

*Anticorrosivos* – Protegem a peça, ferramenta e máquina-ferramenta da corrosão. São produtos à base de nitrito de sódio ou que com ele reagem, óleos sulfurados ou sulfonados. É recomendável usar o nitrito de sódio com precaução, pois são suspeitos de serem cancerígenos.

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

*Emulgadores* – São responsáveis pela formação de emulsões de óleo na água e vice-versa. Reduzem a tensão superficial e formam uma película monomolecular semi-estável na interface óleo-água. Os tipos principais são os sabões de ácidos graxos, as gorduras sulfatadas, sulfonatos de petróleo e emulgadores não-iônicos.

*Biocidas* – Substâncias ou misturas químicas que inibem o desenvolvimento de microorganismos. Têm a função de assegurar que o óleo, quando utilizado, não irá sofrer degradação por ação de bactérias e leveduras e nem o aparecimento de fungos no sistema de circulação do fluido. Aditivos biocidas: triazina, ácidos orgânicos específicos para fungos, por exemplo, ácido fórmico.

*Aditivo de Extrema Pressão (EP)* – Em operações mais severas em que lubricidade adicional é necessária, pode-se utilizar aditivos de extrema pressão. Eles conferem aos fluidos de corte uma lubricidade melhorada para suportarem as elevadas temperaturas e pressões de corte, reduzindo o contato metal-metal. São compostos que variam na estrutura e composição. São suficientemente reativos com a superfície usinada, formando compostos relativamente fracos na interface, geralmente sais (fosfeto de ferro, cloreto de ferro, sulfeto de ferro, etc.) que se fundem em altas temperaturas e são facilmente cisalháveis. Podem ser relacionados em ordem crescente de eficiência como: matérias graxas e derivados, fósforo e zinco, clorados, sulfurizados inativos, sulfurizados ativos, sulfurados e os sulfuclorados. Os mais empregados são aditivos sulfurizados, sulfurados e fosforosos.

*Aditivos umectantes* – Utilizados para que haja a cobertura de toda a área da peça pela película oleosa no instante em que o fluido é aplicado. Exemplo: glicóis (butil glicol, propileno glicol, dibutil glicol).

*Polímeros* – Utilizados para a substituição de aditivos de extrema pressão, mas é necessário saber-se qual a aplicação exata para que não ocorram problemas como corrosão e ressecamento de algumas partes do equipamento utilizado.

#### **2.3.4 – Classificação dos fluidos de corte**

A grande diversificação de fluidos de corte com distintas finalidades levou ao surgimento de diferentes classificações, dificultando a padronização das mesmas (Booser, 1988; Ferraresi, 1977; Edwards, 1993; Diniz, et al., 2000). Existem diversas formas de se classificar os fluidos de corte e não há uma padronização que estabeleça uma única classificação entre as empresas fabricantes. Uma primeira classificação agrupa os fluidos da seguinte forma, segundo Diniz et al. (2000):

##### ***Ar***

##### ***Aquosos:***

- a) água
- b) Soluções químicas
- c) Emulsões

##### ***Óleos***

- a) Óleos minerais
- b) Óleos graxos
- c) Óleos compostos
- d) Óleos de extrema pressão
- e) Óleos de usos múltiplos

Uma segunda classificação traz os fluidos de corte divididos em dois grupos (Sales, 1999):

I – Fluidos formados apenas por óleo integral

II – Fluidos formados a partir da adição de óleo concentrado à água

II.1 – Emulsões

II.2 - Soluções

Segundo El Baradie (1996b) os três tipos básicos de fluido de corte são:

Óleos de corte puros

Fluidos miscíveis em água

Gases

Os óleos de corte e os fluidos miscíveis em água são os tipos mais usados. A refrigeração é mais bem realizada por fluidos miscíveis em água e a melhor lubrificação é realizada pelos óleos de corte.

#### **a) Óleos de corte puros (ou integrais)**

São predominantemente óleos minerais, mas os óleos vegetais ou hidrocarbonetos sintéticos também são utilizados. Podem ser usados totalmente puros (sem mistura) ou combinados (misturados com aditivos). De modo geral eles têm excelentes propriedades lubrificantes, apresentam bom controle de ferrugem e vida longa, mas não refrigeram de forma similar aos fluidos miscíveis em água (Sheng et al., 1997).

Os óleos vegetais são preferidos sobre os óleos a base de petróleo pelos requisitos ambientais mais rígidos e devido a sua biodegradabilidade, embora sejam considerados mais caros que os derivados de petróleo. Entretanto, esta biodegradabilidade também significa que os óleos vegetais estão mais propensos a uma degradação biológica na fábrica maior que os derivados de petróleo (Sheng et al., 1997).

Os óleos de corte minerais são misturas complexas de componentes de hidrocarbonetos. Os dois principais óleos de base mineral utilizados para misturar os fluidos de corte são os naftênicos ou parafínicos, que são refinados a partir do óleo natural cru. Os óleos parafínicos oferecem melhor estabilidade quanto à oxidação e tendem a ser menos reativos. Os óleos naftênicos proporcionam uma mistura mais homogênea (Tolbert et al, 1992).

Segundo Sheng et al. (1997) aos componentes básicos do óleo são adicionados vários tipos de aditivos, sendo os aditivos polares os principais, pois formam um filme orgânico para ligar-se quimicamente à superfície da ferramenta e da peça. Este filme promove a união ao metal mais forte que a pura barreira física das moléculas de óleo sozinhas. Isto aumenta a capacidade umectante do fluido e diminui os desgastes da ferramenta devido à abrasão.

## **b) Fluidos miscíveis em água**

Os fluidos miscíveis em água foram introduzidos na década de 1940 e foram desenvolvidos com o crescimento das ferramentas de metal duro e conseqüente aumento da velocidade de corte das máquinas-ferramentas (Sheng et al., 1997; Tolbert et al., 1992). Estes fluidos misturam óleo e água com emulsificadores e deixam um filme sobre a peça que inibe a corrosão. A emulsão é difícil de ser mantida em água com sais minerais ou na presença de bactérias e sais (Owen, 1998). Análises de laboratório são desejáveis para descobrir quais os minerais presentes na água e sua dureza<sup>1</sup>. Também deve ser observado o pH da solução, que deve variar de 8,5 até 9,3. Para um pH menor que 8,5 a probabilidade de enferrujar a peça aumenta e maior que 9,3 a possibilidade de irritação da pele do operador cresce (El Baradie, 1996a).

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

### *i) Emulsões*

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

---

<sup>1</sup> Dureza é um parâmetro característico da qualidade de águas de abastecimento industrial e doméstico sendo que do ponto de vista da potabilização são admitidos valores máximos relativamente altos, típicos de águas duras ou muito duras. Quase toda a dureza da água é provocada pela presença de sais de cálcio e de magnésio (bicarbonatos, sulfatos, cloretos e nitratos) encontrados em solução. Assim, os principais íons causadores de dureza são cálcio e magnésio tendo um papel secundário o zinco e o estrôncio. Normalmente, reconhece-se que uma água é mais dura ou menos dura, pela maior ou menor facilidade que se tem de obter, com ela, espuma de sabão. As águas duras caracterizam-se, pois, por exigirem consideráveis quantidades de sabão para produzir espuma.

água é produzida, formando uma emulsão de óleo em água. Os fluidos de corte emulsionáveis formam sistemas consistindo de pelo menos um líquido imiscível espalhado em um outro na forma de gotas. As emulsões combinam as propriedades de lubrificação e prevenção de ferrugem do óleo com as excelentes propriedades refrigerantes da água. São mais eficazes quando usadas em operações de usinagem com alta velocidade de corte e baixa pressão de corte acompanhada por uma considerável geração de calor. Podem ser usados para praticamente todas as operações de corte leves, moderadas e na maioria das operações de retificação.

Segundo Sheng et al. (1997) os componentes primários de uma emulsão são:

*Água* – As propriedades de dureza e corrosão são fatores negativos para os processos de usinagem.

*Óleo* – A concentração do óleo é determinada pela severidade da operação e da necessidade de lubrificação. O óleo usado pode ser mineral ou vegetal e a adição de gorduras animais ou vegetais, óleos ou ésteres produzem emulsões mais gordurosas com maior poder de lubrificação.

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

*Aditivos* – Os mais importantes são os de extrema pressão, inibidores de corrosão, biocidas e antiespumantes.

As emulsões apresentam as seguintes vantagens em relação ao óleo mineral puro (El Baradie, 1996a):

- Maiores taxas de redução do calor, permitindo maiores velocidades de corte em muitas aplicações.

- Condições mais limpas no ambiente de trabalho.
- São mais econômicas, pois a diluição com água diminui custos.
- Benefícios quanto à segurança e saúde do operador, pois não apresentam risco de incendiar e reduz a geração da névoa de óleo.

## **ii) Fluidos sintéticos**

São soluções químicas consistindo de materiais inorgânicos e orgânicos dissolvidos em água e não contendo nenhum óleo mineral (Machado & Diniz, 2000). Todos estes fluidos são refrigerantes, sendo alguns também lubrificantes de moderada eficiência. Alguns aditivos estão presentes nestes fluidos com a função de inibir a corrosão, aumentar a lubrificação, reduzir as tensões superficiais, melhorar a miscibilidade e atuar como biocida. Na solução o aparecimento de bactérias quase não existe devido ao alto pH (Sheng et al. 1997).

Os fluidos sintéticos consistem de sais orgânicos e inorgânicos, aditivos de lubricidade, biocidas, inibidores de corrosão entre outros, adicionados à água. Apresentam vida maior que as emulsões, uma vez que são menos atacáveis por bactérias e reduzem o número de trocas na máquina-ferramenta. Formam soluções transparentes, resultando em boa visibilidade do processo de corte. Possuem agentes umectantes que melhoram bastante as propriedades refrigerantes da solução.

Os óleos sintéticos mais comuns oferecem boa proteção anticorrosiva e refrigeração. Os mais complexos são de uso geral, com boas propriedades lubrificantes e refrigerantes. Faz-se uma distinção quando os fluidos sintéticos contêm apenas inibidores de corrosão e as propriedades de extrema pressão (EP) não são necessárias. São chamados de refrigerantes químicos ou soluções verdadeiras e apresentam boas propriedades refrigerantes (Machado & Diniz, 2000).

## **iii) Fluidos semi-sintéticos (microemulsões)**

São essencialmente uma combinação de fluido sintético com óleos emulsionáveis. São formados por óleos emulsionáveis que contêm uma certa quantidade de óleo mineral emulsificado, em torno de 30% do fluido base (em volume), o qual tem sido adicionado para formar uma emulsão de pequeno tamanho de gota, translúcida e estável. Aditivo de extrema

pressão pode ser incorporado. O desempenho da lubrificação pode ser variado permitindo o uso de tais fluidos em tarefas de usinagem moderadas a pesadas e aplicações em retificação. De acordo com Owen (1998), a menor quantidade de óleo destes fluidos torna as operações de usinagem mais limpas que aquelas que usam óleo puro ou óleos emulsionáveis. Melhores propriedades de tensão superficial podem reduzir a quantidade de fluido arrastado pelas peças e cavaco, diminuindo o consumo de fluido. Possuem melhores propriedades lubrificantes que os fluidos sintéticos, e melhor controle de oxidação que as emulsões constituídas apenas de óleo mineral (Machado & Diniz, 2000; El Baradie, 1996a).

### **c) Gases**

O ar é o mais comum dos fluidos gasosos. Está presente à pressão atmosférica para operações secas e também está presente quando os fluidos de corte líquidos são usados. O ar pode ser comprimido para melhorar a sua capacidade de refrigeração; um jato de ar direcionado para a zona de corte pode remover o calor por convecção forçada. É bastante utilizado na usinagem de ferro fundido cinzento, pois quando se utiliza líquido como fluido de corte neste material, o pó produzido na usinagem é conduzido pelo líquido para as partes de atrito da máquina ferramenta, diminuindo sua vida útil (Diniz et al., 2000). No entanto, o seu uso não é atrativo, pois tem baixa capacidade de refrigeração se comparado aos refrigerantes líquidos. Outra aplicação do ar comprimido é no fresamento de rasgos e de cavidades, com a função de expulsar o cavaco de próximo da ferramenta, a fim de evitar que ela o traga de volta à região de corte.

Gases como o argônio, hélio e nitrogênio podem ser usados para prevenir a oxidação da peça. A vantagem dos gases inertes inclui boa capacidade de refrigeração, aumento da vida da ferramenta, visão clara da operação, eliminação da névoa e nenhuma contaminação da peça, cavaco ou lubrificante da máquina.

El Baradie (1996b) reuniu testes de usinagem realizados por diversos pesquisadores que trabalharam com diferentes gases. No fresamento usando ar resfriado obteve-se uma vida de ferramenta 400% maior que o ar a temperatura ambiente. Porém, no torneamento a utilização de ar em diferentes temperaturas representou uma pequena diferença na vida da ferramenta. Em outros testes descobriu-se que o uso de dióxido de carbono aumenta a vida da ferramenta em

150% e usando nitrogênio o aumento foi de 240%. Entretanto, nos mesmos testes observou-se que o dióxido de carbono usado em diversas temperaturas não foi significativo sobre a vida da ferramenta.

Paul et al. (2001) compararam o desempenho de ferramentas de metal duro no torneamento de aço AISI 1060 nas condições sem fluido de corte, com aplicação de emulsão (1:20) e aplicação de nitrogênio líquido. Os autores verificaram que a condição com injeção de nitrogênio líquido proporcionou uma redução do desgaste, aumento da vida da ferramenta e uma melhoria no acabamento superficial da peça, quando comparado com as condições sem fluido de corte e com aplicação de emulsão.

Em operações de fresamento, Nakagawa (2000) comprovou um aumento da vida da ferramenta quando utilizou ar comprimido a  $-30^{\circ}\text{C}$  e  $-45^{\circ}\text{C}$ . Os resultados encontrados podem ser explicados pelo maior efeito refrigerante no processo de usinagem, uma vez que a ferramenta resiste melhor à abrasão. Contudo, quando a resistência à abrasão não for a principal característica do material da ferramenta, deve-se lembrar que a resistência do material da peça aumenta com a diminuição da temperatura, aumentando, portanto, os esforços de corte no processo. Isso pode gerar instabilidade do conjunto máquina, peça e ferramenta, com danos para outras variáveis de interesse que expressam a qualidade do produto.

### **2.3.5 – Lubrificantes Sólidos**

Segundo Ferraresi (1977) os sólidos podem ser utilizados com objetivos de lubrificação de duas maneiras distintas:

a) *Lubrificantes sólidos* – pó aplicado diretamente na superfície de saída da ferramenta antes da operação de usinagem. Geralmente é utilizado como veículo uma graxa ou um óleo viscoso. As minúsculas partículas de bissulfeto de molibdênio ( $\text{MoS}_2$ ) ou grafite, que apresentam tensões limites de cisalhamento baixas, se aderem às asperezas da superfície, reduzindo o atrito entre as superfícies metálicas.

b) *Aditivos metalúrgicos* – são elementos adicionados ao material da peça durante a sua fabricação. Normalmente são adicionados enxofre, bismuto, chumbo, manganês, telúrio ou

selênio. Estes elementos combinados normalmente formam compostos de menores resistências ao cisalhamento que a própria matriz. Nos processos de fabricação destes materiais, como no caso de aços, a desoxidação feita com o cálcio tem apresentados melhores resultados que quando feita com o silício, e influenciam nas características finais dos metais. São então produzidos os materiais chamados de corte fácil, por apresentarem melhor usinabilidade que os mesmos sem a adição destes elementos, podendo ser usinados em velocidades de corte maiores e proporcionando maiores vidas das ferramentas de corte (Pizzi et al., 1997; Klujszas e Soares, 2005). Este item será mais detalhado no próximo capítulo.

### **2.3.6 – Seleção de fluidos de corte**

A seleção de um fluido de corte adequado a uma determinada operação de usinagem não é uma tarefa simples, pois existe uma gama enorme de fluidos comercialmente disponíveis. Baseado nas características desejáveis para um fluido de corte, El Baradie (1996b) aponta alguns critérios de seleção: usinabilidade (capacidade do fluido de corte em contribuir para gerar a forma desejada, tamanho e acabamento da peça e também estender a vida da ferramenta), compatibilidade, aceitabilidade (pelo operador quanto ao odor, tato e aparência), descartabilidade (facilidade e custo para descartar o fluido), retorno financeiro (influência do fluido de corte sobre os custos de produção), ter alta condutividade térmica e alto calor específico, não deve ser inflamável, deve ser de fácil reciclagem.

Segundo Diniz et al. (2000) os principais fatores de escolha do fluido adequado são o material da peça, a severidade da operação (condições de usinagem), o material da ferramenta e a operação de usinagem.

- **Material da peça**

O aço e suas variações, incluindo aqui os do tipo inoxidável, concentram o maior volume de material usado industrialmente. Assim, todos os tipos de fluidos podem ser usados. A escolha depende da severidade da operação e da resistência do aço.

Ferro fundido cinzento, que produz cavacos de ruptura, é normalmente usinado sem lubrificação ou com aplicação de semi-sintéticos para auxiliar a remoção dos cavacos. O ferro

fundido branco exige aditivação com extrema pressão para que a ferramenta tenha maior vida útil.

Os metais não-ferrosos podem ser usinados a seco no caso de latão, bronze e cobre ou com fluidos semi-sintéticos com aditivação correta para proteção contra manchas. Alumínio, material muito dúctil, exige a utilização de fluido com boas características lubrificantes, portanto, as emulsões e as micro-emulsões são indicadas. Exceção é feita à liga alumínio-silício que tem apresentado ótimos resultados em sistemas de usinagem que utilizam fluidos sintéticos aditivados com agentes de extrema pressão.

- Material de Ferramenta

A escolha de um material de ferramenta para uma dada aplicação está ligada às tensões que provavelmente serão encontradas. Sendo assim, as ferramentas de aço-rápido e metal duro, podem ser utilizadas com qualquer tipo de óleo, desde que o mesmo apresente propriedades anticorrosivas (aço-rápido oxida com facilidade).

Variações bruscas de temperatura são prejudiciais às ferramentas de composição cerâmica à base de óxidos, portanto os fluidos de usinagem de qualquer composição não são indicados. As ferramentas com alta resistência ao calor (cerâmicas, com cobertura de óxido de alumínio, nitreto cúbico de boro e diamante policristalino) a princípio não precisam de refrigeração, mas esta algumas vezes é utilizada para evitar danos ao dimensional da peça.

- Processo de Usinagem

A severidade da operação de usinagem e as condições da máquina é que vão nortear a escolha do melhor tipo de fluido de usinagem. Fluidos com alta carga de agentes lubrificantes são indicados para operações severas (brochamento, mandrilamento, etc.), fluidos extremamente refrigerantes são indicados para operações em alta velocidade ou com alta geração de calor (retificação). Na furação profunda, quando o fluido é introduzindo por um canal interno à broca e despejado com alta pressão na superfície de folga da ferramenta, é necessário que ele possua baixa viscosidade para remover o cavaco de dentro do furo e também alguma capacidade de lubrificação. Desta forma, os fluidos aquosos com aditivos de extrema pressão são preferidos.

### **2.3.7 – Aspectos nocivos dos fluidos de corte**

Fluidos de corte estão presentes nas peças e nos cavacos, após a usinagem. Nas peças usinadas atuam principalmente com função anticorrosiva. Perdas de fluidos de corte ocorrem nos componentes das máquinas, dispositivos de fixação/manuseio, sistema de pressurização do ar e na formação de gotas e vazamentos. As perdas de fluidos de corte acima descritas são importantes e podem alcançar aproximadamente 30% do volume total utilizado (Byrne, 1996).

Durante a armazenagem e transporte dos cavacos, os principais problemas ocorrem devido ao derramamento de fluido de corte no meio ambiente, com conseqüente contaminação do solo, lençol freático e rede de coleta de esgoto (Schamisso, 1992). Em muitas empresas a armazenagem dos cavacos é feita em depósitos a céu aberto, permitindo que a água proveniente das chuvas arraste para o solo e sistemas de água fluvial e subterrâneo diversos contaminantes e compostos constituintes dos fluidos de corte que são solúveis ou emulsionáveis em água, ocasionando danos ambientais graves.

Segundo Marano (1997), a contaminação atmosférica pode causar danos mais sérios do que os imaginados, pois parte dos vapores e névoa gerada no ambiente de trabalho freqüentemente extrapolam os limites da fábrica, contaminando a atmosfera de regiões vizinhas, e em muitos casos são carregados pela água das chuvas até o solo.

Segundo Fischer et al. (1999), dioxinas são subprodutos de processos industriais que utilizam cloro e são produzidas não intencionalmente, o que representa um problema ainda mais grave, pois sua detecção é cara e difícil, e o controle de sua emissão é praticamente inexistente. As dioxinas são formadas durante o processo de combustão em que carbono orgânico, cloro e metais estão presentes ou então em reações orgânicas envolvendo a síntese de compostos clorados aromáticos.

Os problemas ocasionados em decorrência da utilização de fluidos de corte muitas vezes são complexos e de difícil solução. A tabela 2.1 traz um resumo dos principais aspectos nocivos provocados pelo uso de tais produtos, segundo Dias (2000).

Tabela 2.1 – Principais riscos ambientais decorrentes do uso, manuseio e descarte de fluidos de corte utilizados nos processos de usinagem (Dias, 2000).

<b>Atividade</b>	<b>Aspectos Ambientais</b>	<b>Impacto no ambiente</b>
Armazenagem	Vazamento de resíduos líquidos.	Poluição do solo e corpos d'água.
Preparação do fluido de corte (emulsão).	Contato com pele do operador e inalação de vapores.	Doenças respiratórias e de pele.
Etapas do sistema produtivo.	Respingos e contato com a pele do operador. Vazamentos para rede de coleta de esgoto. Formação de névoa e vapores. Formação de lamas de retificação.	Diversas doenças e irritações de pele (dermatites e eczemas) do operador e doenças respiratórias. Contaminação de rios e solos.
Armazenagem, transporte e descarte de cavaco como sucata para fundição.	Vazamentos de fluidos de corte em terrenos e estradas. Emissões de gases tóxicos na atmosfera.	Contaminação de rios, solos e ar atmosférico.
Armazenagem e descarte de resíduos de fluido de corte.	Vazamentos de resíduos para o meio ambiente. Eliminação de resíduos em local não autorizado.	Contaminação de rios e solos.

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

O contato prolongado de fluidos de corte com o trabalhador no chão de fábrica através de respingos e inalação de vapores e névoa, entre outros, tem mostrado causar diversos tipos de problemas relacionados à saúde. Os componentes dos fluidos, assim como os aditivos, biocidas, fungicidas, produtos de reações e impurezas podem causar diversos tipos de doenças de pele como dermatite, inflamações cutâneas, hiper-pigmentação, alergias e outras irritações (El Baradie, 1996; Byrne, 1996; Rossmore, 1995). Névoa e vapores gerados durante a utilização de fluidos de corte na usinagem, inalados pelos operadores, podem causar diversos tipos de doenças respiratórias, irritações nas mucosas do nariz, garganta e olhos. Alguns aditivos usados na formulação dos fluidos de corte são suspeitos de serem cancerígenos. Os vapores são gerados no contato dos fluidos de corte com superfícies quentes da peça trabalhada, da ferramenta ou do cavaco (Marano, 1997; Ball, 1997).

### 2.3.8 – Descarte de fluidos de corte

A utilização dos fluidos de corte tem sido muito questionada ultimamente, devido aos seus efeitos indesejáveis. Os custos relativos aos fluidos de corte (aquisição, armazenamento, manutenção e despejo), o perigo à saúde humana e a pressão de uma legislação cada vez mais severa com os descartes industriais, têm obrigado as empresas a se aprofundarem nas questões de compatibilidade ambiental das suas produções (Heisel e Lutz, 1998). Citando a Alemanha como exemplo, em 1997, foram consumidos cerca de 800.000 toneladas de meios de refrigeração e lubrificação de corte (Novaski e Dörr, 1999a). Os custos relacionados aos fluidos de corte, apesar de serem relegados a um segundo plano, são importantes e significativos. Estes custos referem-se a: custos fixos de sistemas de refrigeração, aquisição e armazenamento dos fluidos, e, após o uso, os custos relativos ao tratamento e eliminação dos resíduos nocivos ao meio ambiente. Além disso, deve-se considerar também a manutenção dos sistemas de armazenamento dos fluidos e o consumo de energia associado (Novaski e Dörr, 1999a). Os gastos com os sistemas de refrigeração podem representar 17% do custo total de fabricação, ao passo que os gastos relativos à ferramenta representam apenas de 2 a 4%. A figura 2.9 mostra comparativamente os custos de fabricação na produção de cilindros.

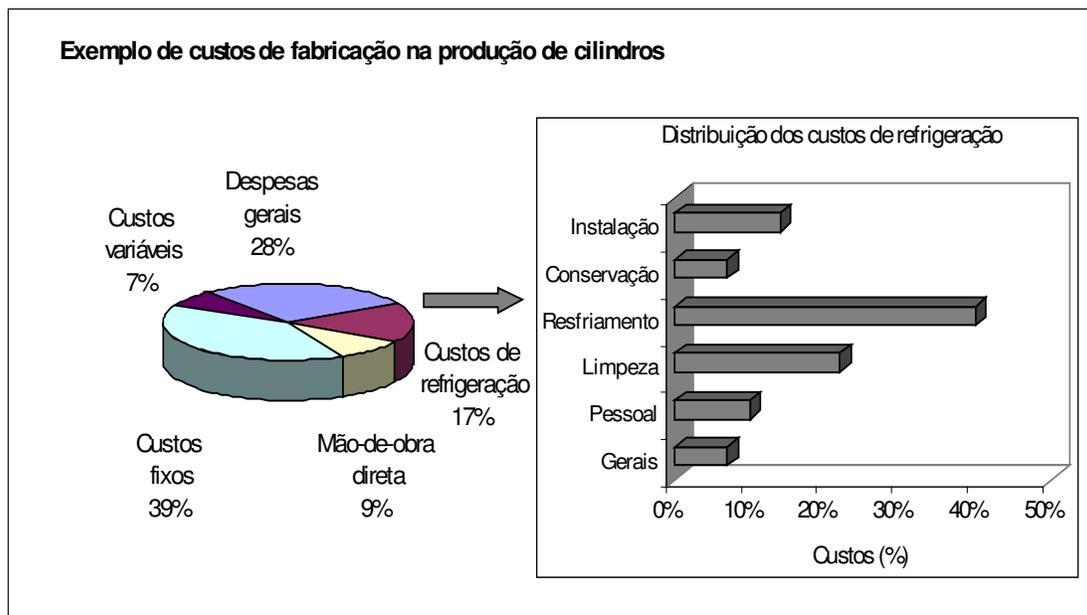


Figura 2.9 – Comparativo dos custos de refrigeração nos custos de fabricação (fonte: Daimler Benz AG, Gühring) (Novaski e Dörr, 1999a).

Os fluidos de corte possuem vida limitada, no fim da qual devem ser substituídos. A manutenção e o tratamento durante o período de utilização são fundamentais para manter suas propriedades e características adequadas por mais tempo. Durante este intervalo são realizadas avaliações periódicas de modo a controlar a qualidade do produto. Pelas leis brasileiras, o descarte de fluidos de corte solúveis não pode ser feito em esgotos ou cursos de água (Da Silva e Bianchi, 2000).

Durante o uso, os componentes dos fluidos de corte (inibidores de ferrugem, aditivos EP, emulsificadores, etc.) são esgotados com taxas diferentes através do ataque de bactérias, evaporação, reação com elementos na água ou no metal, retirados nas peças ou por volatilização devido à temperatura e pressão. As mudanças na composição que estes efeitos acarretam devem ser corrigidas para que o fluido mantenha o desempenho necessário (Sheng et al., 1997). Segundo Takahashi (2005) o processo de deterioração da emulsão pode ser dividido em 6 etapas: degradação do emulsificante acompanhada por uma instabilidade e separação do óleo, aumento da corrosão, mau cheiro, queda do pH, queda nos níveis de componentes específicos e acúmulo de biofilme microbiano. Portanto, a manutenção dos fluidos de corte é um fator crítico para mantê-los trabalhando com eficiência. O pH e a concentração do fluido devem ser monitorados regularmente de maneira a mantê-los dentro do especificado. Após cada inspeção deve-se adicionar água ou concentrado na emulsão ou solução para manter os valores especificados. Caso haja a formação de espuma a dureza da água deve ser medida. Neste caso deve-se adicionar antiespumante ou endurecedor para a água. A ocorrência de *tramp oil*<sup>1</sup> também deve ser monitorada. Caso ocorra, o *tramp oil* deve ser removido sugando-se a superfície do reservatório com aspirador a vácuo ou remover com *skimmer*<sup>2</sup> ou centrífuga. A máquina e o reservatório devem ser mantidos limpos para evitar a recirculação de muitas partículas que podem consumir os aditivos de extrema pressão e destruir a capacidade de lubrificação do fluido. Isto mantém o fluido limpo e minimiza a frequência de descarte. A aplicação de biocidas nas instalações de fluidos (tanques, tubulações) deve ser feita para o controle da contaminação e para evitar que ela prolifere (Takahashi, 2005).

---

<sup>1</sup> *Tramp oil* é a mistura de óleo do sistema hidráulico da máquina com o fluido de corte devido a vazamentos. O *tramp oil* prejudica a emulsão nos seguintes aspectos: desempenho de corte, corrosão, odor (cheiro de enxofre devido às bactérias anaeróbicas) e estabilidade.

<sup>2</sup> *Skimmer* é um recolhedor de óleo tipo vertedouro

## **2.4 – USINAGEM SEM FLUIDO DE CORTE E COM MÍNIMA QUANTIDADE DE FLUIDO (MQF)**

Como mencionado anteriormente, os custos referentes aos fluidos de corte, o perigo à saúde do operador e a crescente severidade da legislação quanto aos descartes industriais, têm pressionado as indústrias a reverem suas produções, compatibilizando-as com as exigências da sociedade. Uma das formas pesquisadas para reduzir a utilização de fluidos de corte é a usinagem sem fluido, também chamada de usinagem a seco, em que os fluidos de corte são eliminados do processo. Obviamente, a não utilização de fluidos de corte retira da usinagem os seus benefícios, que são: a lubrificação, a refrigeração e a remoção dos cavacos gerados. Por isso, a utilização da usinagem a seco deve ser analisada para cada caso específico. Uma outra alternativa é a utilização da técnica de Mínima Quantidade de Fluido (MQF), também chamada de Mínimo Volume de Óleo (MVO), em que uma pequena quantidade de óleo de corte é pulverizada na região de corte, que tem como objetivo lubrificar e reduzir o atrito ferramenta-peça.

Estas duas alternativas têm suas vantagens e suas limitações. Neste tópico, serão apresentadas as duas técnicas, suas características, vantagens e desvantagens. Assim, o presente tópico está dividido em três tópicos:

- A usinagem sem fluido.
- A usinagem com Mínima Quantidade de Fluido (MQF).
- Aspectos dos perigos à saúde.

### **2.4.1 – Usinagem sem fluido de corte**

Com relação à saúde do ser humano, o manejo dos fluidos de corte faz com que o fluido tenha contato com a pele do operador. Isto pode provocar alergias e, em casos mais graves, dermatites e erupções na pele. Os vapores dos constituintes dos fluidos de corte podem provocar irritação nos olhos, problemas no estômago e nos pulmões. Em pessoas sensíveis e/ou com a saúde debilitada, a exposição aos constituintes voláteis pode predispô-las ao desenvolvimento de câncer. Externamente ao ambiente industrial, o descarte inadequado dos fluidos de corte causa a contaminação do solo e dos recursos hídricos, com conseqüências altamente nocivas aos seres vivos e seus ecossistemas (Queiroz et al., 1999). Este conjunto de situações, além do aspecto de

aumento dos custos de produção, torna cada vez mais indesejável o uso de fluidos de corte na produção. Várias formas de solução estão sendo pesquisadas para reduzir os inconvenientes do uso dos fluidos de corte. Entre elas consta a substituição da emulsão por óleos sintéticos solúveis na água, a crescente aplicação da usinagem a seco e a composição específica de óleos e concentrados para trabalhos em metal.

Se a usinagem a seco por um lado resolve os problemas expostos anteriormente, por outro lado, elimina dos processos de corte a influência positiva dos fluidos de corte na usinagem. As principais funções dos fluidos de corte são: (1) lubrificação da região de corte, reduzindo o atrito; (2) retirar calor na zona de corte (efeito refrigerante) e (3) auxiliar a remoção do cavaco (limpeza). A falta de lubrificação faz o atrito aumentar e como consequência, aumenta o desgaste abrasivo e de adesão da ferramenta. Outro efeito danoso é o aumento da temperatura que, com a ausência de refrigeração, influencia o comportamento térmico da máquina-ferramenta, prejudicando a precisão geométrica e dimensional das peças, além de diminuir a dureza da ferramenta e com isso, incentivar o desgaste (Klocke et al., 1998). O auxílio à remoção de cavacos é particularmente importante nos processos fechados, como na furação. A não remoção dos cavacos provoca o entupimento dos canais da broca, prejudicando o acabamento superficial do furo, que num caso mais extremo, pode provocar a quebra da broca (Machado et al., 2000, Novaski e Dörr, 1999a).

Como aspectos positivos do corte sem fluido pode-se citar a diminuição do choque térmico, a diminuição das trincas e dos lascamentos principalmente no corte interrompido (Klocke et al., 1997). O cavaco obtido já está seco e pronto para ser vendido ou reciclado, ao contrário do cavaco molhado que requer processamento e filtração (Klocke et al., 1998).

Devido a estes fatores a utilização da usinagem a seco deve ser analisada para cada caso específico, considerando-se as vantagens técnicas e econômicas relativas ao processo, ao material da peça e ferramenta. O desenvolvimento de materiais para ferramentas de corte, com elevada resistência ao desgaste, como o PCBN (Nitreto de Boro Cúbico Policristalino), por exemplo, aliado ao desenvolvimento contínuo das máquinas-ferramentas, tem possibilitado uma elevada capacidade de corte de metais, utilizando-se altas velocidades de corte e de avanço.

Segundo Novaski e Dörr (1999a), a usinagem a seco necessita de novas soluções no sistema ferramenta-máquina-peça-processo, conforme discriminado abaixo:

- **Ferramentas:** - Emprego de materiais mais adequados; adequação da geometria da ferramenta; revestimentos.

- **Máquina:** - Construção adequada; adequação às fontes de calor.

- **Materiais:** - Materiais desenvolvidos para usinagem a seco; adição de elementos que melhoram a usinabilidade.

- **Processo:** - Modificação dos parâmetros de usinagem; substituição de processos; usinagem quase a seco.

A seguir será feito um breve resumo de cada um dos itens acima citados.

#### **a) As ferramentas de corte na usinagem a seco.**

##### *i) Materiais de ferramentas*

Na usinagem a seco ocorre um intenso aumento da temperatura na área da aresta de corte da ferramenta. Isto causa um amolecimento do material da peça, levando a uma redução das forças de corte (sob este aspecto a usinagem a seco em materiais endurecidos é beneficiada). Porém, a ferramenta deve apresentar elevada dureza a quente e elevada resistência ao desgaste a quente. Neste caso, as ferramentas de aço-rápido são inadequadas, pois a partir de 400°C começam a perder dureza, como mostra a figura 2.10. Os metais duros classe P, que apresentam altos teores de carboneto de titânio (TiC) e carboneto de tântalo (TaC), têm melhorado sua dureza a quente e resistência à oxidação e difusão. No entanto, possuem baixa tenacidade, quando comparados com outros metais duros da mesma classe com menor teor destes carbonetos. A tenacidade destes metais duros tem sido melhorada através de uma estrutura granular mais fina, com alto teor de cobalto.

Os materiais cerâmicos para ferramentas apresentam boa dureza a quente, mas sua utilização é limitada pela baixa tenacidade, devido à tendência de lascamentos e quebras. O diamante policristalino (PCD) pode ser utilizado na usinagem de alumínio e metais não ferrosos, pois além de sua alta dureza, apresenta baixa tendência à aderência. Não deve ser usado na usinagem de metais ferrosos ou ferros fundidos, devido ao fato de que o diamante reage com o ferro a temperaturas moderadas (de 700 a 800° C), favorecendo um elevado desgaste da ferramenta por difusão (Diniz, et al., 2000; Sreejith & Ngoi, 2000). Na usinagem de aços endurecidos as ferramentas de PCBN podem ser utilizadas com sucesso.

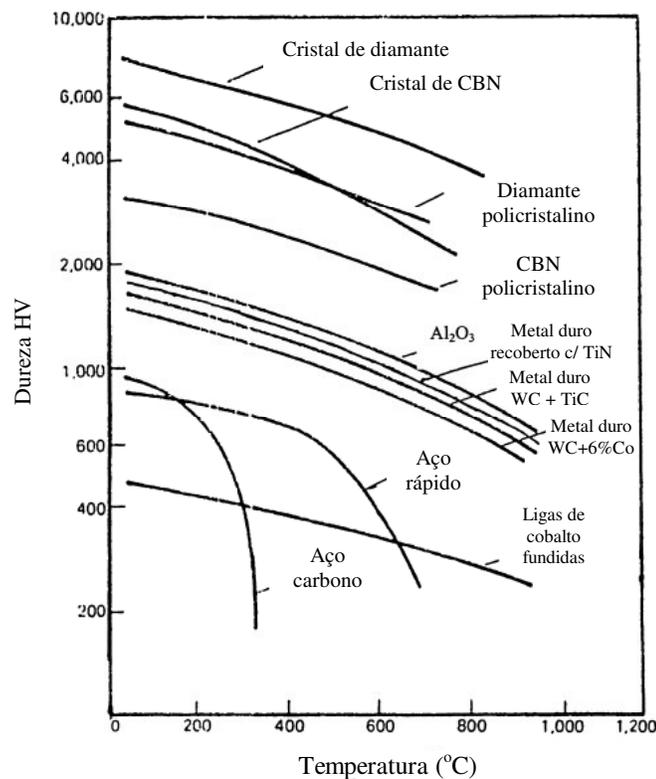


Figura 2.10 – Dureza a quente para alguns tipos de materiais de ferramenta (Almond, 1981, apud Sreejith & Ngoi, 2000).

## ii) Geometria da Ferramenta

Novaski & Dörr (1999a) e Sreejith & Ngoi (2000) recomendam a utilização de ângulo de saída maior (positivo), visando manter uma menor temperatura na zona primária, reduzindo o trabalho de corte. No entanto, estas geometrias extremamente positivas só podem ser utilizadas em metais duros com grãos finos ou ultrafinos, com tamanhos de grãos da ordem de 0,3 a 0,8  $\mu\text{m}$ .

Obviamente, a utilização desta geometria positiva deve ser analisada, em função da sua aplicação. No torneamento de aço endurecido, por exemplo, a geometria positiva não é recomendada, pois fragiliza a aresta de corte, favorecendo a ocorrência de lascamentos e quebras, devido aos esforços de corte desenvolvidos nesta operação.

### *iii) Revestimentos*

Desde os anos de 1970 muitos desenvolvimentos foram feitos nos revestimentos de ferramentas que aumentaram a vida da ferramenta e também propiciaram o aumento da velocidade de corte (Sreejith & Ngoi, 2000). Estes revestimentos podem aumentar a vida de várias maneiras; eles podem diminuir o desgaste tanto mecânico quanto químico. Além disso, eles podem fornecer uma superfície de alta resistência à micro fratura, contendo a propagação das trincas superficiais através da ferramenta. Ferramentas de metal duro são tradicionalmente recobertas através de deposição química de vapor (CVD – *Chemical Vapour Deposition*). Devido à alta temperatura durante o processo (aproximadamente 1000° C), o substrato pode perder um pouco da sua resistência à fratura, uma propriedade necessária para um bom desempenho no fresamento (Nordin, et al., 2000). Devido a isto, tem crescido o interesse na deposição física de vapor (PVD – *Physical Vapour Deposition*) para a aplicação da cobertura. O processo PVD oferece uma temperatura de deposição menor (tipicamente de 200 a 500° C). Além disso, uma aresta de corte mais afiada pode ser mais facilmente obtida através da aplicação da cobertura no processo PVD que no processo CVD. Coberturas PVD têm evoluído e, através do processo PVD são aplicadas coberturas de nitreto de titânio (TiN), nitreto de cromo (CrN), nitreto de háfnio (HfN), nitreto de alumínio titânio (TiAlN), carboneto de titânio (TiC) e carbonitreto de titânio (TiCN).

O objetivo do emprego de revestimentos em ferramentas de corte é, em primeiro lugar, aumentar a dureza comparativamente à dureza do substrato e, portanto, possibilitar a redução do desgaste abrasivo. Os objetivos adicionais com referência ao substrato são a redução da tendência de aderência, o que resulta em redução do desgaste por aderência e do coeficiente de atrito e, conseqüentemente, em forças e temperaturas de corte mais baixas. Os revestimentos que têm uma condutividade térmica reduzida podem atuar como um isolante térmico e podem influenciar

positivamente a distribuição da temperatura no substrato. Todas estas propriedades permitem aumentar as velocidades de usinagem e/ou melhorar a vida da ferramenta (Abele & Dörr, 2002). A tabela 2.2 resume os requisitos necessários a um revestimento de ferramenta e sua consequência no processo de usinagem.

Tabela 2.2 – Requisitos dos revestimentos para a usinagem de metais (Abele & Dörr, 2002).

<b>Requisitos</b>	<b>Consequência no processo de usinagem</b>
Elevada dureza	Redução do desgaste abrasivo
Baixo atrito	Redução do desgaste por aderência Redução das forças de corte Redução da temperatura de corte
Menor transferência de calor	Manutenção da camada de isolamento térmico Redução da temperatura da ferramenta

Os materiais de revestimento relevantes para ferramentas de corte podem ser divididos por suas propriedades em revestimentos endurecidos e revestimentos de redução de atrito. Este último inclui tanto os conhecidos revestimentos de materiais macios quanto os revestimentos endurecidos modificados. Os revestimentos endurecidos apresentam elevada dureza, frequentemente maior que 2.500 HV. A tabela 2.3 mostra as características dos revestimentos mais utilizados em ferramentas de corte.

Segundo Abele & Dörr (2002) os revestimentos de materiais endurecidos são principalmente aqueles constituídos por nitretos (TiN – nitreto de titânio; TiCN – nitreto de carbono titânio; TiAlN – nitreto de alumínio-titânio e CBN – nitreto cúbico de boro) e Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> – Óxido de alumínio, PCD – diamante policristalino e Alfa C:H.

Os revestimentos de materiais redutores de atrito são, geralmente, sistemas de revestimentos baseados em um revestimento de material endurecido sobre o qual é aplicado um revestimento de material macio, visando a redução do atrito para permitir a usinagem a seco, ou pelo menos, usinagem com mínima quantidade de fluido (MQF). Como exemplo destes materiais, podem ser citados:

- MoS<sub>2</sub> – bissulfeto de molibdênio
- WC/C – carbono metálico, revestimento de material antiatrito, que combina valores baixos de atrito (aproximadamente 0,2) com alta dureza.

Tabela 2.3 – Características dos revestimentos aplicados a ferramentas de corte (Abele & Dörr, 2002).

Revesti-mento	Cor	Espes-sura (µm)	Dureza (HV)	Temp. máxima (°C)	Aço (µm)	W/mk (λ)	Observações
<b>Sistemas de revestimentos de materiais endurecidos</b>							
<b>TiN</b>	Doura-do	1 a 5	2.200 a 2.700	450	0,4	70	Alta dureza, alta resistência à abrasão. Baixa tenacidade, baixa dureza a temperaturas elevadas.
<b>TiCN</b>	Cinza-violeta	1 a 5	2.800 a 3100	400	0,25 a 0,3	100	Menor coeficiente de atrito, maior tenacidade. Baixa dureza a temperaturas elevadas.
<b>TiAlN</b>	Preto-violeta	1 a 5	3.000 a 3.500	800	0,3 a 0,4	50	Camada de Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> Alta estabilidade à oxidação, alta dureza a temperaturas elevadas.
<b>Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub></b>	Preto-violeta	4 a 6	3.000 a 3.500	850	-	25	Estabilidade à oxidação, isolamento térmico Baixa tenacidade
<b>Diamante</b>	Preto-cinza	3 a 6	8.000 a 10.000	600	0,06 a 0,1	2.000	Dureza extrema. Transferência de carbono para o par de atrito. Baixa tenacidade
<b>Alpha C:H</b>	Preto-cinza	2 a 10	2.000 a 3.000	450	0,2	-	Matriz de carbono de alto entrelaçamento Transferência de carbono para o par de atrito. Baixa tenacidade
<b>Sistemas de revestimentos redutores de atrito</b>							
<b>MoS<sub>2</sub></b>	Verde oliva escuro	0,2 a 0,5	20 a 40	-	0,05 a 0,1	100	Baixo atrito. Alta taxa de remoção. Somente revestimento endurecido
<b>WC/C</b>	Cinza escuro	1 a 4	1.000	300	< 0,2	90	Estrutura lamelar. Baixo atrito. Somente revestimento duro
<b>Carboneto</b>			1.500 a 2.000				
<b>Observações:</b>							
A coluna <b>Aço</b> refere-se ao coeficiente de atrito do revestimento com o aço.							
A coluna ( <b>W/mk</b> ) refere-se à condutividade térmica do revestimento.							

Na área de revestimento os desenvolvimentos têm sido cada vez mais rápidos, surgindo a todo instante novos revestimentos, como por exemplo:

- Revestimento TiAlCN
- Revestimento com cromo e ítrio TiAlCrYN
- Revestimento multicamadas com Carbonitreto de Zircônio (ZrCN) (Berg et al., 2002).

Três camadas aplicadas pelo processo PVD têm se destacado no revestimento de ferramentas de corte: o nitreto de titânio (TiN), o carbonitreto de titânio (TiCN) e o nitreto de titânio alumínio (TiAlN). Estas camadas são caracterizadas por uma alta dureza, excelente aderência, baixa porosidade e altas estabilidades química e térmica, entre outras características (Yuhara, 2001).

O nitreto de titânio foi a primeira camada disponível comercialmente e a única durante anos. A partir da década de 90, principalmente, na Europa, outras camadas começaram a ser utilizadas em escala industrial. O nitreto de titânio possui um grande espectro de utilização pois possui um bom balanço entre propriedades como dureza, tenacidade, aderência (sobre o aço e sobre o metal duro), estabilidade química, estabilidade térmica e reduzido coeficiente de atrito (Yuhara, 2001; Diniz et al., 2000).

O nitreto de titânio alumínio é uma evolução natural da camada de TiN. Enquanto o TiN pode também ser obtido pelo processo de deposição química por vapor (CVD), o TiAlN só pode ser obtido usando processos PVD. A principal vantagem do TiAlN é a sua característica de formar um filme protetivo de  $Al_2O_3$  extremamente denso e com alta adesão em sua superfície quando ela é aquecida, aumentando a resistência à difusão e oxidação do material do revestimento na peça. A segunda grande vantagem é sua baixa condutividade térmica, que faz com que uma maior quantidade de calor seja dissipado pelo cavaco, permitindo que se utilizem velocidades de corte mais altas, pois a carga térmica no substrato é menor (Yuhara, 2001).

Enquanto o nitreto de titânio forma uma camada de estrutura simples ou monocamada, o carbonitreto de titânio normalmente possui uma estrutura mais complexa. Com o objetivo de conciliar uma boa aderência com uma alta dureza superficial, a relação entre os teores de C e N é variada de uma forma crescente durante o processo de revestimento, gerando desta forma uma superposição de 5 a 10 camadas de diferentes composições (Yuhara, 2001). As principais vantagens do TiCN são a sua elevada dureza, quando comparada ao TiN, e o seu baixíssimo coeficiente de atrito (Yuhara, 2001; Diniz et al., 2000).

Segundo Koelsch (2000) e Campos Júnior (2005) os pesquisadores têm trabalhado no sentido de descobrir meios de aumentar o conteúdo de alumínio em revestimentos de nitreto de titânio alumínio (TiAlN) através de deposição física de vapor (PVD). O alumínio no revestimento forma uma camada de óxido de alumínio muito fina e transitória à medida que a ferramenta executa o corte e se aquece. O comportamento do óxido de alumínio é o oposto ao do nitreto de titânio, carbonitreto de titânio e outros revestimentos mais comuns. Em vez de se tornar mais

condutor térmico à medida que a temperatura aumenta, o óxido de alumínio torna-se menos condutor térmico e atua como uma barreira de calor (ver figura 2.11), tendo como resultado alta dureza a quente, resistência ao desgaste e proteção térmica a altas velocidades de corte, mesmo na usinagem de materiais temperados.

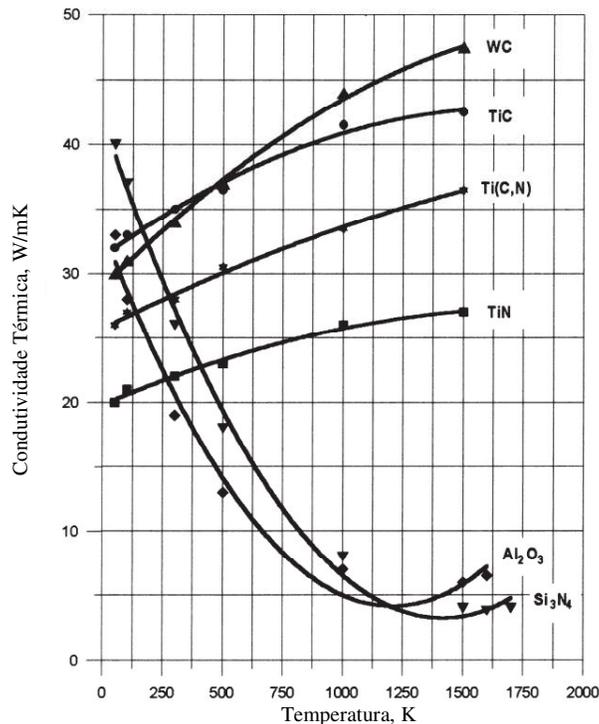


Figura 2.11 – Condutividade térmica de algumas coberturas mais comuns (Jawahir & van Luttervelt, 1993, apud Grzesik, 1999)

Um outro grupo de revestimentos aplicados por PVD são os chamados “revestimentos multicamadas”, que têm mostrado propriedades interessantes. Pesquisadores têm trabalhado nos revestimentos multicamadas feitos de camadas alternadas que têm a espessura de alguns poucos nanômetros (Koelsch, 2000). Diferentes sistemas têm sido estudados ultimamente, como por exemplo: TiN/TiCN, TiZrN, TiN/NbN e TiN/TaN. Berg et al. (2002) citam revestimento multicamada composta de nitreto de titânio (TiN), carbonitreto de titânio (TiCN), óxido de alumínio (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) e carbonitreto de zircônio (ZrCN), em aplicações de usinagem a alta velocidade (HSC, de *high speed cutting*). Segundo Campos Júnior (2005) as principais razões para adoção de multicamadas de revestimentos podem ser a diminuição da tensão interna ou a combinação de

características complementares no revestimento. Os revestimentos multicamadas evitam a propagação de trincas ao longo das interfaces entre camadas.

Na usinagem a seco os revestimentos assumem importância fundamental, devido às exigências de elevada resistência em altas temperaturas e baixo atrito. A finalidade principal destes revestimentos é aumentar a resistência ao desgaste da camada superior que entra em contato com o cavaco e a peça, sendo que o núcleo do inserto permanece com a tenacidade característica do metal duro. Com isto, consegue-se conjugar no mesmo material, características que eram inconciliáveis, quais sejam, tenacidade com resistência ao desgaste e dureza a quente.

Os insertos podem receber uma, duas ou três camadas de revestimentos e os materiais mais usados são: Carboneto de titânio (TiC), óxido de alumínio ( $Al_2O_3$ ), nitreto de titânio (TiN) e carbonitreto de titânio (TiCN). Geralmente a primeira camada é o carboneto de titânio ou o carbonitreto de titânio, que algumas vezes é a única camada de cobertura. (Diniz, et al., 2000).

No início dos anos de 1990 surgiu o revestimento de TiAlN e a resistência térmica foi muito melhorada. O revestimento geral de TiAlN tem camada única ou múltiplas. Existe ainda um revestimento denominado ZX, aplicado a brocas de metal duro, composto de milhares de camadas muito finas de TiN e AlN, depositados alternadamente. Isto significa que o revestimento ZX é um super revestimento multi-camadas. Como resultado, a camada de revestimento tem, ao mesmo tempo, dureza comparável à do CBN e a resistência térmica melhorada (Tomita, 1999).

## **b) Concepção da máquina-ferramenta para usinagem a seco**

Com a falta de fluido de corte para retirar o calor dos cavacos, estes podem aquecer localizadamente componentes da máquina-ferramenta, provocando desvios geométricos e dimensionais na peça. Por isso, as máquinas devem possuir um sistema eficiente de transporte de cavaco e as guias devem ter um sistema antifricção eficiente. Devem ser previstos também meios auxiliares para a exaustão ou aspiração dos cavacos, além de um sistema automático de medição e compensação dos desvios (Novaski e Dörr, 1999a).

Segundo Kondo (1997) alguns métodos para remoção, coleta e transporte dos cavacos por sucção já foram experimentados. A ferramenta é coberta com uma carcaça e o cavaco gerado a partir do ponto de corte é guiado para um local na carcaça para descarga por sucção, com uma pressão negativa no lado posterior da máquina. O estabelecimento adequado das condições do corte e da sucção permite a coleta de mais de 98% dos cavacos. Prevê-se um aumento do uso deste método, embora persistam alguns problemas como a interferência entre a carcaça e os dispositivos e a restrição nas condições de corte.

### **c) Materiais para usinagem a seco**

A adição de determinados elementos de liga favorece a usinabilidade de certos materiais, aumentando a possibilidade destes materiais serem usinados a seco. Segundo Diniz et al.(2000) os aços com usinabilidade melhorada podem ser de dois tipos: com inclusões não metálicas e com a introdução de chumbo.

Os aços com inclusões não metálicas são obtidos pela inclusão de enxofre em quantidade suficiente para combinar-se com o manganês e com o ferro, formando sulfetos de manganês e de ferro, que são insolúveis no aço. As inclusões de sulfeto de manganês favorecem a usinabilidade, pois causam a formação de um cavaco quebradiço e atuam como uma espécie de lubrificante, dificultando a aderência do cavaco na ferramenta e a formação da aresta postiça de corte, além de melhorar a qualidade superficial da peça. Estes aços permitem a usinagem com velocidades de corte bastante aumentadas, comparado com a usinagem de aços não resulfurados. Em alguns tipos de aço com baixo carbono, o fósforo pode ser introduzido além dos teores normais, até o limite de 0,12%. O fósforo se dissolve na ferrita, aumentando a sua dureza e resistência mecânica, melhorando sua usinabilidade, pois promove a ruptura dos cavacos e dificulta a formação da aresta postiça de corte.

Nos aços com adição de chumbo, o teor deste elemento varia de 0,15 a 0,35%. O chumbo é adicionado no aço líquido durante o vazamento nos moldes. Como o chumbo é insolúvel no aço fundido, forma-se uma fina dispersão de partículas isoladas de chumbo ou este metal forma uma película que envolve as microinclusões de sulfeto. O bismuto também tem sido utilizado para

melhorar a usinabilidade dos aços. Com a introdução de chumbo, a produção de peças de responsabilidade como bombas (aço 41L50), buchas (aço 52L100), pistões (aço 11L26), aparelhos domésticos (aço 86L20), por meio das mais diversas operações de usinagem, aumentou em alguns casos, em até 100%. As propriedades deste tipo de aço no estado temperado e revenido são comparáveis às dos mesmos aços sem o chumbo. Seu uso deve ser limitado às baixas temperaturas, pois o chumbo funde a 260° C, de modo que acima desta temperatura ocorre uma queda da resistência à tração e do limite de fadiga do aço (Diniz et al., 2000).

A adição de teores de cálcio nos aços também melhora a usinabilidade, pois reduz as condições de atrito e reduz os mecanismos de desgaste adesivo e abrasivo, facilitando a utilização de processos a seco (Novaski e Dörr, 1999a).

No próximo capítulo a inclusão de elementos visando a melhoria na usinabilidade será novamente abordada no caso específico dos aços inoxidáveis.

#### **d) Modificação dos parâmetros de usinagem**

Os parâmetros de corte na usinagem a seco devem ser analisados em cada processo isoladamente. Experimentos têm mostrado que tanto para o torneamento quanto para o fresamento, gasta-se menos energia de atrito por volume de cavaco usinado, quando se utilizam avanços mais elevados e, conseqüentemente, espessuras de corte maiores. Além disso, o equilíbrio térmico faz com que mais calor seja transferido para o cavaco. No entanto, com o aumento da espessura de corte, aumenta-se a força de corte e a solitação da ferramenta. Na furação, o aumento da velocidade de corte e do avanço diminui o tempo de fabricação e o tempo de contato ferramenta-peça. Isto significa que diminui o período em que os cavacos aquecidos são transportados pelos canais da broca. Deve ser levado em conta, entretanto, que aumenta a produção de cavaco com a elevação dos parâmetros, o que pode avolumar o problema do fluxo dos cavacos (Novaski e Dörr, 1999a).

Diniz & Micaroni (2002), também trabalhando na linha das alterações dos parâmetros de corte para usinagem sem fluido, realizaram ensaios de torneamento de aço ANBT 1045 eliminando a utilização de MQF, mantendo constante a profundidade de usinagem (1 mm) e

variando a velocidade de corte (430 e 540 m/min), o avanço (0,1 e 0,14 mm/rot) e raio de ponta (0,4 e 0,8 mm). A principal conclusão do trabalho foi que para remover o fluido de corte no torneamento em acabamento de aço ABNT 1045, sem prejudicar a vida da ferramenta e o tempo de corte e melhorando a rugosidade e o consumo de potência, é necessário aumentar o avanço e o raio de ponta da ferramenta e diminuir a velocidade de corte.

Trabalhando agora em torneamento em desbaste do aço ABNT 1045, Diniz & Oliveira (2004) procuraram encontrar condições em que a usinagem a seco conduzisse a resultados comparáveis à usinagem com fluido abundante. Para isso, realizaram vários ensaios de torneamento em desbaste variando velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e material de ferramenta (P15 e P25, triplo revestidas TiCN+Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>+TiN – CVD). Os autores concluíram que o torneamento com fluido é melhor para a vida da ferramenta e que a condição sem fluido de corte não pode ser utilizada com grande profundidade de corte. Mas se o material da ferramenta for mudado para um material mais resistente ao desgaste o torneamento sem fluido pode ser utilizado, obtendo-se resultados similares aos obtidos com a utilização de fluido de corte.

Como já afirmado anteriormente, os fluidos de corte não podem ser totalmente eliminados de certos processos de usinagem, como por exemplo, em furação em um ambiente fechado (parede do furo-ferramenta), onde se cria um ambiente complexo que, freqüentemente, conduz à dificuldade de eliminar os fluidos; ou na usinagem de alumínio e aços dúcteis, onde a não utilização de fluido de corte provoca um elevado desgaste adesivo. Nestes casos, a técnica da Mínima Quantidade de Fluido (MQF) ou mínima lubrificação tem-se mostrado uma alternativa eficiente.

#### **2.4.2 – A Mínima Quantidade de Fluido (MQF)**

A Mínima Quantidade de Fluido (MQF), também conhecida como mínima lubrificação, Mínima Quantidade de Refrigerante (MQR), Mínimo Volume de Óleo (MVO) ou ainda Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL), é uma técnica que consiste em se aplicar uma quantidade mínima de fluido (normalmente < 100 ml/h), na maioria dos casos por um jato de ar. Ou seja, uma quantidade mínima de fluido de corte é pulverizada na região de corte. Estas quantidades

mínimas de fluido são suficientes para reduzir substancialmente o atrito na ferramenta e evitar a aderência de materiais. Na verdade, ela é um elo de ligação entre a usinagem a seco e a refrigeração convencional. No caso do uso padrão de fluidos de refrigeração há uma inundação intensa da superfície usinada, enquanto que os sistemas de refrigeração de quantidade mínima colocam o lubrificante em contato apenas com a área de corte definida entre a ferramenta-peça-cavaco.

Nesta técnica a função de lubrificação é assegurada pelo óleo e a de refrigeração, principalmente pelo ar comprimido. Em relação à refrigeração convencional (abundante), Heisel et al. (1998), citam algumas vantagens:

- A quantidade de fluido utilizada é bem menor;
- Redução de custos de manutenção e descarte;
- Podem ser evitados materiais de filtragem e reciclagens da manutenção dos lubrificantes;
- As peças ficam quase secas, eliminando uma operação de lavagem subsequente;
- O baixo conteúdo de óleo que permanece nos cavacos não justifica sua recuperação;
- A aplicação de biocidas e preservativos pode ser enormemente eliminada, porque apenas a quantidade de fluido que será usada em um turno de trabalho deve ser colocada no reservatório do sistema de quantidade mínima.

A técnica de MQF já é usada com sucesso há muitos anos em vários processos de corte, serramento e conformação de metais. As suas vantagens levam à previsão de que sua faixa de aplicação seja crescente, mas apesar de tudo, as variáveis de influência a serem considerados e os efeitos sobre o resultado do processo têm sido matéria para apenas alguns poucos estudos (Heisel et al., 1998).

Os resultados mostram que a tecnologia da usinagem quase a seco já está perfeitamente apta para os processos de produção. Com o uso do MQF, as vantagens da usinagem totalmente a seco (baixo custo e produção limpa) são parcialmente atingidas. De acordo com estimativas otimistas, até cerca de 20% da usinagem será feita provavelmente ou a seco ou quase a seco nos próximos cinco a dez anos.

### **a) Tipos de sistemas de Mínima Quantidade de Fluido (MQF)**

Segundo Heisel et al. (1998), existem principalmente três tipos diferentes de sistemas de mínimo volume de óleo. No primeiro tipo estão os sistemas de pulverização de baixa pressão, em que o refrigerante é aspirado por uma corrente de ar e levado à superfície ativa como uma mistura. Esses sistemas se distinguem por um fluxo volumétrico de refrigerante de aproximadamente 0,5 a 10 litros por hora. Eles são usados principalmente para a refrigeração com emulsões, produzem uma atomização notável e somente podem ser dosados grosseiramente.

O segundo tipo de sistema usa bombas dosadoras com alimentação pulsatória de uma quantidade definida de lubrificante para a superfície ativa, sem ar. As taxas de fluxo são ajustáveis numa faixa entre 0,1 e 1 ml por ciclo, com até 260 ciclos por minuto. Estes sistemas são utilizados principalmente em processos intermitentes.

O terceiro e mais usado tipo de sistema de mínima quantidade de refrigeração é o de pressão, em que o refrigerante é bombeado para o bocal através de uma tubulação de suprimento em separado. Ali ele é misturado com o ar comprimido fornecido separadamente, de forma que as quantidades de ar e lubrificante podem ser ajustadas independentemente. Este tipo de sistema é uma alternativa particularmente interessante, porque combina a funcionalidade da refrigeração com um consumo extremamente baixo, na faixa de 10 a 100 ml/h. Ao mesmo tempo, a mistura coaxial de refrigerante e ar no bocal previne enormemente a nebulosidade. A figura 2.12 mostra um diagrama esquemático de um sistema MQF com o princípio de pressão.

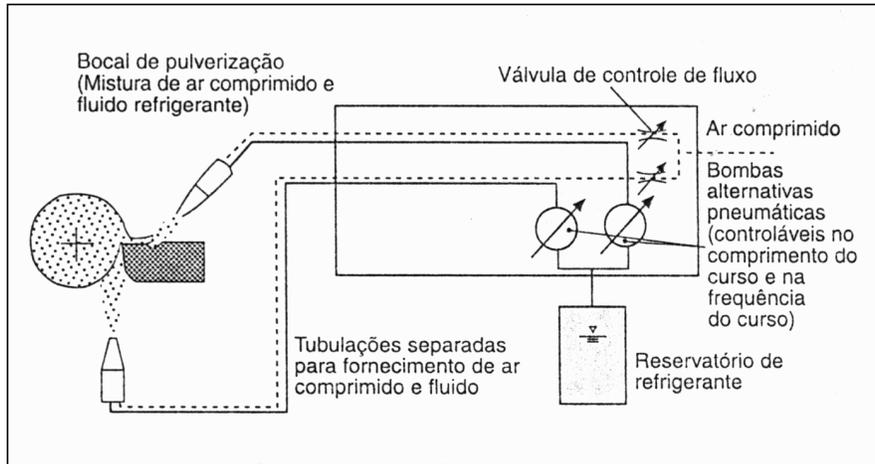


Figura 2.12 – Diagrama esquemático de um sistema de MQF com o princípio de pressão (Heisel et al., 1998).

Segundo Novaski e Dörr (1999b) os sistemas de MQF comercialmente disponíveis podem ser divididos em 2 grupos principais: injeção do refrigerante externamente, por meio de jatos separados, e internamente, através de orifícios na ferramenta. Os sistemas externos de mínima lubrificação são vantajosos porque permitem a utilização em máquinas existentes, com baixo custo e esforço. Um problema que ele apresenta consiste na adaptação da posição do injetor após a troca automática da ferramenta. A figura 2.13 mostra os grupos de sistemas MQF disponíveis comercialmente.

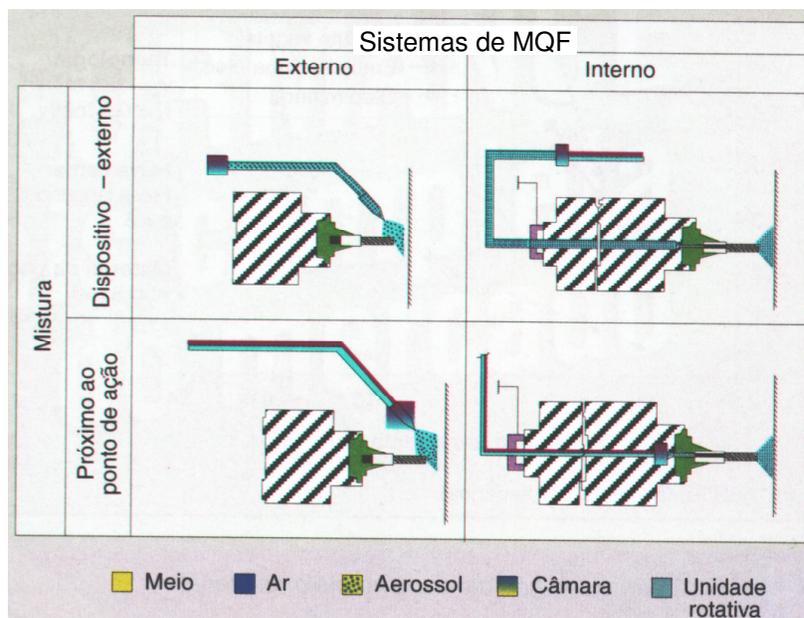


Figura 2.13 – Conceitos de sistemas de MQF (Novaski e Dörr, 1999b).

## **b) Alguns resultados experimentais**

Braga et al. (1999) experimentaram a técnica de MQF no processo de furação de liga de Alumínio-Silício (SAE 323) com broca inteiriça de metal duro tipo K10 de diâmetro 10 mm. Nestes ensaios foram utilizadas duas condições de corte: MQF com vazão de 10 ml/h e com óleo emulsionável abundante. Os parâmetros de corte foram os seguintes: velocidade de corte de 300 m/min; avanço de 0,1 mm/volta; velocidade de avanço de 995 mm/min. Foram medidos o desgaste de flanco médio ( $VB_B$ ) da broca, o momento torçor, a potência de corte e a força de avanço, em relação ao comprimento de avanço. Foram verificados também as dimensões dos furos, a circularidade e a rugosidade média. Pode-se destacar os seguintes resultados e observações deste trabalho:

- A potência de corte permaneceu sempre maior quando se utilizou a lubrificação com óleo emulsionável, comparada com a condição com MQF, devido ao maior poder de refrigeração do óleo abundante, o que fez com que o material mantivesse sua dureza e resistência ao corte.

- Na condição MQF (10 ml/h) o desgaste é ligeiramente menor que na condição com óleo emulsionável abundante, mostrando que o óleo em abundância não diminui o desgaste da ferramenta, isto é, uma pequena quantidade de óleo já é suficiente para lubrificar a região de corte e evitar um maior crescimento do desgaste.

- A rugosidade média ( $R_a$ ) foi igual para os dois sistemas de lubrificação. Para a condição com MQF observou-se uma superfície da parede do furo homogênea e bem caracterizada pelo avanço da ferramenta, o que não ocorreu para a condição de lubrificação abundante.

Segundo Novaski e Dörr (1999b), em testes realizados no fresamento de liga de alumínio (AlZnMgCu1,5) obteve-se excelentes resultados utilizando a técnica de MQF. Foram ensaiadas quatro condições de corte: a seco, com MQF (vazões de 10 ml/h e 40 ml/h) e com fluido de corte abundante. Os parâmetros de corte foram: velocidade de corte de 1005 m/min; avanço por dente de 0,21 mm/v e profundidade de corte de 6 mm. Foram utilizadas fresas de metal duro classe K40, de diâmetro 16 mm. Na usinagem do alumínio a largura da aresta postiça de corte é um critério relevante de desgaste da ferramenta. Os resultados dos testes mostraram que a largura da aresta postiça de corte foi de 2,9 mm na usinagem a seco, o que causou uma qualidade

insatisfatória da peça. Com a técnica de MQF obteve-se resultados satisfatórios, pois para uma vazão de 10 ml por hora, as adesões de alumínio na aresta de corte foram praticamente evitadas.

Heisel et al. (1998) realizaram ensaios de torneamento de aço DIN 100Cr6 (AISI L3) utilizando três condições de corte: a seco, com MQF e com refrigeração abundante. Foram utilizados insertos de metal duro revestidos com TiN, tendo o éster como fluido de corte e os parâmetros de corte foram: velocidade de corte de 200 m/min; avanço de 0,25 mm/v e profundidade de corte de 1 mm. A geometria da ferramenta e a dureza do material não foram informadas. A ferramenta resfriada e lubrificada com a mistura de óleo e ar apresentou uma vida cerca de 10% maior do que a que recebeu fluido em abundância. Em comparação com o corte a seco, este valor aumenta em até 14%.

As condições ideais para usinagem com MQF, segundo Novaski e Dörr (1999b), são encontradas nos casos em que o aço tem poucos elementos de liga e resistência à tração entre 500 e 800 N/mm<sup>2</sup>. Porém, a formação de cavacos em fitas pode ser um fator limitante para os aços dúcteis. Ensaios realizados no fresamento de pás de turbina fabricadas em aço St 12, utilizando a técnica de MQF, mostraram bons resultados. Anteriormente, a usinagem deste material era feita com refrigeração abundante e utilizando ferramentas sem revestimentos. O processo foi alterado para a condição a seco. Nestes ensaios foram mantidos os parâmetros da usinagem a seco e utilizadas ferramentas revestidas de diferentes fabricantes. Com a utilização da técnica de MQF, a vida da ferramenta teve um aumento de até 200% em relação à usinagem sem fluido.

No fresamento de topo do aço SAE 1040 com fresa de aço rápido Schroeter et al. (2000) procuraram comparar as seguintes condições de lubrificação/refrigeração: sem fluido, emulsão e a técnica de MQF (óleo mineral e vegetal). Na condição sem fluido o desgaste na superfície de saída e na superfície de folga da ferramenta cresceu rapidamente em função do volume de material usinado. A emulsão proporcionou uma vida de ferramenta curta. A técnica de MQF apresentou bons resultados aumentando a vida da ferramenta em relação aos outros métodos de lubrificação/refrigeração, com destaque para o óleo vegetal.

Diniz et al. (2003) realizaram ensaios de torneamento em aço ABNT 52100 (aproximadamente 60 HRC) com ferramenta de PCBN comparando o desempenho do processo

em relação à rugosidade da peça e desgaste da ferramenta em três regimes de refrigeração: sem fluido de corte, com MQF e com fluido emulsionável em abundância. A faixa de variação da velocidade de corte foi de 110 - 175 m/min. Os resultados indicaram que tanto a rugosidade, como o desgaste da ferramenta, na condição sem fluido de corte foi a que apresentou melhor desempenho, seguida pela condição MQF e pelo fluido emulsionável respectivamente.

Scandiffio (2000) comparou a utilização de fluido em abundância, MQF e o corte sem fluido, no torneamento de aço ABNT 1045 em operação de acabamento com ferramentas de metal duro revestidas, mantendo avanço (0,15 mm/rev.), profundidade de usinagem (0,7 mm) e raio de ponta (0,4 mm) constantes e alterando a velocidade de corte (360, 445 e 530 m/min). Os resultados demonstraram que a vida da ferramenta foi maior quando se utilizou fluido de corte em abundância, seguida pelo corte a seco e pela MQF. Este resultado foi associado à dificuldade do fluxo ar/óleo atingir a zona de corte devido à alta velocidade de corte e o sentido de fluxo de ar/óleo ser contrário ao sentido de rotação da peça. Neste caso a utilização de MQF não apresentou vantagens, mesmo quando comparada com o corte sem fluido.

Rael & Diniz (2004) realizaram ensaios de fresamento em desbaste de aço endurecido (dureza  $52 \pm 1$  HRC) sob três condições de refrigeração/lubrificação: sem fluido, com emulsão a 3% em abundância e a técnica de MQF, com vazão de 14 ml/h. Os autores verificaram que a utilização de MQF proporcionou vida bem maior da ferramenta que o corte sem fluido e, por sua vez, o corte sem fluido apresentou vida da ferramenta maior que o corte com fluido em abundância. Concluíram ainda que a utilização de MQF gerou um menor consumo de potência que o corte sem fluido e o corte com emulsão em abundância.

### **2.4.3 – Aspectos dos perigos à saúde ligados à utilização da MQF**

O óleo pode se tornar perigoso ao entrar em contato com o ser humano. As formas possíveis de sua assimilação pelo homem são: pelo estômago – sistema digestivo (assimilação oral); pelos órgãos respiratórios e pela pele e membranas mucosas. No caso da MQF é muito importante o aspecto da assimilação do refrigerante pelas vias respiratórias, enquanto que o

perigo à saúde causado pela assimilação oral é similar ao causado por outras tecnologias de refrigeração (Heisel e Lutz, 1998).

Os sistemas de MQF formam uma névoa de óleo gerada pela mistura ar-óleo para a lubrificação da região de corte. O vapor de óleo é quase que somente desenvolvido por motivos térmicos, porque todos os óleos usados neste caso têm baixa vaporização. As partículas da névoa de óleo que atingem a área de corte são parcialmente projetadas sobre os cavacos e sobre a aresta de corte fortemente aquecidos. As temperaturas são elevadas até 800° C em pastilhas de carboneto e uma parte do óleo é queimada, o que se torna evidente pelos cavacos fumegantes e pela fumaça na ferramenta (Machado et al., 2000). Além disso, durante a atomização do óleo é utilizada uma linha de ar comprimido que funciona intermitentemente durante todo o processo. Essas linhas de ar geram um ruído (maior que 80 dB) que geralmente ultrapassa os limites admitidos pelo ouvido humano. Além de afetar a saúde, o ruído polui o ambiente e prejudica a comunicação (Machado et al., 2000; Diniz et al., 2000)

Segundo Heisel e Lutz (1998) os danos ao organismo humano somente podem ser causados pelas partículas que são capazes de entrar e permanecer nos pulmões (as chamadas “partículas respiráveis”), cujo diâmetro varia de 0,5 a 5  $\mu\text{m}$ . As partículas maiores não passam além do nariz, que age como um filtro, e a maioria das que têm diâmetro menor que 0,5  $\mu\text{m}$  é expelida em grande quantidade, juntamente com o ar anteriormente inalado. Somente partes da névoa e da fumaça de óleo pertencem ao grupo das partículas respiráveis, havendo quem as considere como relativamente não prejudiciais, porque não há registro de danos ao sistema respiratório mesmo que as concentrações sejam mais altas, de alguns gramas por metro cúbico. Na Alemanha, no entanto, isto vai contra as recomendações do Instituto para Segurança Industrial da Associação Profissional, de que a concentração máxima total de névoa de óleo e de vapor de óleo seja de 20  $\text{mg}/\text{m}^3$  e de que a concentração individual de névoa de óleo não exceda 5  $\text{mg}/\text{m}^3$ . Porém, a geração da névoa é inerente ao sistema de MQF. Embora os dados disponíveis referentes aos efeitos danosos da MQF sejam insuficientes, parece ser grande o potencial de riscos à saúde de operários, tornando-se necessário realizar pesquisas mais aprofundadas nesta área.

De qualquer maneira, já existem várias possibilidades para reduzir o impacto ambiental da aplicação de sistemas de MQF, como por exemplo:

- Usar refrigerantes com vaporização e atomização mais baixas ou adicionar ao óleo básico os chamados aditivos anti-névoa, visando gerar gotas de refrigerantes com diâmetros maiores.

- Usar bocais especiais que envolvam o jato pulverizado com um fluxo de ar, de maneira que possa ser evitada a mistura do jato pulverizado com o ar ambiente.

- Usar sistemas de sucção especiais diretamente na área de processamento ou na filtragem de todo ar ambiente.

Outro aspecto importante é a utilização de substâncias não danosas ao meio ambiente, como por exemplo, produtos vegetais, que também evitam danos no ambiente da usinagem (Novaski e Dörr, 1998b).

No próximo capítulo serão feitas novas considerações sobre os fluidos de corte no fresamento e na usinagem de aços inoxidáveis, que são objetos de estudo do presente trabalho.

## Capítulo 3

### Aços inoxidáveis

#### 3.1 – Propriedades do material

##### a) Definição

No início do século XX, metalurgistas notaram que o oxigênio tinha uma maior atração pelo cromo do que pelo ferro e decidiram adicionar o elemento cromo ao aço. Estudos comprovaram que quando se adiciona pelo menos 10% de cromo ao aço, este elemento se une ao oxigênio para formar uma fina, contínua e transparente camada sobre a superfície do aço, que previne contra a ferrugem, pois impede a oxidação adicional. Esta camada transparente se recompõe quando a superfície sofre algum dano, como riscos, desgaste ou amassamento (AK Steel Corporation, 2004). Esta grande resistência ao ataque químico, comum a todos os aços inoxidáveis, é uma propriedade que também é chamada de passividade – que consiste da formação de uma camada contínua, fina e impermeável de óxido crômico que protege o material subjacente contra o ataque corrosivo (AB Sandvik Coromant, 2001).

Os aços inoxidáveis são ligas a base de ferro que contém um mínimo de aproximadamente 11% de cromo como principal elemento de liga (ASM Handbook, 1997). São aços em que não ocorre oxidação em ambientes normais. Alguns aços inoxidáveis possuem mais de 30% de Cromo ou menos de 50% de Ferro. Alguns outros elementos como níquel, molibdênio, cobre, titânio, alumínio, silício, nióbio, nitrogênio e selênio podem ser adicionados para a obtenção de características mecânicas particulares.

## b) Classificação

Existem mais de 250 tipos diferentes de aços inoxidáveis. Esta grande variedade de graus de aços inoxidáveis é dividida em 5 classes ou famílias principais (AK Steel Corporation, 2004). Quatro destas famílias são baseadas na estrutura cristalográfica e microestrutura da liga e são: martensíticos, ferríticos, austeníticos e duplex (austenítico e ferrítico). A quinta família, que envolve as ligas endurecíveis por precipitação, é baseada no tratamento térmico utilizado, ao invés da microestrutura (ASM Handbook, 1997). A seguir faz-se uma breve descrição destas cinco famílias e suas características principais, de acordo com ASM Handbook (1997).

- **Martensíticos:** os aços inoxidáveis martensíticos são ligas Fe-Cr-C que possuem uma estrutura cristalina martensítica na condição endurecida (tetragonal de corpo centrado). São ferromagnéticos, podem ser endurecidos por tratamento térmico e resistentes à corrosão somente em meios de média agressividade. O conteúdo de cromo é, geralmente, situado entre 10,5 e 18% e o conteúdo de carbono não pode ser superior a 1,2%. O aumento no teor de carbono aumenta a resistência, mas diminui a ductilidade e a tenacidade. Os conteúdos de carbono e cromo são balanceados para garantir uma estrutura martensítica. Alguns elementos como nióbio, silício, tungstênio e vanádio são, às vezes, adicionados para modificar o comportamento do aço durante o revenimento. Pequenas quantidades de níquel podem ser adicionadas para melhorar a resistência à corrosão. Da mesma maneira, enxofre e selênio podem ser adicionados para melhorar a usinabilidade.

- **Ferríticos:** são ligas de Fe-Cr, de estrutura cristalina cúbica de corpo centrado (ccc). Seu conteúdo de cromo se situa na faixa de 11 a 30%. Alguns graus podem conter molibdênio, silício, alumínio, titânio e nióbio para a obtenção de certas características. Também podem ser adicionados enxofre e selênio para melhoria da usinabilidade. São ferromagnéticos, podem possuir boas ductilidade e conformabilidade, mas suas características de resistência em altas temperaturas são ruins se comparadas às dos austeníticos. Sua tenacidade também pode ser limitada a baixas temperaturas e em seções pesadas. Não são endurecíveis por tratamento térmico e dificilmente por trabalho a frio.

- **Austeníticos:** constituem a maior família de aços inoxidáveis, tanto em número de diferentes tipos, quanto em utilização. A exemplo dos ferríticos, não são endurecíveis por tratamento térmico. As ligas austeníticas apresentam uma estrutura cúbica de face centrada (cfc), são não-magnéticas na condição recozida e podem ser substancialmente endurecidas pelo trabalho a frio. Normalmente, possuem excelentes propriedades criogênicas e resistências mecânica e à corrosão em altas temperaturas.

Os aços inoxidáveis austeníticos podem ser subdivididos em duas categorias: as ligas cromo-níquel, tais como UNS S30400 (AISI 304) e UNS S31600 (AISI 316) e as ligas cromo-manganês-nitrogênio, tais como UNS S20100 e UNS S24100 (*as designações AISI e UNS serão abordadas no item c*). Este último grupo geralmente contém menos níquel e mantém sua estrutura austenítica com elevados níveis de nitrogênio. O manganês (5 a 20%) é necessário nestas ligas de baixo teor de níquel para aumentar a solubilidade do nitrogênio na austenita e para prevenir a transformação da martensita. Nas ligas cromo-níquel, o teor de cromo varia entre 16 e 26% e o teor de níquel é menor ou igual a 35%. Podem ser adicionados também molibdênio, cobre, silício, alumínio, titânio e nióbio, para a obtenção de melhores características de resistência à oxidação. Ligas com baixo teor de carbono (que no sistema AISI são designados pela letra **L** ou **S**) apresentam reduzida susceptibilidade à corrosão intergranular.

Ligas que contem níquel, molibdênio ( $\approx 6\%$ ) e nitrogênio ( $\approx 0,20\%$ ) são algumas vezes chamadas de *superausteníticas*. Algumas ligas resistentes à corrosão, tais como N08020 (20Cb-3), tem nível de teor de níquel tão elevado que são classificadas como ligas à base de níquel.

- **Duplex:** são ligas de cromo-níquel-molibdênio que são balanceados para a obtenção de uma mistura de austenita e ferrita. São magnéticos. Estes aços possuem, aproximadamente, a mesma proporção das fases ferrita e austenita e são caracterizados pelo seu baixo teor de carbono ( $< 0,03\%$ ) e por adições de molibdênio, nitrogênio, tungstênio e cobre. Os teores típicos de cromo e níquel variam entre 20 e 30% e 5 e 8%, respectivamente. As vantagens dos aços duplex sobre os austeníticos da série 300 e sobre os ferríticos, são: a resistência mecânica (aproximadamente o dobro), maiores tenacidade e ductilidade (em relação aos ferríticos) e uma maior resistência a

corrosão por cloretos. Alguns aços possuem teor de liga muito alto e são chamados de aços superduplex (AB Sandvik Coromant, 2001).

• ***Endurecíveis por precipitação:*** são ligas cromo-níquel que podem ser endurecidas por tratamentos de envelhecimento. Podem ser austeníticos, semi-austeníticos ou martensíticos, sendo que a classificação é feita de acordo com a sua microestrutura na condição recozida. Para viabilizar a reação de envelhecimento, muitas vezes se utiliza o trabalho a frio, e a adição de elementos de liga como alumínio, titânio, nióbio e cobre. Esta família de aço inoxidável será abordada com mais detalhes mais adiante, pelo fato do aço utilizado nos ensaios deste trabalho pertencerem a ela.

A Figura 3.1 fornece uma visualização dos vínculos entre as composições químicas e propriedades das ligas nas famílias dos aços inoxidáveis, a partir do aço AISI 304, a mais comum liga austenítica, também conhecido como 18-8, pois apresenta teor de cromo entre 18 e 20% e teor de níquel entre 8 e 10% (ASM Handbook, 1997). Aumentando-se os teores de cromo e níquel, pode-se adicionar molibdênio ou cobre para melhorar aspectos particulares de resistência à corrosão. Exemplos são os aços tipo AISI 316, 309, 310 e 20Cb-3. Titânio ou colúmbio é adicionado para estabilizar o carbono em ligas tipo AISI 321 ou 347, para prevenir a corrosão intergranular após a exposição do material a altas temperaturas. Inversamente, os níveis de carbono são reduzidos a níveis baixos durante a fusão do aço para produzir as ligas tipo AISI “L” ou “S”, tais como as ligas tipo 304L, 316L ou 309S (Carpenter Specialty Alloys, 2002).

Dependendo do tempo de aquecimento na faixa de temperaturas entre 425 e 850° C, pode acontecer precipitação de carbonetos de cromo nos contornos de grão dos aços inoxidáveis austeníticos. As regiões próximas a esses contornos ficam empobrecidas em cromo, já que o mesmo foi utilizado na precipitação desses carbonetos. Sendo o cromo o principal elemento que confere resistência à corrosão aos aços inoxidáveis, os contornos de grão afetados pela precipitação não terão o teor de cromo adequado para resistir a determinados meios, e o material será mais vulnerável à corrosão. Este fenômeno é chamado de sensitização.

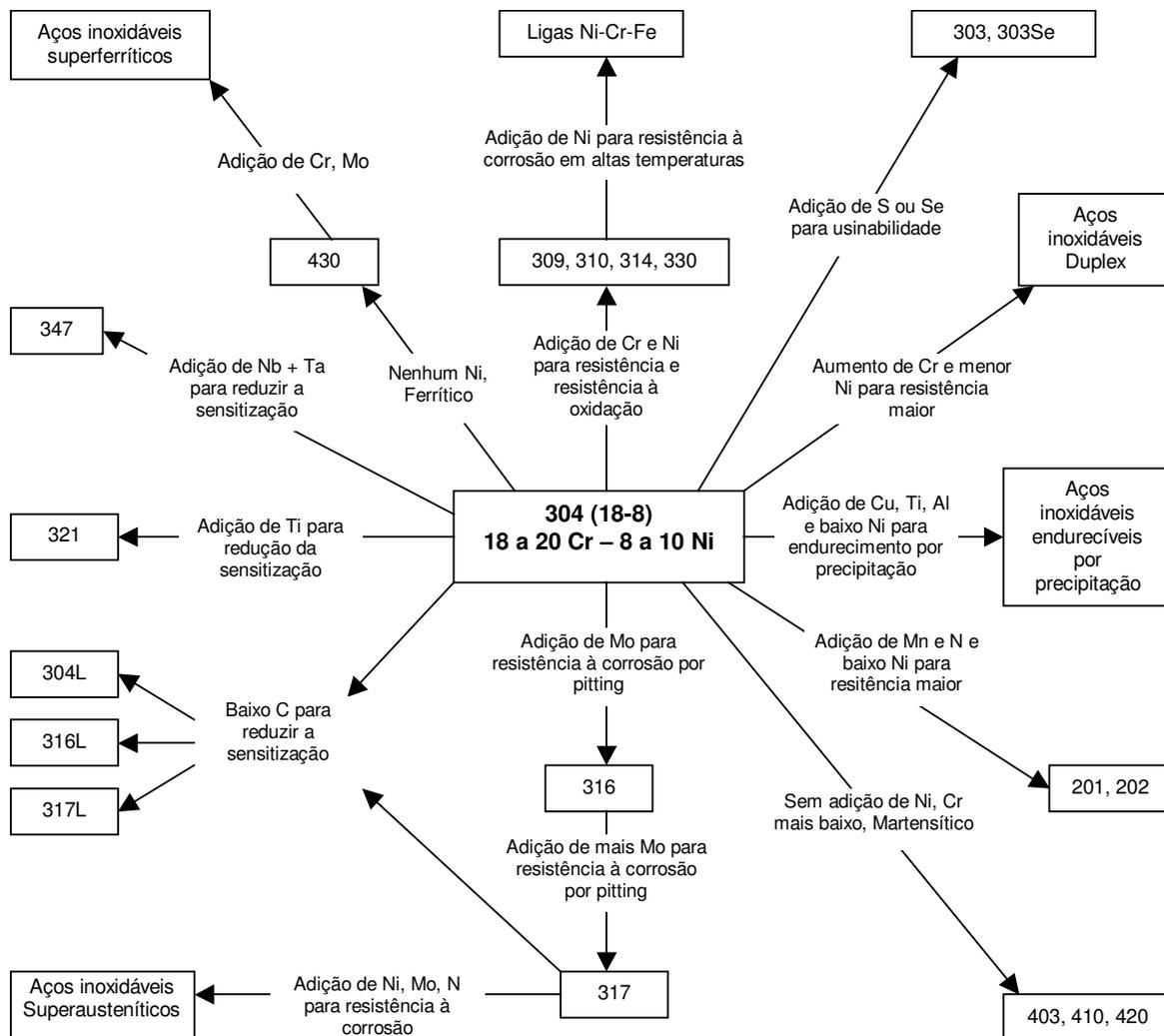


Figura 3.1 – Vínculos entre as composições e propriedades das ligas nas famílias de aços inoxidáveis (ASM Handbook, 1997).

### c) Sistemas de classificação dos aços inoxidáveis

As designações para os aços inoxidáveis são complicadas devido à proliferação de sistemas que competem no mundo todo (ASM Handbook, 1997). Talvez o sistema mais amplamente utilizado seja o sistema de numeração do *American Iron and Steel Institute (AISI)*. Nele, a maioria dos graus de aços inoxidáveis possui uma classificação com três dígitos. Os aços austeníticos fazem parte das séries 200 e 300, enquanto que a série 400 designa tanto os aços ferríticos quanto martensíticos.

Um sistema mais recente é o **UNS** (*Unified Numbering System*) para identificação dos materiais metálicos, incluindo os aços inoxidáveis. Sempre que possível, o número da UNS incorpora a porção numérica da designação AISI para simplificar o reconhecimento. A série UNS possui um maior número de ligas que a AISI, pois incorpora todos os aços inoxidáveis de desenvolvimento mais recente. Nesta série, os aços inoxidáveis são representados pela letra **S**, seguida de cinco números. Os três primeiros representando a numeração AISI (se tiverem). Os dois últimos algarismos serão 00 se o aço for um aço comum da designação AISI. Se forem diferentes de 00, significa que o aço tem alguma característica especial reconhecida pela UNS. Para os aços inoxidáveis que possuem elevado teor de níquel (de aproximadamente 25% a 35%), a designação UNS consiste da letra **N** seguida de cinco números. Como exemplo pode-se citar: N08020 (20Cb-3), N08024 (20Mo-4), N08026 (20Mo-6), N08366 (AL-6X) e N08367 (AL-6XN). Embora sejam classificados como ligas à base de níquel pelo sistema UNS, os materiais citados anteriormente constituem a categoria dos aços inoxidáveis superausteníticos (ASM Handbook, 1997).

A identificação dos aços inoxidáveis é adicionalmente complicada devido aos vários nomes comerciais usados pelos fabricantes dos aços. Na maioria dos casos, tais ligas têm sua própria designação UNS ou sua composição química cai dentro dos limites de uma liga padronizada.

#### **d) Aplicações dos aços inoxidáveis**

· **Martensíticos:** estes aços são especificados quando a aplicação requer elevada resistência à tração, à fluência e à fadiga, combinadas com requisitos moderados de resistência à corrosão e utilizações em até 650 °C. Entre as suas aplicações estão turbinas a vapor, motores a jato e turbinas a gás. Alguns destes aços encontram aplicações, também, como tubulações de vapor, reaquecedores de geradores a vapor e tubulações superaquecidas utilizadas em refinarias de combustíveis fósseis, cutelaria, peças de válvulas, engrenagens, eixos, cilindros laminadores, instrumentos cirúrgicos e odontológicos, molas, cames e esferas de rolamentos. Chiaverini (1986) cita também como aplicação do aço inoxidável martensítico: lâminas de turbina e compressor, eixos e hélices de bombas, parafusos, porcas e mancais antifricção. Jawaid et al. (2001) citam ainda que estes aços podem ser utilizados em componentes críticos de aeronaves, tais como:

mancais, engrenagens, componentes de trem de aterrissagem, caixa de válvulas, anéis e flanges, palhetas de compressor.

- ***Ferríticos***: suas várias classes encontram aplicações em sistemas de exaustão de automóveis, equipamentos para indústria química, equipamentos de restaurantes e cozinhas, fornos, trocadores de calor, queimadores e componentes arquitetônicos ou decorativos (Chiaverini, 1986).

- ***Austeníticos***: podem, em função dos elementos de liga presentes na sua composição, resistir à corrosão atmosférica, em várias soluções aquosas, na presença de alimentos, em ácidos oxidantes (como o nítrico), fosfóricos e acéticos, em soluções diluídas contendo cloretos e em ácidos sulfurosos. São utilizados em utensílios domésticos, peças estruturais, componentes para indústrias química, naval, alimentícia e de papel. Podem ser aplicados em componentes que devam estar sujeitos a temperaturas elevadas, como peças de estufas e forno, devido à boa resistência à oxidação que apresentam (Chiaverini, 1986).

· ***Duplex***: graças a sua elevada resistência mecânica, os aços inox duplex podem ser utilizados em menores espessuras. Sua desvantagem é que não pode ser utilizado em temperaturas acima de 300 °C, sob pena de perder algumas de suas características mecânicas, sobretudo a tenacidade. São bastante utilizados nas indústrias de gás, petróleo, petroquímica, polpa e papel, principalmente na presença de meios aquosos contendo cloretos.

· ***Endurecíveis por precipitação***: possuem boa resistência mecânica, tenacidade e ductilidade. Sua resistência à corrosão é de moderada a boa. Suas características lhe garantem aplicação nas indústrias aeroespacial e de alta-tecnologia, química, petroquímica, processamento de alimentos (AK Steel Corporation, 2000). Aplicações mais detalhadas serão vistas no próximo item.

#### **e) Os aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação (PH)**

Os aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação foram primeiramente desenvolvidos na década de 1940 e, desde então, têm tomado importância crescente em uma variedade de

aplicações, nas quais suas propriedades especiais podem ser utilizadas (Arisoy et al., 2003). As ligas endurecidas por precipitação são similares às outras ligas de aços inoxidáveis e ligas à base de níquel, com uma exceção: elas contêm pequenas adições de cobre, alumínio, fósforo ou titânio (Brucker, 1995). Sob condições apropriadas é possível produzir a precipitação de compostos intermetálicos que podem causar o endurecimento por precipitação nos aços inoxidáveis. Os precipitados envolvem elementos de liga como molibdênio, níquel, titânio e alumínio. Após a confecção da peça, é feito um tratamento de endurecimento por envelhecimento no qual estes elementos precipitam como compostos intermetálicos duros, que aumentam significativamente a dureza e a resistência. Existem três classes principais de ligas endurecíveis por precipitação (Meyrick, 2002; ASM Handbook, 1997):

- aços *PH martensíticos*,
- aços *PH semi-austeníticos*,
- e o *PH austeníticos*,

onde o **PH** significa *precipitation hardenable* (endurecíveis por precipitação).

O endurecimento por precipitação é um tratamento térmico que visa aumentar as propriedades mecânicas do material (limite de tensão de escoamento, limite a ruptura e dureza) seguindo cuidadosamente as seguintes etapas (Krabbe & Diniz, 2005):

a) Aquece-se o material até uma determinada faixa de temperatura onde existe somente uma fase (solubilizada), conforme pode ser visto na figura 3.2(a).

b) Resfria-se o material rapidamente procurando-se manter, após o resfriamento, a estrutura cristalina que este apresentava em temperatura elevada, conforme pode ser visto na figura 3.2(b).

c) Aquece-se novamente o material a uma temperatura cuidadosamente selecionada, abaixo da temperatura de solubilização, Figura 3.2(c), obtendo-se duas fases cristalinas (situação de equilíbrio do material). Faz-se então o resfriamento de maneira lenta em condições controladas. Nesta situação, as propriedades mecânicas do material são elevadas (limite de tensão de escoamento, limite à ruptura e maior dureza), conforme pode ser visto na figura 3.2(d), pois há precipitados finos da fase “beta” alojados nos interstícios do material, devido ao fato da temperatura de aquecimento ser inferior à temperatura de solubilização e o tempo de resfriamento ser controlado. Quanto maior o tempo de aquecimento maior a dureza do material, como mostra a figura 3.2(d). Este tratamento térmico também é chamado de envelhecimento.

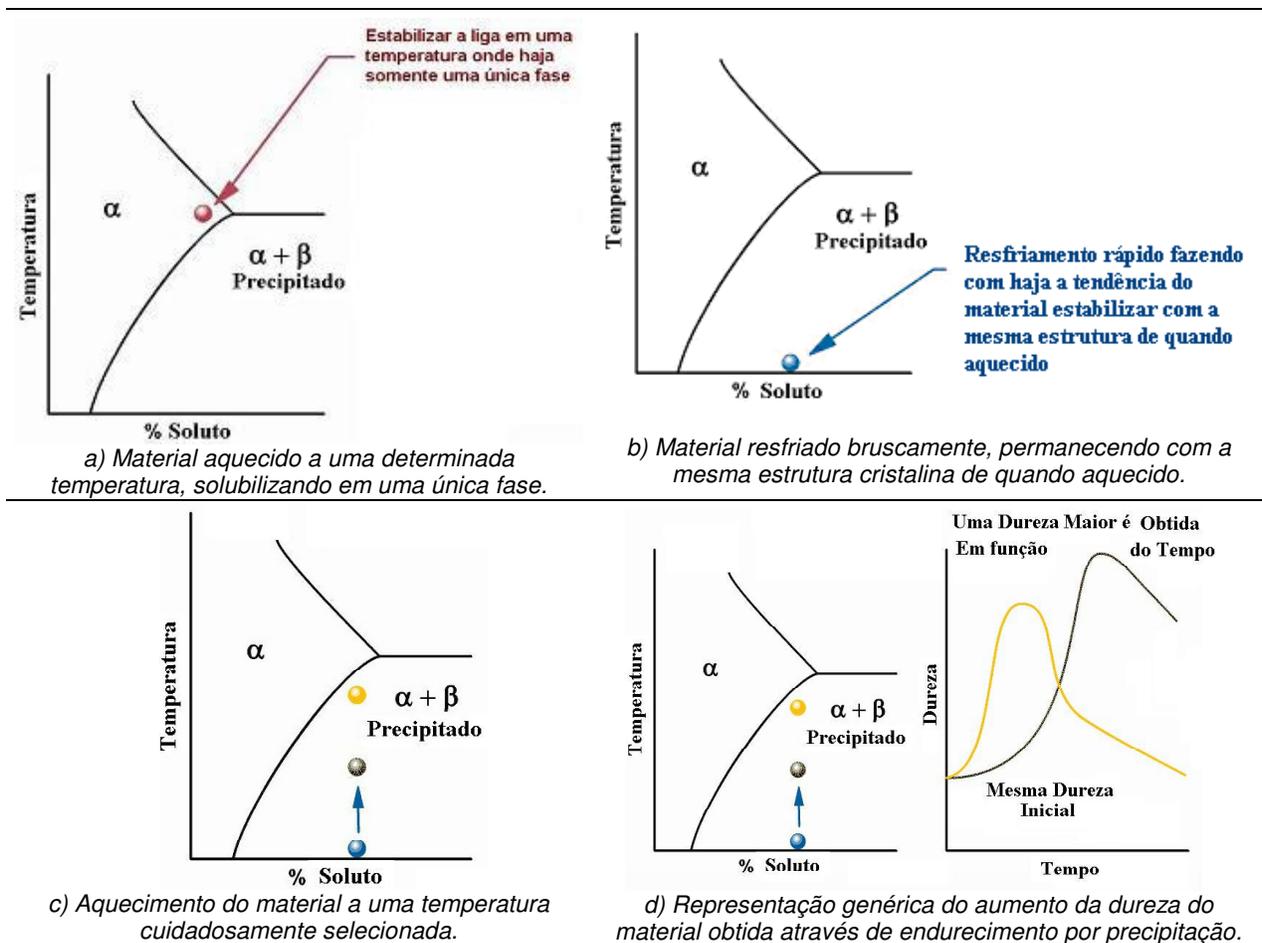


Figura 3.2 – Etapas do tratamento térmico de endurecimento por precipitação (Krabbe & Diniz, 2005).

A tabela 3.1 mostra as classificações AISI e UNS e os nomes comerciais de alguns aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação selecionados.

Tabela 3.1 – Nomes comerciais e classificações AISI e UNS de alguns aços endurecíveis por precipitação selecionados.

AÇOS INOXIDÁVEIS ENDURECÍVEIS POR PRECIPITAÇÃO (PH)					
Martensíticos			Semi austeníticos		
AISI	Nome comercial	UNS	AISI	Nome comercial	UNS
630	17-4PH <sup>(1)</sup>	UNS S17400	631	17-7PH <sup>(1)</sup>	UNS S17700
	Custom 630 <sup>(3)</sup> (17Cr-4Ni)				
	15-5PH <sup>(1)</sup>	UNS S15500	633	Pyromet <sup>(3)</sup> Alloy 350	UNS S35000
	Project 7000 <sup>(3)</sup> 15Cr-5Ni				
	PH13-8Mo <sup>(2)</sup>	UNS S13800		PH15-7Mo <sup>(1)</sup>	UNS S15700
	Custom 455 <sup>(3)</sup>	UNS S45500	634	Pyromet <sup>(3)</sup> Alloy 355	UNS S35500
	Custom 450 <sup>(3)</sup>	UNS S45000			
	Custom 465 <sup>(3)</sup>				

(1) – Marcas registradas de AK Steel Corporation. (2) – Marca registrada de Armco Inc. (3) – Marcas registradas de Carpenter Technology Corporation.

Os aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação martensíticos são similares aos aços *maraging*. Um exemplo é o tipo PH 13.8 Mo, em que o PH indica endurecível por precipitação (*precipitation hardenable*), o número **13** denota o teor de cromo, o número **8** indica o teor de níquel e o **Mo** indica que contém molibdênio. Esta liga tem um baixo teor de carbono e contém também baixo teor de alumínio. Neste caso, o tratamento térmico (também chamado de solubilização) produz uma austenita homogênea que se transforma em martensita no resfriamento. A precipitação ocorre quando a martensita é envelhecida a 450-650°C. Esta classe possui excelente resistência à oxidação e exibe elevada resistência mecânica em elevadas temperaturas de serviço. Também apresentam estabilidade dimensional durante o tratamento térmico de envelhecimento, tornando-os ideais para peças que devem ter estreitas faixas de tolerâncias dimensionais (Meyrick, 2002). É importante observar que a etapa de solubilização (primeira etapa de aquecimento) é, efetivamente, uma têmpera, visando à formação da martensita. O envelhecimento (segunda etapa de aquecimento), além de reverter esta martensita, é acompanhado pelas importantes reações de precipitação, responsáveis pelo endurecimento nesta etapa.

Os aços inoxidáveis endurecidos por precipitação semiausteníticos são muito mais complexos metalurgicamente que os outros aços inoxidáveis. Eles são austeníticos na condição recozida, e devem ser transformados em martensita através de um encruamento por envelhecimento. Eles são assim chamados porque, tanto na condição recozida quanto na condição tratada, geralmente contém de 5 a 20% de ferrita delta que ainda permanece (Meyrick, 2002).

Os aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação são disponibilizados comercialmente em duas condições: recozidos (condição A) ou revenidos (condição C). As ligas recozidas, com dureza Rockwell na faixa de B75 a C20, são relativamente macias e deformáveis. Após a conformação, as peças podem ser endurecidas por envelhecimento até uma dureza Rockwell C35 a C49. As ligas revenidas passam através de um laminador para conferir um elemento de trabalho a frio, usualmente de 60%. Desta condição, as ligas podem ser tratadas termicamente até atingir níveis excepcionais de alta dureza – uma dureza de 50 HRC não é incomum – e limite de resistência na faixa de 1200 a 1790 MPa (Brucker, 1995). Os aços endurecíveis por precipitação possuem boas ductilidade e tenacidade e resistência à corrosão de moderada a boa. A melhor

combinação de resistência mecânica e resistência à corrosão é atingida com as ligas martensíticas (ASM Handbook, 1997).

A tabela 3.2 apresenta as propriedades mecânicas de alguns aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação. Na coluna *Condição* está o tratamento térmico a que o aço é submetido. Esta codificação será explicada mais adiante.

Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas mínimas de alguns aços inoxidáveis endurecidos por precipitação (Advanced Materials & Processes, 1999).

Condição	Resistência à tração (MPa)	Limite de elasticidade (MPa)	Alongamento (%)	Redução de área (%)	Dureza HRC	Especificação ASTM
<b>PH 13-8 Mo (UNS S13800)</b>						
H950	1520	1410	10	45;35 (a)	45	A 564, A 705
H1000	1410	1310	10	50;40 (a)	43	A 564, A 705
H1025	1275	1210	11	50;45	41	A 564, A 705
H1050	1210	1140	12	50;45	40	A 564, A 705
H1100	1030	930	14	50	34	A 564, A 705
H1150	930	620	14	50	30	A 564, A 705
H1150M	860	585	14	50	30	A 564, A 705
<b>15-5 PH (UNS S15500)</b>						
H900	1310	1170	10;6 (a)	35;15 (a)	40	A 564, A 705
H925	1170	1070	10;7 (a)	38;20 (a)	38	A 564, A 705
H1025	1070	1000	12;8 (a)	45;27 (a)	35	A 564, A 705
H1075	1000	860	13;9 (a)	45;28 (a)	32	A 564, A 705
H1100	965	795	14;10 (a)	45;29 (a)	31	A 564, A 705
H1150	930	725	16;11 (a)	50;30 (a)	28	A 564, A 705
H1150M	795	515	18;14 (a)	55;35 (a)	24	A 564, A 705
<b>PH 15-7 Mo (UNS S15700)</b>						
RH950	1380	1210	7	25		A 564, A 705
TH1050	1240	1100	8	25		A 564, A 705
<b>17-4 PH (UNS S17400)</b>						
H900	1310	1170	10	40;35	40	A 564, A 705
H925	1170	1070	10	44;38	38	A 564, A 705
H1025	1070	1000	12	45	35	A 564, A 705
H1075	1000	860	13	45	32	A 564, A 705
H1100	965	795	14	45	31	A 564, A 705
H1150	930	725	16	50	28	A 564, A 705
H1150M	795	515	18	55	24	A 564, A 705
<b>17-7 PH (UNS S17700)</b>						
RH950	1275	1030	6	10	41	A 564, A 705
TH1050	1170	965	6	25	38	A 564, A 705

**Observação:**

(a) O maior valor é na direção longitudinal e o menor valor na direção transversal.

A coluna **Condição** refere-se ao tratamento térmico a que o aço é submetido e que será discutido mais adiante.

### ***O aço inoxidável 15-5PH endurecível por precipitação***

O aço inoxidável endurecível por precipitação 15-5PH (UNS S15500), que é o objeto de estudo deste projeto, é uma versão livre de ferrita do aço 17-4PH. As denominações 17-4PH e 15-5PH são marcas registradas da AK Steel Corporation (AK Steel Corporation, 2000). O aço inoxidável 15-5PH é um aço martensítico, que apresenta uma notável combinação de elevada resistência, boa resistência à corrosão e boas propriedades mecânicas em temperaturas até 316°C e boa tenacidade, tanto na direção longitudinal, quanto na transversal. Apresenta ductilidade superior a dos demais aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação, com alta resistência à tração. Possui boa soldabilidade e usinabilidade. É fornecido na condição recozida (condição A) e pode ser tratado em uma variedade de temperaturas para desenvolver uma ampla faixa de propriedades. Na condição A o material apresenta propriedades mecânicas úteis, podendo ser aplicado com sucesso em numerosas aplicações. Porém, em aplicações críticas, a liga é mais usada na condição endurecida por precipitação, ao invés da condição A (AK Steel Corporation, 2000). A composição química do aço inoxidável 15-5PH é mostrada na tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Composição química do aço 15-5 PH (UNS S15500), (AK Steel Corporation, 2000).

<b>Carbono</b>	<b>Manganês</b>	<b>Fósforo</b>	<b>Enxofre</b>	<b>Silício</b>	<b>Cromo</b>	<b>Níquel</b>	<b>Cobre</b>	<b>Colúmbio + tântalo</b>
0,07 máx.	1,00 máx.	0,04 máx.	0,03 máx.	1,00 máx.	14 – 15,5	3,5 – 5,5	2,5 – 4,5	0,15 – 0,45

O aço inoxidável 15-5PH pode ser considerado para uma ampla variedade de aplicações na indústria aeroespacial. Com sua elevada resistência e dureza aliadas à excelente resistência à corrosão, esta liga é utilizada em componentes estruturais, tais como mancais de ponta de eixos, atuadores, estrutura do trem de aterrissagem de avião e partes de máquinas tais como suportes e componentes de reversores de empuxo. O aço 15-5PH também pode ser considerado para ser usado em aplicações industriais tais como: tambor de armas, peças de válvulas, juntas, eixos, engrenagens e equipamentos de processos (Dahl & Martin, 2001).

O aço 15-5PH pode ser tratado termicamente em uma variedade de temperaturas para desenvolver uma larga faixa de propriedades. Foram desenvolvidos 8 (oito) tratamentos térmicos, que são apresentados na tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Tratamentos térmicos padronizados para o aço 15-5PH (AK Steel Corporation, 2000).

	Condição	Aquecimento à temperatura ( $\pm 8,4^{\circ}\text{C}$ )	Tempo à temperatura (horas)	Resfriamento
	<b>Condição A</b> Solução tratada a $1900^{\circ}\text{F} \pm 25^{\circ}\text{F}$ ( $1038^{\circ}\text{C} \pm 14^{\circ}\text{C}$ ) e resfriamento ao ar abaixo de $90^{\circ}\text{F}$ ( $32^{\circ}\text{C}$ )	H900	$900^{\circ}\text{F}$ ( $482^{\circ}\text{C}$ )	1
H925		925 ( $496^{\circ}\text{C}$ )	4	Ar
H1025		$1025^{\circ}\text{F}$ ( $551^{\circ}\text{C}$ )	4	Ar
H1075		$1075^{\circ}\text{F}$ ( $580^{\circ}\text{C}$ )	4	Ar
H1100		$1100^{\circ}\text{F}$ ( $593^{\circ}\text{C}$ )	4	Ar
H1150		$1150^{\circ}\text{F}$ ( $621^{\circ}\text{C}$ )	4	Ar
H1150 + 1150		$1150^{\circ}\text{F}$ ( $621^{\circ}\text{C}$ )	4	Ar
			seguido de	
		$1150^{\circ}\text{F}$ ( $621^{\circ}\text{C}$ )	4	Ar
H1150-M		$1400^{\circ}\text{F}$ ( $760^{\circ}\text{C}$ )	2	Ar
		seguido de		
	$1150^{\circ}\text{F}$ ( $621^{\circ}\text{C}$ )	4	Ar	

A tabela 3.5 mostra as propriedades mecânicas do aço inoxidável 15-5PH em várias condições de tratamento térmico.

Tabela 3.5 – Propriedades mecânicas típicas do aço 15-5PH em várias condições de tratamento térmico (AK Steel Corporation, 2000).

Propriedades	Condição						
	A	H900	H925	H1025	H1075	H1150	H1150-M
<b>Limite de resistência à tração (MPa)</b>							
Longitudinal	1110	1438	1249	1200	1114	1035	938
transversal	1116	1466	1272	1204	1114	1050	944
<b>Limite de elasticidade, 0,2% (MPa)</b>							
Longitudinal	963	1385	1208	1176	1102	967	765
Transversal	988	1393	1222	1176	1112	1009	765
<b>Alongamento (%)</b>							
Longitudinal	8,4	10,1	12,2	12,2	12,8	14,6	18,8
Transversal	7,6	9,4	9,8	9,3	11,4	13,1	17,8
<b>Dureza Rockwell C</b>							
Longitudinal	35	46	41	40	38	36	31
Transversal	35	46	42	39	38	36	31

### 3.2 – A usinabilidade dos aços inoxidáveis

#### a) Aspectos gerais

No desenvolvimento de qualquer projeto os benefícios da resistência à corrosão devem ser balanceados com o custo de usinagem pois, principalmente quando se trata de aço inoxidável, a

usinabilidade é o principal fator de custo, segundo Bossert (1995). O maior teor de cromo na liga, sua grande resistência à corrosão e dureza, dificultam e aumentam o custo de usinagem. Em geral, os aços inoxidáveis são considerados mais difíceis de usinar do que outros metais, tais como alumínio ou aços de baixo carbono. Segundo a ASM Handbook (1997), os aços inoxidáveis caracterizam-se por um comportamento “pastoso” durante o corte, mostrando uma tendência de formar cavacos longos e flexíveis que aderem à ferramenta ou formam a aresta postiça de corte, além de dificultarem a remoção dos mesmos. Isto pode resultar em uma reduzida vida da ferramenta e acabamento superficial inadequado.

Apesar da diversidade dos aços inoxidáveis, pode-se afirmar que eles apresentam baixa usinabilidade, com forte tendência à aderência nas superfícies da ferramenta durante o corte (Gennari & Machado, 1999). Esta baixa usinabilidade é consequência da composição necessária para que apresentem propriedades de elevadas resistência mecânica e à corrosão, em especial para os austeníticos, que têm melhores propriedades. Os teores de cromo, níquel e molibdênio causam altas deformações plásticas, que aumentam as forças de corte e de avanço (Belejchak, 1997).

Segundo Gennari & Machado (1999) a baixa usinabilidade dos aços inoxidáveis, em geral, é uma das suas principais características e é determinada por:

- Alta ductilidade,
- Elevadas taxas de encruamento,
- Baixa condutividade térmica,
- Elevada tensão de ruptura,
- Tendência à aderência à ferramenta e elevado coeficiente de atrito.

A tabela 3.6 mostra a classificação dos aços inoxidáveis e um resumo de suas características gerais e de usinabilidade.

Tabela 3.6 – Classificação dos aços inoxidáveis, características gerais e usinabilidade (Gennari & Machado, 1999).

<b>Grupos (principais classes)</b>	<b>Características Gerais</b>	<b>Usinabilidade</b>
<i>Ferríticos</i> (ABNT 430, 430F, 431, 444)	Endurecidos por deformação a frio. Larga faixa de resistência à corrosão (de moderada a boa). Ductilidade relativamente boa.	Melhor para aquelas ligas com baixos teores de Cr. Cavacos bastante delgados e com grande deformação para ligas com maior teor de Cr.
<i>Martensíticos</i> (ABNT 403, 410, 416, 420F)	Normalmente temperados e revenidos. Níveis moderados de resistência à corrosão. Boa ductilidade e tenacidade.	Melhor para as ligas revenidas de baixo teor de Carbono. Forte influência do nível de dureza e dos teores de níquel e carbono.
<i>Austeníticos</i> (ABNT 303, 304, 304L, 310, 316, 316L)	Elevada taxa de encruamento. Resistência à corrosão de boa à excelente. Excelente ductilidade e tenacidade.	Grande tendência à formação de aresta postiça de corte. Dificuldade de remoção do cavaco (delgado e aderente). Superfícies de corte endurecidas.
<i>Duplex (ferrítico + austenítico)</i> ABNT 318, 329, 325	Resistência à tração duas vezes a da ligas austeníticas, sendo maior com deformação a frio. Excelente resistência à corrosão. Boas ductilidade e tenacidade.	Limitada pelo alto nível de resistência mecânica. Elevado nível de dureza. Poucas alternativas de versões de usinabilidade melhorada.
<i>Endurecidos por Precipitação</i> (UNS S13800, S15500)	Podem ser endurecidos em diferentes níveis de resistência. Moderada resistência à corrosão. Boa ductilidade e tenacidade.	Depende do tipo de liga e do nível de dureza. Limitada pela dureza relativamente alta, melhorada com tratamento de revenimento.

Os ferríticos raramente apresentam dificuldades, enquanto os austeníticos e duplex são bem mais difíceis de usinar, sendo que o grau de dificuldade aumenta com o teor de elemento de liga (Tessler & Barbosa, 1993). Os aços ferríticos têm boas propriedades de usinabilidade, sendo comparáveis às dos aços carbonos de baixa liga (AB Sandvik Coromant, 1994).

Os aços inoxidáveis martensíticos com altos teores de carbono são difíceis de usinar devido à alta dureza, que exige um maior esforço de corte devido à presença de partículas duras e abrasivas de carboneto de cromo (Diniz et al., 2000). A melhor usinabilidade dos aços martensíticos é obtida com os tipos que possuem 13% de cromo e baixo teor de carbono. Aumentando os teores de carbono a usinabilidade irá diminuir. Especialmente os tipos com alto carbono (0,8-1,0%) são muito abrasivos devido à formação de carbonetos (AB Sandvik Coromant, 1994). O aço inoxidável martensítico é freqüentemente fornecido na condição recozida, consistindo de uma matriz ferrítica com carbonetos de cromo. Devido ao alto teor de carbono, comparado com o aço ferrítico, o teor de carbonetos é elevado. Normalmente ele é usinado nesta condição e o tratamento térmico feito para elevar sua dureza, é realizado após a usinagem (AB Sandvik Coromant, 1994). Segundo Jawaid et al. (2001) o calor do atrito gerado no processo de corte pode conduzir a alterações na camada superficial usinada, reduzindo a resistência à fadiga dos componentes usinados em até 30%. Este fato limita a produtividade na

usinagem em alta velocidade de corte dos aços inoxidáveis martensíticos, assim como a elevada taxa de desgaste da ponta da ferramenta que são os maiores problemas identificados na usinagem deste material.

Liew et al. (2003) realizaram ensaios de torneamento de ultra-precisão em aço inoxidável martensítico AISI 420, temperado a uma dureza de 55 HRC, com ferramentas de PCBN, com baixas velocidade de corte e profundidade de corte. Os autores utilizaram ferramentas com diversos teores de CBN (60%, 85% e 90%) e tamanhos de grãos (0,5, 1,0, 3 e 4  $\mu\text{m}$ ). As velocidades de corte foram 3,5, 44 e 130 m/min e as profundidades de corte foram de 3, 10 e 20  $\mu\text{m}$ . Os autores concluíram que a formação e extensão das fraturas na superfície de saída da ferramenta são bastante dependentes das forças de corte e da severidade da abrasão que são governadas pela temperatura de corte. A porosidade, ductilidade e a resistência da ligação dos grãos de CBN na ferramenta, exceto sua condutividade térmica, parecem ter grande influência na resistência à fratura da ferramenta. Os autores sugerem um aumento no conteúdo de ligante e uma diminuição no tamanho dos grãos de CBN para usinar esta liga, o que pode resultar em uma redução da porosidade e em um aumento da ductilidade e resistência do CBN, levando a um aumento da resistência à fratura da ferramenta.

Jawaid et al. (2001) realizaram ensaios de torneamento de um aço inoxidável martensítico com dureza de 299 HV (aproximadamente 30 HRC), para avaliar o efeito dos parâmetros de corte (velocidade de corte e avanço) na vida da ferramenta, modo de falha (mecanismo de desgaste) e taxa de desgaste de três classes de insertos de metal duro. O material, denominado JETHETE (Jet Engine Heat Resistant), é um aço inoxidável de estrutura martensítica, resistente ao calor, utilizado na confecção de componentes críticos de aeronaves, em especial de motor a jato. Os parâmetros de corte e materiais de ferramenta estão na tabela 3.7.

Tabela 3.7 – Ferramentas e parâmetros de corte utilizados por Jawaid et al. (2001).

<b>Código da ferramenta</b>	<b>Substrato</b>	<b>Cobertura</b>
T1	Metal duro classe P05/K05-P15/K15. Tamanho de grão: 1-2 $\mu\text{m}$	Ti(C,N) (5 $\mu\text{m}$ ), Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (8 $\mu\text{m}$ ). CVD
T2	Metal duro classe P20/M20-P40/M40. Tamanho de grão: 1-8 $\mu\text{m}$	Ti(C,N) + Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> + TiN (10 $\mu\text{m}$ ) - CVD
T3	Metal duro classe K05/M05-K15/M20. Tamanho de grão: 1-3 $\mu\text{m}$	TiN (2 $\mu\text{m}$ ) - PVD
<i>Velocidades de corte: 100, 150, 200 e 250 m/min</i>		<i>Profundidade de corte: 2 mm</i>
<i>Avanços: 0,2 e 0,4 mm/rev.</i>		<i>Sem fluido de corte</i>

Os autores verificaram que ocorreram baixas taxas de desgaste nas três classes de metal duro recobertas em condições de baixa velocidade de corte, enquanto que o desgaste significativo na ponta da ferramenta foi a causa dominante do modo de falha na usinagem em velocidade de corte mais alta. Nas ferramentas recobertas pelo processo CVD a deformação plástica foi um mecanismo adicional de falha e para a classe recoberta por PVD, o mecanismo adicional foi trinca seguida por fratura. A ferramenta com tripla camada de cobertura  $Ti(C,N)/Al_2O_3/TiN$  apresentou pior desempenho devido aos grandes efeitos dos carregamentos termo-mecânicos, sua granulometria grosseira e elevado teor de cobalto. O desgaste por *attrition* foi o principal mecanismo de desgaste em velocidades de corte mais baixas, enquanto que para velocidades de corte mais altas, *attrition*, abrasão e difusão, conjuntamente, determinaram o modo de falha da ferramenta.

Segundo Tessler & Barbosa (1993) as dificuldades de usinagem dos aços inoxidáveis austeníticos normalmente concentram-se em:

- Forte desgaste das ferramentas com baixa qualidade de acabamento superficial.
- Péssima característica da saída de cavaco (quebra), causando congestionamento em centros de usinagem.
- Baixas velocidades de corte levando à baixa produtividade.

A usinagem dos aços inoxidáveis austeníticos apresenta dificuldades devido ao alto encruamento e baixa condutividade térmica, apresentando grandes áreas de contato cavaco-ferramenta e gerando altos valores de forças de usinagem e elevadas temperaturas, o que promove um acelerado desgaste das ferramentas. Devido a sua ductilidade, formam cavacos longos que empastam sobre a superfície de saída da ferramenta, apesar de possuírem dureza média. Facilitam a formação da aresta postiça de corte e de fluxo lateral de cavaco. A dificuldade de usinagem do aço inoxidável austenítico também se deve à sua característica de endurecimento quando trabalhado (encruamento). Problemas particulares aparecem quando do corte de superfícies severamente endurecidas pelo trabalho a frio, tais como aquelas deixadas por uma operação de usinagem anterior com uma ferramenta desgastada. Em muitos casos, os problemas na usinagem dos aços inoxidáveis austeníticos estão associados com a formação da aresta postiça de corte, superfície ruim, formação de rebarba e pobre formação do cavaco (AB Sandvik Coromant, 1994). O trabalho a frio destes aços irá acentuar estas características – uma

desvantagem devido ao encruamento. O trabalho a frio do aço geralmente significa algum grau de encruamento. Os aços inoxidáveis ferríticos e martensíticos sofrem com o encruamento aproximadamente tanto quanto um aço carbono não ligado, enquanto que os tipos austeníticos sofrem consideravelmente mais (AB Sandvik Coromant, 1994). Segundo M'Saoubi et al. (1999), devido à alta sensibilidade mecânica e estrutural à tensão, os aços inoxidáveis austeníticos são propensos ao endurecimento por tensão, o que induz modificações mecânicas no material e comportamento heterogêneo na superfície usinada e leva à formação instável do cavaco e vibrações. Além disso, sua baixa condutividade térmica leva a uma má condução de calor na ponta da ferramenta e, localmente, a pontos de elevada temperatura. Estes fenômenos termomecânicos afetam a integridade da superfície da peça.

Segundo Chandrasekaran & Johansson (1994) a baixa usinabilidade do aço inoxidável austenítico, em termos dos diferentes modos de desgaste da ferramenta (tais como desgaste de flanco, de cratera e de entalhe, assim como a deformação plástica e micro lascamentos), é consequência das pobres propriedades térmicas destes materiais e resultantes das altas temperaturas de corte desenvolvidas. A severa adesão ao material da ferramenta e a tendência à formação da aresta postiça de corte, juntamente com o comprimento de contato ferramenta-cavaco, são outras características associadas a estes materiais.

Abou-El-Hossein & Yahya (2005) realizaram ensaios de fresamento do aço inoxidável austenítico AISI 304, com fluido de corte, em condições de alta velocidade de corte. Os autores utilizaram insertos de metal duro com cobertura multicamada (TiN/TiCN/TiN) através do processo de PVD, velocidades de corte de 150, 190, 225 e 260 m/min, profundidade axial de corte de 10 mm, profundidade de corte de 2 mm e avanços de 0,025, 0,050, 0,075 e 0,1 mm/rev. Os pesquisadores concluíram que:

- (a) O aumento da velocidade de corte causou uma grande redução na vida da ferramenta. As vidas das ferramentas foram próximas umas das outras nas três maiores velocidades de corte testadas (190, 225 e 260 m/min), mas para  $v_c = 150$  m/min a vida foi quase o dobro.
- (b) A variação do avanço em altas velocidades de corte tem pequeno efeito sobre a vida da ferramenta. Variando o avanço na velocidade de corte de 260 m/min a vida da ferramenta foi aproximadamente a mesma.

- (c) A aresta postiça de corte ocorreu em altos valores de avanço e médias velocidades de corte (190 e 225 m/min).
- (d) As condições ótimas de corte que levaram a uma boa produtividade com máxima vida da ferramenta foi  $v_c = 150$  m/min e avanço de 0,075 mm/rev.
- (e) O modo dominante de falha da ferramenta foi o desgaste de entalhe na superfície de folga. Este modo ocorreu em altos avanços. Segundo os autores, isto prova que o aço AISI 304 apresenta o efeito de endurecimento por tensão, quando usinado com alto avanço. Porém, com a redução da taxa de avanço, o desgaste na ponta da ferramenta se tornou mais dominante. Além disso, análises de MEV e de EDS revelaram a ocorrência de desgaste por difusão e microtrincas à velocidade de corte de 150 m/min e avanço de 0,075 mm/rev.

Sun et. al. (1998) estudaram o mecanismo de desgaste de aderência no corte interrompido proveniente do fresamento de um aço inoxidável austenítico. Os autores realizaram ensaios de fresamento de aço inoxidável (0,08C – 18Cr – 11Ni – 0,2Mo – 0,06Ti, porcentagens em peso), ferramenta de metal duro K30, sem cobertura ( $\gamma = 0^\circ$ ,  $\alpha = 60^\circ$ ,  $\lambda_s = 0^\circ$ ,  $\kappa_r = 75^\circ$ ,  $r_\epsilon = 0,4$  mm), sem fluido de corte, velocidade de avanço de 0,3 mm/rev e velocidades de corte de 30, 60 e 90 m/min. Os autores concluíram que a velocidade de corte e o corte interrompido foram os principais fatores que afetaram a formação do desgaste. Quando o fresamento foi feito em média velocidade de corte (60 m/min) formou-se uma forte ligação entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta, devido à difusão de elementos e à recristalização ou soldagem através da interface. Esta camada aderente à superfície de saída protegeu a ferramenta do desgaste. Quando o fresamento foi feito em baixa velocidade de corte (30 m/min) nenhuma camada aderente foi observada. A forte ligação formou-se apenas em pequenas áreas entre a superfície de saída e a parte inferior do cavaco, e ocorreram fraturas que formaram depressões na superfície de saída. Em altas velocidades de corte, formou-se uma cratera e o fenômeno de aderência não foi observado. Segundo os autores, a ligação entre a superfície de saída e o material aderido é idêntica à ligação feita por soldagem de fricção. Sob pressão e alta velocidade de fricção, na seção de contato são geradas alta temperatura e elevada taxa de deformação plástica, promovendo a difusão de elementos e a recristalização, sendo formada, portanto, uma forte união entre as partes em contato.

A integridade superficial é uma medida da qualidade de uma superfície usinada e é interpretada por elementos que descrevam a estrutura da superfície e sua sub-superfície. A integridade superficial é geralmente definida pelas suas propriedades mecânicas, metalúrgicas e químicas do material e sua topografia, por parâmetros tais como: rugosidade, variação de dureza, mudanças estruturais e tensões residuais, etc. Tensão residual em uma superfície usinada é um dos fatores cruciais para determinar a qualidade da superfície. Tensão residual é definida como a tensão que existe em um corpo elástico depois de todas as cargas externas terem sido removidas. A usinagem envolve grande quantidade de deformação plástica com elevados níveis de tensão. Isto causa tensões residuais nas camadas superficiais da peça. Jang et. al. (1996) estudaram as tensões residuais na superfície do aço inoxidável austenítico AISI 304 na operação de torneamento como função da velocidade de corte, do avanço, a profundidade de corte e da geometria e cobertura da ferramenta. Fazendo análise triaxial das tensões, os autores verificaram que a componente circunferencial da tensão (na direção de corte) foi de tração e de até 600 MPa e a componente radial, na direção da profundidade de corte, foi próxima de zero. A componente axial, na direção do avanço, foi predominantemente compressiva. Desta forma, superfícies cilíndricas usinadas apresentam um estado plano de tensões com as direções dos eixos principais próximas às direções axial e circunferencial (tangencial). A componente axial mostrou-se insensível às condições de corte utilizadas e a tensão de cisalhamento se comportou da mesma maneira. As tensões circunferenciais foram predominantemente de tração, aumentando com a velocidade de corte, diminuindo com a profundidade de corte e atingindo um máximo com o aumento do avanço. O estado de afiação da ferramenta demonstrou ter o maior efeito sobre a tensão residual. Os resultados mostraram que uma aresta afiada, um baixo avanço (0,08 mm/rev), uma profundidade de corte de 1 mm e baixa velocidade de corte, resultaram em um nível de tensão residual mínimo.

Os aços inoxidáveis estabilizados (a maioria ligados ao titânio) são geralmente mais difíceis de usinar, pois o titânio forma  $Ti(C, N)$  que aumenta a abrasividade. Como consequência desta formação, o teor de carbono na matriz do aço irá cair, o que o torna mais sensível à formação da aresta postíca de corte (AB Sandvik Coromant, 1994).

A tabela 3.8 mostra as diferenças no fresamento dos aços inoxidáveis em função do tipo de material segundo a AB Sandvik Coromant (2001). Observa-se que o aço inoxidável endurecível

por precipitação apresenta uma baixa tendência à formação da aresta postiça de corte, mas uma alta tendência ao desgaste abrasivo e a apresentar uma elevada temperatura de corte. Obviamente, estas características dependem da velocidade de corte com que a usinagem é executada.

Tabela 3.8 – Características da usinagem dos aços inoxidáveis (AB Sandvik Coromant, 2001).

Tipo de aço inoxidável	Tendência à formação de aresta postiça de corte	Temperatura de corte	Tendência ao endurecimento por tensão	Tendência à geração de rebarba	Tendência ao desgaste abrasivo
Austenítico / duplex	Alta	Alta	Alto	Alta	Baixo
Ferrítico/Martensítico e aço PH	Baixa	Alta	Baixo	Baixa	Alto

Devido ao alto teor de cromo e níquel, o aço inoxidável apresenta, como já citado, ductilidade maior e condutividade térmica menor que os aços carbono. Por isso, a maior energia exigida para formar o cavaco permanece na zona de corte, ao invés de ser dissipado com o cavaco. À medida que este calor acumula, ele acelera todos os mecanismos de desgaste da ferramenta. Ele causa expansão térmica da ferramenta que pode levá-la a trincas. O calor pode também aumentar a tendência à formação de cratera, que pode levar a ferramenta à quebra. O calor acumulado pode também fundir a aresta de corte e a deformação da aresta aumenta as forças de corte (Belejchak, 1997).

## **b) Dificuldades na usinagem do aço inoxidável**

### ***Aresta Postiça de Corte (APC)***

É muito comum na usinagem do aço inoxidável, particularmente nos aços austeníticos ou duplex, a tendência dos cavacos se soldarem sobre a aresta de corte e sobre a peça. Inevitavelmente isto leva à redução da vida da ferramenta, pois os cavacos assim soldados desgastam camadas da cobertura e até partes do substrato quando se soltam da aresta de corte e também provocam um acabamento superficial inadequado da peça. É recomendado que a velocidade de corte seja aumentada para que se obtenha uma temperatura superior à da área de formação desta aresta indesejável (acima da temperatura de recristalização do material da peça, a fim de se evitar o encruamento e, assim, evitar uma forte coesão entre esta aresta e a ferramenta) e que seja usada uma aresta de corte viva juntamente com uma classe com cobertura PVD, devido ao baixo coeficiente de atrito da cobertura que reduz a aderência do cavaco na superfície de saída

da ferramenta. Isto irá reduzir a tendência de soldagem dos cavacos sobre a aresta (AB Sandvik Coromant, 2001).

No torneamento e furação a quantidade de calor acumulada na pastilha é maior e a deformação plástica (DP) da aresta de corte ocorre geralmente em velocidades de corte mais baixas (ver curva 1 na figura 3.3) que no fresamento, pois a ferramenta nunca está em ação por mais de 50% do tempo de fresamento. Isto significa que as pastilhas têm uma temperatura mais baixa quando o ar as resfria durante o tempo em que não estão cortando. Conseqüentemente, é possível usar velocidades de corte mais altas no fresamento sem acarretar deformação plástica e, além disso, há a possibilidade de se aumentar substancialmente a produtividade e, na maioria dos casos, obter uma vida útil significativamente mais confiável e mais longa da ferramenta (AB Sandvik Coromant, 2001).

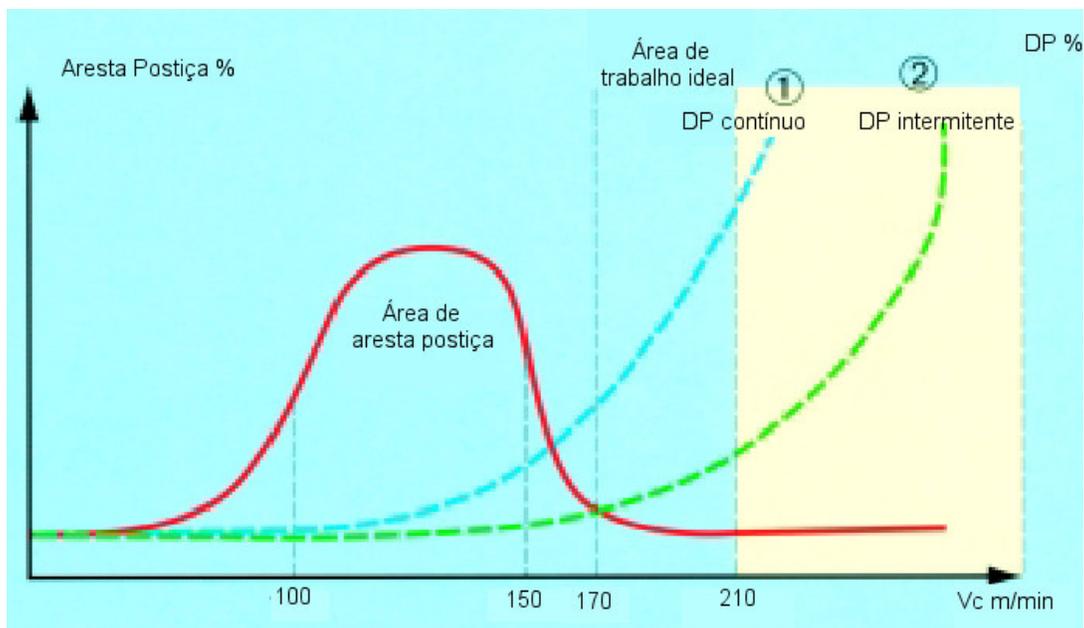


Figura 3.3 – Área de formação da aresta postiça de corte versus velocidade de corte (AB Sandvik Coromant, 2001).

### ***Temperatura de corte***

A capacidade de condução térmica desempenha um papel importante no corte de metais: quanto maior for a parte do calor originário da zona de corte eliminado junto com os cavacos, melhor para o processo. O aço inoxidável tem uma capacidade de condução térmica ruim, deixando mais calor na zona de corte, aumentando a tendência a um maior desgaste da

ferramenta e o risco de haver deformação plástica das arestas de corte, particularmente em processos de corte contínuo, como o torneamento (AB Sandvik Coromant, 2001).

A baixa condutividade térmica dos aços inoxidáveis é um fator importante e prejudicial à usinagem deste material. O calor gerado durante o processo de deformação e cisalhamento do cavaco concentra-se nas regiões de cisalhamento, elevando muito a temperatura de corte e a temperatura da ferramenta (Nordin et al., 2000; Gennari & Machado, 1999; Rios, 2002). Enquanto um aço carbono comum tem condutividade térmica perto de 50 W/m<sup>o</sup>C, um aço inoxidável ferrítico tem este valor próximo a 20 W/m<sup>o</sup>C e um austenítico na casa de 10 W/m<sup>o</sup>C. (Gennari & Machado, 1999).

Outra propriedade importante que afeta a usinabilidade do aço inoxidável austenítico é seu coeficiente de dilatação térmica. Enquanto um aço carbono comum e um aço inoxidável martensítico tem coeficiente de dilatação térmica de 11 µm/m °C, um aço inoxidável austenítico tem este valor na casa de 18,5 µm/m<sup>o</sup>C. O seu elevado coeficiente de dilatação térmica, comparado com o do aço, prejudica a obtenção de tolerâncias apertadas, principalmente em condições de refrigeração inadequada.

### ***Velocidade de corte e usinagem sem refrigerante***

Segundo AB Sandvik Coromant (2001) a maneira tradicional de evitar a aderência de material sobre a ferramenta tem sido reduzir a velocidade de corte e aplicar refrigerante para reduzir a temperatura na área da aresta postiça. Isto está fundamentado na obtenção da aresta postiça no torneamento ou furação com corte contínuo, em que o risco de deformação plástica nas arestas de corte freqüentemente impossibilita um aumento da velocidade de corte acima da região de formação da aresta postiça (ver figura 3.3). Não é o caso do fresamento, em que a velocidade de corte deve ser aumentada acima da área de aresta postiça e deve-se realizar a usinagem sem refrigerante para obter uma vida útil confiável e econômica. Se a velocidade de corte for aumentada e também se aplicar refrigerante, a vida útil da ferramenta é consideravelmente reduzida devido às trincas que rapidamente são formadas em função das grandes cargas térmicas surgidas. A utilização do fluido de corte na usinagem dos aços inoxidáveis será tratada no item 3.4.

### ***Endurecimento por tensão da superfície usinada***

O aço inoxidável, quando trabalhado a frio, desenvolve uma fina camada endurecida (encruamento), mais espessa do que aquela que ocorre no aço carbono. Além disso, a camada superficial que entra em contato com a ferramenta de corte, pode ser duas vezes mais dura que o núcleo do material (Belejchak, 1997). As altas forças de corte requeridas causam um encruamento adicional, que no torneamento aumenta o calor e o desgaste da ferramenta.

Segundo AB Sandvik Coromant (2001) no caso daqueles aços inoxidáveis que apresentam grande propensão ao endurecimento por tensão, parâmetro como o batimento do corpo da fresa é muito significativo e pode ser muito desvantajoso. Se houver um avanço por dente igual a 0,15-0,20 mm/dente e um batimento no corpo da fresa igual a 0,1 mm (em certas ferramentas, muito mais), isso significa que algumas pastilhas não cortarão de forma alguma, mas ao contrário, friccionarão contra a superfície e produzirão calor. Isto aumentará o endurecimento por tensão na peça.

Segundo O'Sullivan & Cotterell (2002) o endurecimento por encruamento dos aços inoxidáveis é devido à formação de martensita. A martensita nos aços austeníticos pode ser formada durante a deformação plástica devido ao trabalho (efeito mecânico) ou devido aos efeitos da temperatura.

Os aços inoxidáveis altamente austeníticos apresentam tendência a endurecer por tensão com bastante frequência (os tipos austeníticos e superausteníticos são muitos críticos, seguidos pelos aços duplex), acarretando mudanças na estrutura do material e aumentando notavelmente a dureza da sua superfície, ocorrendo então um aumento do desgaste da aresta de corte na profundidade de corte. Este efeito nocivo do endurecimento por tensão pode ser reduzido pelo aumento da profundidade de corte, de modo que o desgaste seja distribuído sobre uma proporção maior da aresta principal. Normalmente, é mais vantajoso escolher uma profundidade de corte e um avanço que garantam que a aresta de corte em questão seja guiada para dentro do material, abaixo da zona endurecida, que varia de 0,08 a 0,12 mm. A velocidade de corte também pode ser reduzida, pois as zonas endurecidas por tensão geram temperaturas consideravelmente mais elevadas.

Segundo M'Saoubi et al. (1999) a distribuição das tensões residuais é um fator importante relacionado às alterações na superfície da peça, que ocorrem durante a usinagem. Ela pode afetar de maneira extrema as propriedades do material e sua habilidade em suportar condições de carregamento severas (fadiga, trincas por tensão). A natureza das tensões residuais depende não somente dos parâmetros de usinagem, tais como velocidade de corte, avanço, profundidade de corte, mas também da geometria da ferramenta e das condições de lubrificação.

Em experimentos de torneamento de aço inoxidável AISI 316L (com baixo teor de carbono) padrão e resulfurado com ferramentas de metal duro com e sem cobertura, M'Saoubi et al. (1999) concluíram que para todos os pares material/ferramenta, foram encontrados elevados valores de tensão residual de tração (aproximadamente 800 MPa), associados a um forte endurecimento por tensão nas superfícies das peças. Estas tensões de tração foram atribuídas aos efeitos térmicos locais que surgiram da geração de calor durante o corte, levando a elevadas temperaturas na zona de contato ferramenta/peça (próximo de 900° C) na região da ponta da ferramenta, em particular para velocidades de corte maiores. A espessura da camada endurecida diminuiu com a velocidade de corte, mas aumentou para altos valores de avanço. Quando o material é resulfurado para melhorar sua usinabilidade, as temperaturas foram mais baixas (cerca de 700° C) e os níveis de tensão, conseqüentemente, diminuíram. Considerando a ferramenta sem cobertura e com cobertura, no caso de TiN, os autores verificaram que os efeitos mecânicos demonstraram ter um papel significativo, pois mesmo que a cobertura de TiN tenha reduzido o atrito e o nível de temperatura (menor que 800° C) da peça, ainda assim ela afetou a distribuição da tensão residual, aumentando a profundidade da região severamente deformada (aumento de 20%). Isto foi associado ao mecanismo de formação do cavaco e à modificação da região do raio de ponta.

### ***Formação de rebarbas***

Em geral a rebarba é o resultado de ângulos de pastilhas negativas no chanfro da aresta de corte que impõem dificuldades ao processo de corte. Elas podem ser reduzidas e até eliminadas quando a aresta de corte é positiva, mais viva e mais adequada para esta gama de materiais (AB Sandvik Coromant, 2001).

### **c) Melhoramentos na usinabilidade dos aços inoxidáveis**

Diversas tecnologias têm sido desenvolvidas para melhorar a usinabilidade dos aços. Segundo Klujzso & Soares (2005), estas tecnologias variam desde (a) um controle apurado do processo de fabricação/transformação, passando pela (b) adição de elementos químicos que promovam a fragilização do cavaco e/ou lubrificação da ferramenta de corte, até (c) a modificação das inclusões de óxidos resultantes do processo de desoxidação. A seguir, faz-se um breve resumo destas técnicas.

#### *Controle do processo de fabricação/transformação*

Como controle do processo de fabricação/transformação pode-se citar: controle do oxigênio ativo durante o processo de fabricação de aços, o controle do processo de solidificação, controle da microestrutura resultante após o processo de conformação a quente, controle do grau de encruamento causado pelo trabalho a frio, controle de teor de residuais contidos na sucata. Estes são exemplos de parâmetros de processos que interferem diretamente na usinabilidade dos aços.

#### *Adição de elementos químicos para melhorar a usinabilidade*

Do mesmo modo que nos aços para construção mecânica existem vários métodos para a melhoria da usinabilidade dos aços inoxidáveis. O método mais conhecido e utilizado é a adição de enxofre ao aço, que conduz à formação de sulfetos de manganês na matriz. Essas inclusões possuem baixo ponto de fusão e alta deformabilidade, tendo um efeito positivo na usinabilidade, causando um efeito lubrificante na aresta de corte e facilitando a quebra do cavaco na zona de cisalhamento. (Sokolowski & Barbosa, 2003; Nordin et al., 2000; Belejchak, 1997; Tessler & Barbosa, 1993; Pizzi et al., 1998). Outros métodos utilizam a adição de elementos como o selênio, chumbo, telúrio e bismuto. Entretanto, na maioria das vezes, a melhoria da usinabilidade é acompanhada da queda de outras propriedades como: resistência à corrosão, ductilidade e tenacidade na direção transversal, plasticidade a quente e a frio e soldabilidade (Sokolowski & Barbosa, 2003; Gennari Jr & Machado, 1999). As ligas em que são adicionados aditivos para facilitar a usinagem são chamadas de ligas de usinagem livre (*free-machining alloys*) ou aços-de-corte-fácil. As ligas de usinagem fácil formam um grupo limitado que inclui algumas das ligas

das cinco famílias básicas de aços inoxidáveis (ASM Handbook, 1995; Carpenter Specialty Alloys, 2002). A seguir será feito um breve resumo dos principais elementos que são adicionados aos aços para melhorar suas características de usinabilidade.

**Enxofre** – É o principal elemento usado para aumentar a usinabilidade, pois forma inclusões de MnS (sulfeto de manganês) ou sulfetos mistos de cálcio e manganês. O aumento do teor de enxofre, dentro da faixa permitida, melhora a usinabilidade possibilitando maior velocidade de corte e vida mais longa à ferramenta de corte. O teor de enxofre é limitado por comprometer outras propriedades do aço, como resistência à corrosão, trabalhabilidade a quente e a frio e tenacidade.

**Chumbo** – Apresenta baixa solubilidade nos aços inoxidáveis, formando inclusões metálicas de forma nodular que atuam como lubrificantes internos reduzindo o atrito com a ferramenta e fragilizando os cavacos, que se tornam mais quebradiços. As propriedades mecânicas e a resistência à corrosão são praticamente inalteradas pela adição deste elemento em teores residuais. Adições de chumbo aos aços inoxidáveis resulfurados conferem melhoria de qualidade na superfície usinada (Tessler & Barbosa, 1993). Preocupações com o meio ambiente e a saúde dos trabalhadores levaram a diminuição do uso do chumbo nos aços. (Klujzso & Soares, 2005). O chumbo tem alta pressão de vapor e seus gases são tóxicos (Tessler & Barbosa, 1993)

**Bismuto** – Apresenta características físico-químicas muito semelhantes ao chumbo. Também apresenta baixa solubilidade nos aços inoxidáveis austeníticos, formando inclusões metálicas. Os benefícios do bismuto são similares aos benefícios do chumbo, atuando na redução do atrito entre a peça e a ferramenta e produzindo cavacos curtos. Provocam ainda a redução na ductilidade à quente, como o chumbo. As propriedades mecânicas e a resistência à corrosão são praticamente inalteradas pela adição deste elemento, e os seus gases não são tóxicos (Tessler & Barbosa, 1993)

**Telúrio** – Forma inclusões com o manganês, de composição MnTe, similares à de MnS. O telúrio é mais eficaz na melhoria da usinabilidade que o enxofre. Nos aços inoxidáveis de corte fácil ao enxofre, adições de telúrio promovem a formação de sulfetos mais globulares. Entretanto, a utilização de telúrio é restrita devido aos efeitos prejudiciais na trabalhabilidade à quente dos aços inoxidáveis austeníticos (ASM Handbook, 1997).

**Selênio** – Forma inclusões de forma semelhante aos sulfetos, produzindo compostos de MnSe, que conferem melhoria na usinabilidade nos aços inoxidáveis. O selênio é muito utilizado nos aços inoxidáveis de usinagem fácil, como por exemplo, AISI 304Se e AISI 303Se. Apesar de ser menos eficaz que o sulfeto de manganês na melhoria da usinabilidade dos aços inoxidáveis, para a mesma porcentagem em peso, o acabamento obtido apresenta-se melhor (ASM Handbook, 1997). Os aços inoxidáveis ao selênio apresentam melhor trabalhabilidade a frio e resistência à corrosão do que aqueles de corte fácil ao enxofre. Adições de selênio têm sido usadas em ligas de corte fácil ao enxofre, promovendo inclusões maiores e mais globulares que melhoram a usinabilidade (Tessler & Barbosa, 1993).

Gennari & Machado (1999) citam também que a adição de cobre pode melhorar a usinabilidade dos aços inoxidáveis. Adições de 1,5% de cobre em aços inoxidáveis austeníticos ABNT 303 apresentaram as seguintes vantagens: melhoria da resistência à corrosão, melhoria na usinabilidade, deformação a frio sem alteração e aumento do custo do material compensado pelos benefícios obtidos.

#### Controle das inclusões de óxidos

Durante o processo de desoxidação do aço, inclusões de óxidos são invariavelmente geradas. A quantidade de inclusões que permanece no aço é função, basicamente, da capacidade de absorção da escória e de como o processo de flotação com gás é conduzido. Dependendo do desoxidante utilizado, bem como do controle das reações metal-escória, formam-se inclusões com diferentes composições químicas que apresentam dureza mais ou menos elevada, o que pode favorecer ou prejudicar a usinabilidade do aço. As inclusões do ternário cálcio-sílica-alumina são as que apresentam menor dureza e ponto de fusão, o que cria uma barreira à difusão de material da ferramenta para o cavaco durante a usinagem em altas velocidades de corte (Klujszo & Soares, 2005).

Nos últimos anos tem-se utilizado a técnica de controle das inclusões de óxidos para melhorar a usinabilidade, sem prejuízo de outras propriedades da liga. A usinabilidade melhorada é conseguida por meio do controle da composição química e da técnica de desoxidação na fabricação do aço. As ligas produzidas segundo esta técnica são chamadas de ligas de

usinabilidade melhorada (*enhanced-machining alloys*). Na técnica de desoxidação com cálcio, o mecanismo atuante é a modificação das inclusões óxidas duras e abrasivas para inclusões complexas. Basicamente, a desoxidação com cálcio consiste na adição de cálcio ao material, de maneira a promover a formação de inclusões (anortita – silicato de cálcio alumínio –  $\text{CaAl}_2\text{Si}_2\text{O}_8$  e gehlenita) mais macias (em comparação às inclusões usuais de  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) e adequadas para o processo de corte e manter o teor de enxofre na parte alta do intervalo de tolerância da liga, para garantir a formação de sulfetos de cálcio/manganês que circundam tais inclusões, o que promove o efeito lubrificante na interface cavaco-ferramenta (Pizzi et al., 1998). Assim, no processo de fabricação do aço obtém-se inclusões com características específicas (Sokolowski & Barbosa, 2003; Gennari Jr & Machado, 1999; Tessler & Barbosa, 1993)

Experimentos realizados por Fang & Zhang (1996) mostraram que uma fina película aderente à superfície da ferramenta é formada durante a usinagem de aços inoxidáveis de corte fácil tratados com adição de cálcio e enxofre (Ca-S). Os autores compararam o desempenho de uma ferramenta de metal duro ISO P10 ( $\gamma = 6^\circ$ ,  $\alpha = 6^\circ$ ,  $\kappa_r = 90^\circ$ ,  $\kappa_r' = 8^\circ$  e  $\lambda_s = 0^\circ$ ), no torneamento, sem fluido de corte, de um aço inoxidável austenítico comercial e o mesmo aço com adição de Ca-S (aço-de-corte-fácil). Concluíram que a usinabilidade do aço-de-corte-fácil com adição de Ca-S é muito superior à do aço comum. Uma das principais razões para a melhoria da usinabilidade é a formação de uma película aderente à superfície da ferramenta que ocorre durante a usinagem e que tem um efeito de proteger a ferramenta e assim prolongar sua vida. A película aderente é basicamente formada de compostos ternários de óxidos ( $\text{CaO}$ ,  $\text{MgO}$ ,  $\text{MnO}$ ) –  $\text{Al}_2\text{O}_3$  –  $\text{SiO}_2$ . O óxido de cálcio ( $\text{CaO}$ ) distribui-se uniformemente em toda a área da camada aderente. Os óxidos de magnésio ( $\text{MgO}$ ) e de alumínio ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) apresentam grande densidade próximo à ponta da ferramenta. O sulfeto de manganês ( $\text{MnS}$ ) distribui-se na área onde a camada aderente termina (ver Figura 3.4).

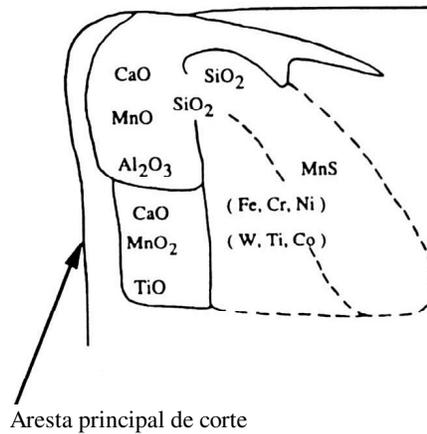


Figura 3.4 – Distribuição dos elementos químicos da camada aderida à superfície de saída da ferramenta (Fang & Zhang, 1996).

Segundo Qi & Mills (1996) a espessura da camada aderida é de 2 a 40  $\mu\text{m}$ . A película aderente melhora a vida da ferramenta através da inibição do desgastes abrasivos e adesivos. A camada efetivamente muda a dinâmica normal do processo de difusão para um modelo de difusão quase estático que diminui grandemente a difusão. Para estes autores o processo de formação da camada aderente pode ser dividido em 4 estágios: (1) Extrusão das inclusões não metálicas de baixa viscosidade sobre as superfícies da ferramenta; (2) Adesão da cobertura sobre a ferramenta; (3) Endurecimento e crescimento da camada; e (4) Formação de uma camada estável. A formação da camada aderente na zona de interface cavaco-ferramenta é grandemente dependente da temperatura e da distribuição desta temperatura.

Pizzi et al. (1998) realizaram ensaios de fresamento em aço inoxidável ABNT 316 e ABNT 316M, este de usinabilidade melhorada através do controle de inclusões, mediante a adição de cálcio. Os pesquisadores utilizaram pastilhas de metal duro P45, GC235 (especificação ISO SEMN 1204AZ) e porta ferramenta R260.22.80-15 T-MAX 145 com 6 pastilhas intercambiáveis. O conjunto apresentava a seguinte geometria:  $\kappa_r = 45^\circ$ ,  $\epsilon_r = 90^\circ$ ,  $\lambda_s = 17^\circ$ ,  $\gamma_o = 90^\circ$  e  $\alpha_o = 20^\circ$ . As condições de corte constam da tabela 3.9 e foram medidos: a potência de corte, a rugosidade da peça, a temperatura de usinagem e o desgaste das ferramentas. Todos os ensaios foram realizados sem fluido de corte. Os autores verificaram que o desempenho do aço inoxidável ABNT 316M foi superior à do ABNT 316 convencional em todos os critérios investigados, ou seja: menor potência consumida, menor temperatura de corte, menor desgaste das pastilhas e menor rugosidade da peça.

Tabela 3.9 – Condições de corte utilizados nos testes de vida das ferramentas para os aços ABNT 316 e 316M, (Pizzi et al, 1998)

Condição	Velocidade de corte $v_c$ (m/min)	Avanço $f_z$ (mm/dente)	Profundidade de corte $a_p$ (mm)
1	104,194	0,231	1,523
2	190,703	0,146	2,216
3	205,105	0,130	1,783
4	109,912	0,182	2,246

Tessler & Barbosa (1993) avaliaram a usinabilidade do aço inoxidável ABNT 304 e do aço com controle de morfologia de inclusões e adição de bismuto, denominado V304 Vimac-Bi. Os pesquisadores verificaram que o aço com usinabilidade melhorada (V304 Vimac-Bi) possui melhor usinabilidade, apresentando maior comprimento usinado para uma mesma vida da ferramenta, cavacos mais curtos e um melhor acabamento da peça usinada.

Akasawa et al. (2003) realizaram ensaios de torneamento com ferramenta de metal duro para determinar os efeitos dos aditivos de corte fácil na usinabilidade de aços inoxidáveis austeníticos. Os materiais ensaiados foram: SAE 303 (ressulfurado), SAE 303Cu (ressulfurado e com adição de cobre), SAE 303Ca (ressulfurado e com adição de cálcio), SAE 304 (não resulfurado, padrão), SAE 304Bi (não resulfurado e com adição de bismuto), SAE 304Ca (com adição de cálcio) e SAE 316 (não resulfurado, padrão). Os ensaios de torneamento foram realizados com ferramentas de metal duro classe K10, e nas condições com e sem fluido de corte. Os autores concluíram que (a) os aços resulfurados apresentaram uma deterioração da textura (rugosidade) superficial, especialmente em velocidades de corte menores, e na usinagem sem fluido; (b) a resulfurização e a adição de cobre diminuíram a força de corte; (c) a adição de bismuto resultou numa superfície sem deterioração e a espessura do cavaco tornou-se menor; (d) os aços tratados com cálcio exibiram o melhor acabamento superficial e as menores forças de corte, quando comparados com os aços puros (sem adições).

#### **d) A usinagem do aço inoxidável endurecível por precipitação**

Não existem muitas pesquisas publicadas sobre a usinagem do aço inoxidável endurecível por precipitação. As informações disponíveis limitam-se apenas a recomendações sobre parâmetros como velocidade de corte e avanço, nos prospectos dos fabricantes de ferramentas de

corte e dos aços inoxidáveis. Alguns poucos trabalhos publicados serão apresentados neste tópico.

A usinabilidade dos aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação depende do tipo de liga e de seu nível de dureza. Os aços martensíticos são freqüentemente usinados na condição recozida; por isso somente um simples tratamento de envelhecimento é requerido para atingir o desejável nível de resistência. Nesta condição, a relativamente alta dureza limita a usinabilidade. A maioria destas ligas possui usinabilidade comparável, ou pouco pior do que uma liga austenítica, como a S30400 (ASM Handbook, 1997).

Os aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação martensíticos também podem ser usinados na condição envelhecida (endurecida por precipitação), podendo-se manter tolerâncias apertadas. A facilidade de corte geralmente varia com a dureza ou a condição de tratamento térmico. A tabela 3.10 mostra o efeito da condição de tratamento da liga na usinabilidade da mesma, para o aço S17400 (17-4PH ou AISI 630), segundo a ASM Handbook (1997).

Tabela 3.10 – Usinabilidade relativa do aço inoxidável S17400 em várias condições de tratamento térmico (ASM Handbook, 1997).

<b>Melhoria na usinabilidade (velocidade de corte maior)</b>	<b>Condição de tratamento térmico</b>	<b>Dureza (HRC)</b>
	H1150M	27
	H1150	33
	H1075	36
	A ( <i>condição recozida</i> )	34
	H1025	38
	H900	44
	<b>Melhoria no acabamento superficial</b>	

O aço 17-4PH pertence à classe dos materiais difíceis de usinar por causa de sua baixa condução térmica e elevada ductilidade. O fenômeno da aresta postiça de corte aparece facilmente no corte deste material (Klim et al., 1996).

Em ensaios de torneamento do aço inoxidável endurecível por precipitação AISI 630 (17-4PH) convencional e com usinabilidade melhorada através da tecnologia de desoxidação com cálcio, Sokolowski & Barbosa (2003) verificaram que, para o aço com usinabilidade melhorada, o comprimento usinado é sensivelmente superior ao do aço convencional, para um mesmo

desgaste de flanco. Os pesquisadores utilizaram pastilha P30, velocidade de corte de 120 m/min, avanço de 0,25 mm/volta e profundidade de usinagem de 1,0 mm.

Matsumoto & Minatogawa (2005) compararam o desempenho de ferramenta de metal duro com revestimento de TiAlN (PVD), no torneamento sem fluido de corte do aço inoxidável endurecível por precipitação AISI 630 convencional e do aço AISI 630UF, este com usinabilidade melhorada através da adição de cálcio. Em todas as condições ensaiadas pelos pesquisadores, o torneamento do aço com adição de cálcio apresentou melhor desempenho, ou seja: maior vida da ferramenta, menor potência consumida e melhor acabamento superficial.

Krabbe & Diniz (2005) realizaram ensaios de fresamento do aço inoxidável endurecível por precipitação 15-5PH (UNS S15500), com dureza de 40 HRC, para determinar a máxima vida da ferramenta, em volume de material removido, para duas fresas inteiriças de metal duro. Como parâmetros constantes eles utilizaram: número de dentes da fresa (4), classe de metal duro, revestimento (TiAlN - PVD), espessura média do cavaco, fluido de corte e o volume de material removido por minuto para cada profundidade radial de corte. Como parâmetros variáveis foram utilizados: diâmetros da fresa (16 e 20 mm), profundidade de corte  $a_p$  (5 e 16 mm), profundidade radial de corte  $a_e$  (0,33 e 0,7D) e velocidade de corte (80 e 100 m/min). As variáveis de saída foram: número de lascamentos na aresta principal de corte, potência consumida e comprimento de corte fresado. Os resultados demonstraram que a fresa de menor diâmetro (16 mm) apresentou sempre uma maior vida de ferramenta para a mesma taxa de remoção de material quando comparada à fresa de maior diâmetro (20 mm). Demonstraram também que para a menor condição de profundidade radial de corte estudada a uma profundidade axial de corte elevada (baixo “ $a_e$ ” alto “ $a_p$ ”), a vida da ferramenta foi superior quando comparada à mesma condição de taxa de remoção de material, porém com profundidade radial alta (alto “ $a_e$ ” e baixo “ $a_p$ ”). A potência de usinagem não teve aumento significativo com o aumento do número de lascamentos da aresta de corte da ferramenta.

Na condição recozida, a usinagem das ligas semiausteníticas é feita com dificuldade, pouco pior do que uma liga austenítica como a S30200, que possui uma elevada taxa de endurecimento por tensão. Assim como os aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação martensíticos, para os

aços semiausteníticos a dificuldade de usinagem aumenta com o nível de dureza após envelhecimento (ASM Handbook, 1995).

Os aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação austeníticos, como a liga S66286, possuem baixa usinabilidade, requerendo taxas de remoção de cavaco mais baixas do que aquelas utilizadas para os aços inoxidáveis austeníticos altamente ligados. A usinagem na condição endurecida por envelhecimento irá exigir velocidades de corte ainda mais baixas (ASM Handbook, 1995).

### **3.3 – Ferramentas para usinagem dos aços inoxidáveis**

#### ***a) Material e geometria da ferramenta de corte***

A diminuição das forças de corte pode reduzir as altas temperaturas que frequentemente surgem quando o aço inoxidável é fresado. Usando-se porta-ferramentas com ângulos positivos, combinados com os ângulos de saída muito positivos nas geometrias de pastilhas na usinagem de inoxidáveis austeníticos pode-se reduzir substancialmente a temperatura gerada. Além disso, se for escolhida uma classe de pastilhas que possa resistir aos efeitos de altas temperaturas (substrato com alta dureza) ou coberturas com uma camada isolante de óxido de alumínio, esse material pode ser fresado com ótimas produtividade e vida útil da ferramenta (AB Sandvik Coromant, 2001).

Para o fresamento de aços inoxidáveis, a empresa Sandvik (2001) recomenda ferramentas positivas, geometrias de pastilhas positivas e com arestas vivas e classes de materiais de ferramentas capazes de suportar temperaturas mais elevadas por terem um substrato duro ou, alternativamente, uma camada termo-protetora. Este fabricante de ferramenta recomenda ainda que a usinagem seja feita com velocidade de corte aproximada de 200 m/min e sem a utilização de fluidos de corte. Com a geometria positiva proporciona-se um bom fluxo de cavacos, baixas forças de corte e as arestas vivas cortam mais facilmente materiais viscosos e endurecidos por tensão. Para o material austenítico, duplex e superduplex, deve-se usar uma classe de pastilhas com substrato de granulação fina e cobertura de PVD. A granulação fina possibilita uma aresta viva e a cobertura PVD a mantém, sem contar que, com esses tipos de materiais, a camada de PVD tem a vantagem de reduzir a tendência à formação de arestas postiças e, nos casos em que

as arestas postiças são formadas e eliminadas, o substrato de granulação fina é mais resistente que os de granulação grossa, porque a aresta não fica tão danificada quando a aresta postiça colapsa. Se por outro lado, o material se desgasta abrasivamente, como o martensítico endurecido por precipitação, ou possui uma casca de fundição, uma classe com núcleo tenaz e cobertura resistente ao desgaste apresenta maiores vantagens. A figura 3.5 resume o que foi citado até aqui.

O corte interrompido, como ocorre no fresamento, acrescenta ao processo de usinagem desafios adicionais, uma vez que ciclos mecânicos e térmicos adicionais irão resultar na formação de trincas de origem mecânica e térmica na forma de pente. Estas trincas são causadas pela expansão e contração alternadas da camada superficial da ferramenta, uma vez que ela é aquecida durante o corte e resfriada quando não está cortando.

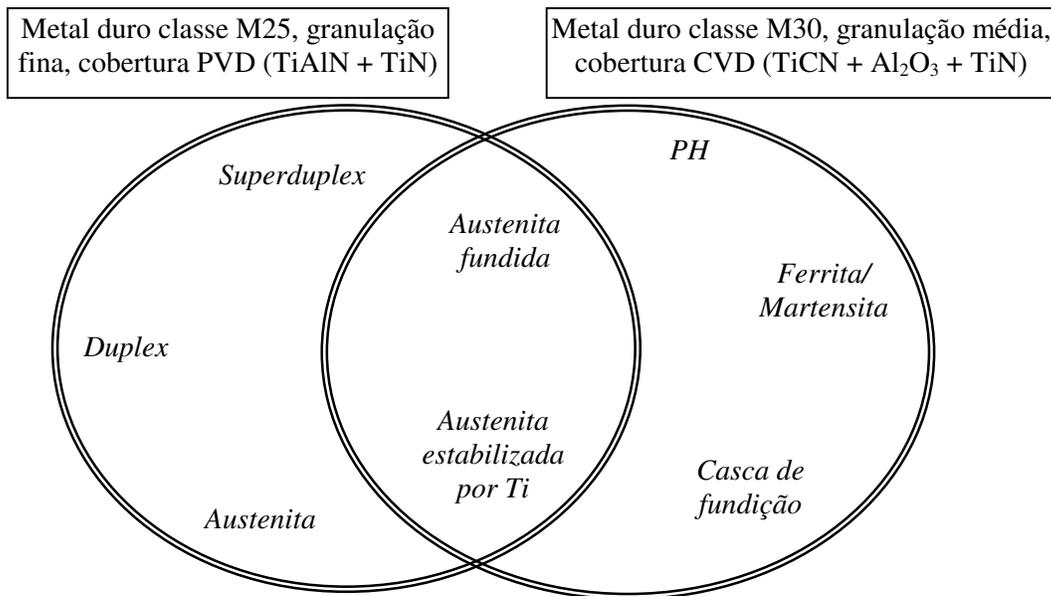


Figura 3.5 – Recomendação de pastilhas de metal duro para o fresamento dos aços inoxidáveis, (AB Sandvik Coromant, 2001).

Segundo a AB Sandvik Coromant (2001) as classes que atendem ao fresamento de aços inoxidáveis são:

- Classe de metal duro ISO M15 com cobertura PVD para fresamento médio a leve de aços inoxidáveis. É a primeira escolha para materiais endurecidos e pastosos.
- Classe de metal duro ISO M25 com cobertura PVD para fresamento de aços inoxidáveis (principalmente os austeníticos) em velocidades médias a altas.

– Classe de metal duro ISO M30 com cobertura para fresamento de aços inoxidáveis com tendências abrasivas, por exemplo, peças fundidas, aços inoxidáveis ferríticos/martensíticos e aços PH em velocidades médias. As pastilhas têm sua tenacidade aumentada no substrato devido à relativamente alta proporção de aglomerante (cobalto) presente e à cobertura resistente ao desgaste e que rejeita calor, o que significa que a classe retém sua dureza mesmo em altas temperaturas. As pastilhas CVD são cobertas com  $\text{TiCN} + \text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiN}$ , sendo que a camada de TiCN proporciona resistência ao desgaste abrasivo e o  $\text{Al}_2\text{O}_3$  age como uma barreira contra o calor na cobertura. Uma classe com granulação de média para grande no substrato deve ser usada particularmente com pastilhas que não tenham nenhuma necessidade de arestas de corte vivas, uma vez que as arestas precisam ser arredondadas antes da cobertura CVD para evitar lascamento. O substrato das pastilhas deve ser resistente o suficiente para suportar aplicações que requerem tenacidade desde o seu núcleo – por exemplo, peças com partículas duras que causam desgaste abrasivo das arestas de corte e operações em que ocorre vibração.

Recomendações referentes à geometria das ferramentas sugerem o emprego de ângulos de saída positivos e grandes ângulos de folga, com a presença de quebra-cavacos sempre que possível. O material da ferramenta mais indicado é o metal duro, revestido ou não. O emprego de velocidade de corte e avanço moderados e de grandes profundidades proporcionam melhores resultados, em função do material a ser trabalhado e da ferramenta utilizada.

No caso de endurecimento superficial é recomendada a utilização de uma ferramenta afiada e uma razoavelmente alta taxa de avanço para a prevenção de danos à ferramenta causados por este endurecimento (Nordin et al., 2000).

Segundo Liew et al. (2003) as ferramentas de PCBN são largamente utilizadas na usinagem de ultra-precisão de insertos de moldes em aço inoxidável martensíticos temperados (dureza entre 40 e 55 HRC) para aplicações em produção de lentes.

Segundo Koelsch (2000) um dos avanços mais importantes na manufatura de metal duro atualmente é a diminuição do tamanho dos grãos das partículas. Historicamente o tamanho das partículas tem variado entre 1 e 10  $\mu\text{m}$ , mas os fabricantes estão encolhendo ainda mais essa dimensão, já existindo hoje partículas com 0,2  $\mu\text{m}$  de diâmetro. Após oferecer carbonetos de

microgrão por vários anos, mais fabricantes estão desenvolvendo classes com grãos submicrométricos de metal duro. Quanto menor o tamanho do grão mais denso torna-se o material e mais tenacidade à fratura ele tem. Os grãos submicrométricos dão a estes materiais novas classes, que têm resistência à quebras similares à do aço-rápido e a dureza do metal duro. As pastilhas feitas destes materiais podem ter uma geometria altamente positiva sem que ocorra o lascamento da ferramenta.

Além de proporcionar geometria positiva, outra vantagem para os metais duros de grãos finos é a habilidade de cortar em velocidade e avanços mais elevados. As classes submicrométricas têm sido bem-sucedidas em velocidades de corte elevadas na usinagem de ligas de alta temperatura, aço inoxidável e aços ferramenta endurecidos à cerca de 58 a 60 HRC (Koelsch, 2000).

Weingaertner e Gomes (2003) realizaram ensaios de fresamento do aço martensítico ABNT (SAE) 420, com dureza 52 HRC. O aço ABNT 420 apresentou uma característica estrutural com grãos martensíticos finos e uma grande quantidade de carbonetos. Os autores utilizaram 5 tipos de materiais de ferramentas: metal duro classe P25, classe K03 (micro-grão), cermet WSP1, CBN (25% de pureza) e CBN (99% de pureza), todos com revestimentos de TiAlCN, com exceção do cermet, que possuía revestimento de TiCN. A classe K03 (micro-grão) apresentou o melhor desempenho, permitindo usinar maior volume de cavaco. Com isto, os autores constataram que quanto menor grão, maior é a tenacidade e a resistência ao desgaste da aresta de corte.

#### ***b) Revestimentos***

Como já apresentado no Capítulo 2 o objetivo do emprego de revestimentos em ferramentas de corte é, em primeiro lugar, aumentar a dureza comparativamente à dureza do substrato e, portanto, possibilitar a redução do desgaste abrasivo. Os objetivos adicionais com referência ao substrato são a redução da tendência de aderência, o que resulta em redução do desgaste por aderência e do coeficiente de atrito e, conseqüentemente, em forças e temperaturas de corte mais baixas. Os revestimentos, que têm uma condutividade térmica reduzida, podem atuar como um isolante térmico e podem influenciar positivamente a distribuição da temperatura no substrato. Todas estas propriedades permitem aumentar as velocidades de usinagem e/ou melhorar a vida da ferramenta. Durante o desenvolvimento do presente capítulo algumas

aplicações ou recomendações sobre coberturas em ferramentas para usinagem de aços inoxidáveis já foram citadas. Neste tópico serão apenas mencionadas mais algumas.

A utilização de ferramentas com cobertura é altamente recomendada, especialmente quando da usinagem do material 15-5PH na condição endurecida por envelhecimento. Coberturas de TiCN e TiAlN são duas sugestões feitas pela Carpenter Technology Corporation (2002).

No processo de furação de aço inoxidável austenítico com pastilhas intercambiáveis e com tecnologia de mínima quantidade de lubrificação, o material adequado é o metal duro tipo P35 ou um tipo refinado de P20-P40, com revestimento de TiAlN. Os cermets não são recomendados para esta aplicação (Weinert & Löbbecke, 2002).

Nordin et. al. (2000) compararam o desempenho de pastilhas de metal duro revestidas com multicamadas de TiN e TaN, com pastilhas revestidas com somente uma camada de TiN ou TaN, no fresamento de aço inoxidável austenítico AISI 316. Utilizando insertos tipo SEKN1204AZ, suporte SECO R220.14, de diâmetro 80 mm, com velocidade de corte de 180 m/min, avanço de 0,24 mm/dente e profundidade de corte de 2 mm e usinagem a seco, eles concluíram que a pastilha multicamada apresentou desempenho superior à pastilha com somente uma camada de TiN ou TaN. O melhor desempenho foi devido a uma menor interação cavaco/ferramenta, que resultou numa menor densidade de trincas em forma de pente e superior resistência ao desgaste.

Selinder et al. (1998) compararam o desempenho de insertos revestidos através de PVD, CVD e multicamadas de TiN/TaN e TiN/NbN, na usinagem de aço inoxidável AISI 303/304. Os parâmetros de corte utilizados por eles, ferramenta de corte e coberturas estão especificados na tabela 3.11.

Tabela 3.11 – Ensaios e materiais utilizados por Selinder et al. (1998).

<b>Teste 1</b>			
Peça: Inox AISI 303/304; veloc. de corte, 172 m/min; avanço, 0,12 mm/dente, prof. de usinagem, 4,0 mm			
<b>Número da ferramenta</b>	<b>Substrato</b>	<b>Tipo do revestimento</b>	<b>Espessura da camada</b>
1	WC com 9% de Co (em peso)	PVD, lamelas de TiN/TaN	3,3 µm
2	WC com 9% de Co (em peso)	PVD, TiCN, camada simples	4,8 µm
3	WC com 9% de Co (em peso)	CVD, três camadas TiCN/Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /TiN, classe para fresamento de aço	5,0 µm
4	WC com 9% de Co (em peso)	PVD, TiAlN, camada simples	4,0 µm
5	Comercial, WC/Co (P30/M25)	PVD TiCN, classe para fresamento	5,0 µm
<b>Teste 2</b>			
Peça: inox AISI 303/304; veloc. de corte, 166 m/min; avanço, 0,12 mm/dente; prof. de usinagem, 4,0 mm			
1	WC com 9% de Co (em peso)	PVD, lamelas TiN/NbN	4,5 µm
2	WC com 9% de Co (em peso)	PVD, TiCN, camada simples	4,5 µm
3	WC com 9% de Co (em peso)	CVD, três camadas TiCN/Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /TiN, classe para fresamento de aço	5,0 µm
4	Comercial, WC/Co (P30/M25)	CVD TiCN	4,5 µm
5	Comercial, WC/Co,	PVD TiCN, classe para fresamento	5,0 µm

A figura 3.6 mostra os resultados obtidos por estes autores. Nela se observa que a ferramenta com inserto multicamadas de TiN/TaN usinou um maior comprimento durante sua vida, enquanto a ferramenta com CVD obteve o pior desempenho. Os autores concluíram que as ferramentas com cobertura PVD tiveram um desempenho superior àquelas com cobertura CVD e que as ferramentas com coberturas lamelares (multicamadas) foram superiores às ferramentas com coberturas PVD simples. As lamelas intercaladas de TiN/TaN em escala nanométrica resultam em uma significativa menor tensão residual na cobertura multicamadas. A alta resistência ao desgaste de flanco das coberturas lamelares é devido à alta dureza em combinação com moderados níveis de tensões compressivas residuais. As tensões compressivas têm, geralmente, efeitos benéficos sobre a resistência da aresta, pois a cobertura resistirá à iniciação da trinca.

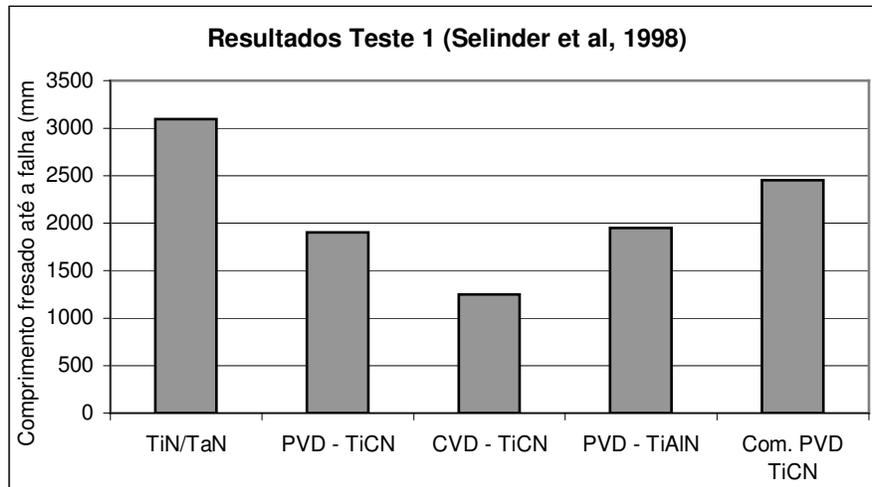


Figura 3.6 – Resultados obtidos para o fresamento de aço inoxidável AISI 303/304, (Selinder et al., 1998).

### 3.4 – O fluido de corte na usinagem dos aços inoxidáveis

A utilização de fluido de corte pode ser prejudicial em processos intermitentes de corte, como no fresamento, quando o principal modo de falha da ferramenta é a formação de trincas de origem térmica. Este modo de falha é acentuado pela flutuação na temperatura de corte, pois a ferramenta se aquece no período em que está cortando e resfria-se no período em que está inativa, durante a revolução da ferramenta. Esta flutuação na temperatura causa variação de tensões na ferramenta, devido ao elevado gradiente de temperatura, ocasionando a formação de trincas geralmente perpendiculares à aresta de corte. A aplicação de fluido de corte nestas situações irá incentivar o gradiente de temperatura, devido ao forte resfriamento durante o período em que a aresta não está cortando. Isto aumenta a variação das tensões acelerando, conseqüentemente, o processo de formação de trincas. (Vieira et al., 2001, AB Sandvik Coromant, 2001, Diniz et al., 2000).

A figura 3.7 ilustra este efeito. Observa-se que o gradiente de temperatura sofrido pela ferramenta quando não se utiliza fluido de corte é menor, apesar de sua temperatura média ser maior. No caso do fresamento com fluido, a ferramenta sofre um gradiente de temperatura bem maior, gerando altas tensões térmicas e favorecendo a formação de trincas em forma de pente, ou de origem térmica. Em outras palavras, uma ferramenta de metal duro prefere temperaturas mais altas e mais constantes, às temperaturas mais baixas e bastante variáveis.

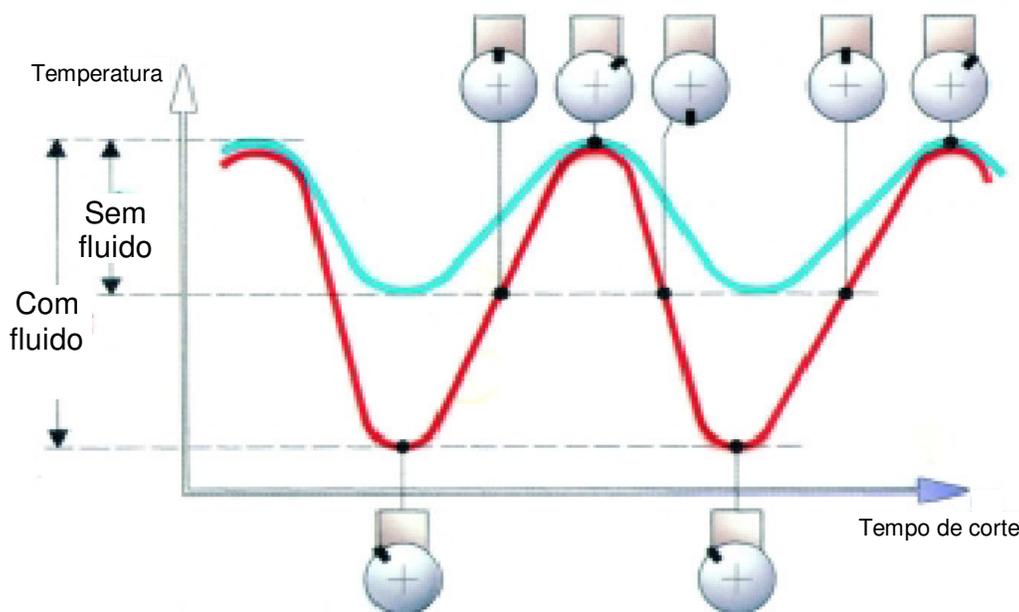


Figura 3.7 – O efeito do fluido de corte no fresamento (Sandvik Coromant, 2001).

Vieira et al. (2001) realizaram uma investigação experimental do desempenho de fluidos de corte no fresamento de aço AISI 8640 com ferramenta de metal duro com tripla cobertura. O fresamento sem fluido também foi realizado para efeitos de comparação. Os fluidos de corte utilizados foram: fluido sintético (50% água, 20% poliglicol e 30% de aditivos), semi-sintético (50% água e 50% aditivos) e emulsão com concentração 5%, cujo concentrado era composto de 90% de óleo mineral e 10% de aditivos. A ferramenta utilizada foi de metal duro classe P45 com tripla cobertura (TiN-TiC-TiN). A condição sem fluido apresentou a maior vida da ferramenta em relação às outras condições de lubrificação/refrigeração testadas e a ocorrência de trincas foi o principal modo de falha das ferramentas. Segundo os autores, este modo de falha ocorre em dois estágios: primeiro por um período de nucleação e crescimento das trincas de origem térmicas, seguido por um período de transformação destas trincas térmicas em sulcos em forma de pente, causado por vários mecanismos de desgaste que ocorrem na periferia das trincas térmicas. A ação do fluido de corte tende a diminuir o estágio inicial e também a reduzir o segundo estágio de formação destas trincas. As análises de EDS realizadas pelos autores mostraram evidências de que os mecanismos de difusão e *attrition* foram os responsáveis por completar a formação e uniformizar as trincas em forma de pente. Segundo os autores, a aplicação de fluidos de corte não é recomendada em condições de usinagem onde as trincas em forma de pente (ou sulcos) são

predominantes. Segundo De Melo & Machado (2005) a quantidade, a velocidade e a forma com que as trincas térmicas evoluem a sulcos (forma de pente) e, conseqüentemente ao desgaste da ferramenta, dependem fortemente dos parâmetros de corte, das condições de corte, da composição e microestrutura da ferramenta.

Schnell (1999) recomenda a utilização de fluido de corte semi-sintético sulfurizado/clorinado, na usinagem do aço tipo 316, para eliminar a aresta postiça de corte.

O processo de furação quase sempre ainda exige a utilização de fluidos de corte (Novaski et al., 2002; Aronson, 1995), em especial quando se trata de furação profunda. Novaski et al. (2002) realizaram ensaios de furação em aço inoxidável austenítico AISI 304 convencional e 304 UF (com usinabilidade melhorada através da tecnologia de desoxidação com cálcio). Os ensaios foram realizados nas condições sem fluido, com emulsão de óleo de corte com aplicação externa e com aplicação interna à broca. Foram utilizadas brocas helicoidais com cobertura de TiAlN (nos ensaios sem fluido e com aplicação externa de fluido) e brocas helicoidais com canal de refrigeração interna, revestida com TiN. Na condição sem fluido, a broca quebrou no quarto furo, devido ao empastamento de cavaco nos canais helicoidais da broca. Nas condições com fluido de corte, os desempenhos foram semelhantes, com relação ao desgaste da ferramenta e momento torsor. Na furação do aço AISI 304UF, o desgaste e momento torsor foram menores que no aço convencional. Os autores concluíram que a utilização de brocas com refrigeração interna são as mais indicadas por serem muito eficientes na refrigeração da superfície de contato peça/ferramenta e na extração do cavaco.

Rios (2002) realizou ensaios de furação de aço inoxidável austenítico AISI 304 para comparar o desempenho de uma broca de metal duro classe K30, recoberta com TiN, na presença de fluido sintético e emulsão. A furação na presença de fluido de corte sintético apresentou melhores resultados para força de avanço, circularidade, cilindricidade e desgaste de flanco.

Akasawa et al. (2003) nos ensaios de torneamento citados na página 89, verificaram que a utilização de fluido de corte possibilitou a obtenção de melhores acabamentos, para qualquer liga, quando comparado com a condição sem fluido de corte.

## Capítulo 4

### Materiais, Equipamentos e Procedimentos Experimentais

#### 4.1 – Materiais, Equipamentos, Instrumentos e Ferramentas utilizados.

##### 4.1.1 - Material Utilizado

Os corpos de prova foram fornecidos pela Embraer, através de uma parceria existente entre esta empresa e a UNICAMP para o desenvolvimento de pesquisas na área de usinagem. O material utilizado foi o aço inoxidável endurecível por precipitação (martensítico) UNS 15500 (15-5PH), de fabricação da AK Steel Corporation cuja composição química encontra-se na tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Composição química do aço 15-5PH (UNS 15500).

<b>C</b>	<b>Mn</b>	<b>Si</b>	<b>P</b>	<b>S</b>	<b>Cr</b>	<b>Ni</b>	<b>Outros</b>
0,07	1,0	1,0	0,040	0,030	14,00-15,50	3,5-5,5	0,15-0,45Nb; 2,50-4,50Cu

As dimensões dos corpos de prova utilizados nos ensaios preliminares e nos ensaios definitivos são mostradas na tabela 4.2. As diferenças nas medidas dos corpos de prova devem-se unicamente à disponibilidade de fornecimento pela Embraer.

Tabela 4.2 – Dimensões dos corpos de prova.

Corpo de prova	Comprimento	Largura	Altura
CDP 1	355	205	75
CDP 2	324	264	65
CDP 3	355	255	105

Os corpos de prova foram fornecidos na condição recozida. Foi efetuada a medição de dureza dos corpos de prova, ao longo de sua altura e na superfície (ver figura 4.1), obtendo-se uma dureza que variou de 35 a 38 HRC. Estes valores estão de acordo com a tabela 3.5 (condição A), apresentada no capítulo 3, que mostra as propriedades mecânicas do aço inoxidável 15-5 PH em diferentes condições de tratamentos térmicos.

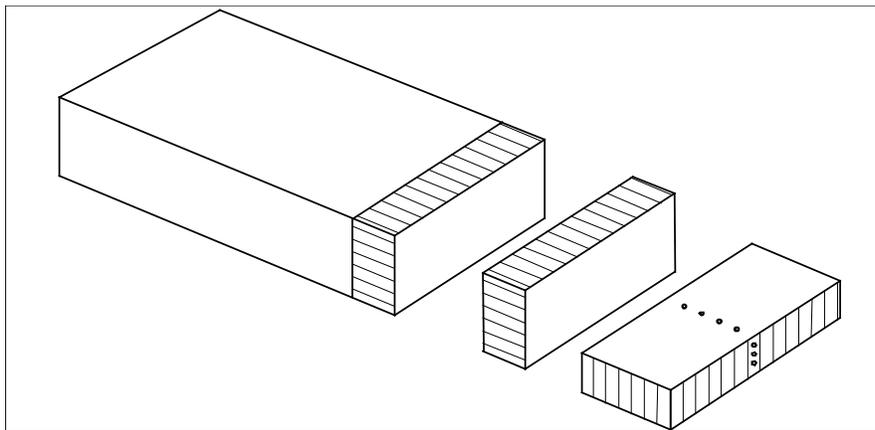


Figura 4.1 – Esquema da retirada do corpo de prova para medição de dureza.

#### 4.1.2 - Equipamentos e Instrumentos Utilizados

Os ensaios foram realizados nas instalações do Laboratório de Usinagem, do Departamento de Engenharia de Fabricação da Faculdade de Engenharia Mecânica (FEM) da Universidade Estadual de Campinas (UNICAMP). A máquina-ferramenta utilizada foi um centro de usinagem vertical Mori Seiki, modelo SV-40 com potência de 22 KW (30 HP) e máxima rotação de 12.000 rpm.

As medições dos desgastes de flanco máximo na superfície de folga das pastilhas ( $VB_{max}$ ) e as fotos da progressão destes desgastes foram obtidos em um sistema analisador de imagem

(Global Image Analyser) acompanhado do respectivo software (Global Lab Image). Este equipamento é constituído de um microscópio estereoscópico com ampliação de 25 a 50 vezes, acoplado a uma câmara de vídeo e a um computador compatível. A fresa a ser medida era fixada em um cabeçote divisor para permitir a medição dos desgastes de suas várias pastilhas (figura 4.2). Para esta medição removia-se da máquina-ferramenta todo o conjunto cone de fixação-fresa-pastilha que era fixado no divisor, como mostra a figura 4.2(b).



a) Estereoscópio e computador usados na medição.



b) Fixação da ferramenta no divisor.

Figura 4.2 – Sistema de medição do desgaste de flanco das pastilhas.

As medidas de rugosidade ( $R_a$ ) foram efetuadas utilizando-se um rugosímetro SurfTest 211, fabricado pela Mitutoyo, aferido e calibrado antes do início das medições. O parâmetro de *cut-off* foi ajustado para 0,8mm em todas as medidas.

A potência elétrica consumida foi obtida através da retirada do sinal de potência do comando numérico da máquina, com uma taxa de amostragem de 100 pontos por segundo. Esta aquisição foi efetuada através de uma placa de aquisição de dados analógico/digital e de um software feito em LabView, ambos fabricados pela National Instruments. O sinal de potência fornecida pela máquina-ferramenta fornece um valor de tensão que é proporcional à potência consumida pela máquina.

Após o fim da vida dos insertos eles eram examinados em um microscópio eletrônico de varredura (MEV) marca JEOL, modelo JXA 840A equipado com sistema de espectroscopia por dispersão de energia (EDS – *Energy Dispersive Spectrometer*).

Para verificação da concentração de fluido de corte nas emulsões foi utilizado um refratômetro manual marca ATAGO, modelo N-1E. A concentração do fluido era verificada regularmente no início dos ensaios e durante os mesmos.

Como será visto mais adiante, para avaliar o desempenho da emulsão no fresamento do aço inoxidável endurecível por precipitação 15-5PH, dois sistemas de aplicação desta emulsão foram utilizados: interna e externamente à ferramenta. As fresas utilizadas possuíam canais internos para a aplicação do fluido de corte pelo interior da mesma, e o fluido era direcionado para superfície de saída de cada inserto. As vazões das aplicações externa e interna eram diferentes devido ao fato de que a bomba de injeção do fluido interno presente na máquina era de alta pressão (70 bar). A vazão medida para a aplicação externa de fluido foi de 45 l/min e na aplicação interna esta vazão foi de 22,5 l/min. A figura 4.3 mostra um esquema da colocação dos bicos de injeção do fluido de corte na aplicação externa e na aplicação de mínima quantidade de fluido (MQF).

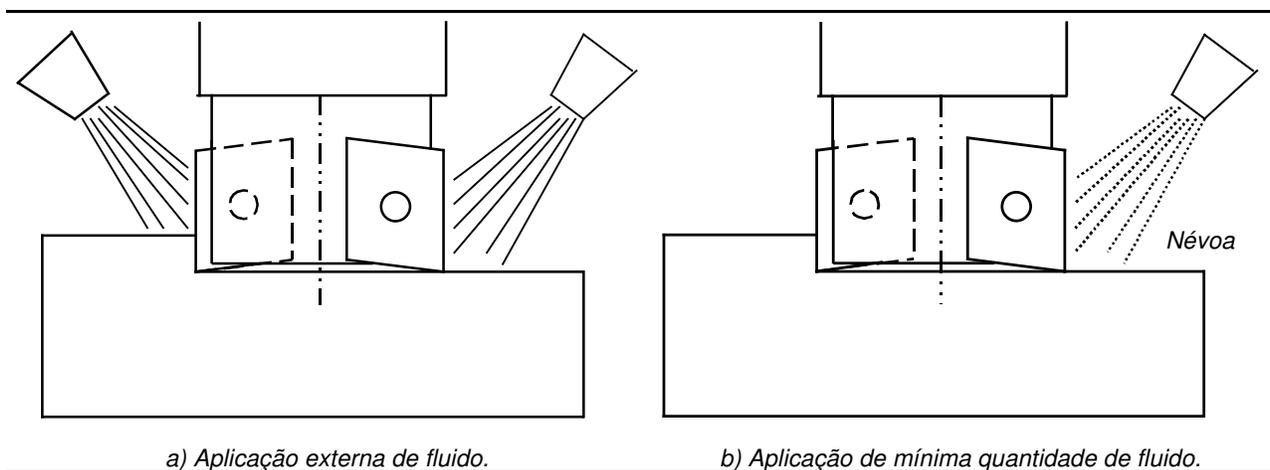


Figura 4.3 – Esquema dos bicos de injeção do fluido externamente à ferramenta e da aplicação de MQF.

Também foram realizados ensaios utilizando a técnica de Mínima Quantidade de Fluido (MQF), em que uma vazão muito pequena de óleo integral é pulverizada em um fluxo de ar comprimido, formando uma névoa de óleo. O equipamento de mínima lubrificação por névoa utilizado foi o *Magic-Cut “Mist coolant equipment”* da Fuso Seiki Co. Ltd., modelo OS-21-AT-

40. Este equipamento permite uma fina regulagem do volume de óleo, por meio de um registro tipo agulha, atomizando-o em um fluxo de ar comprimido à pressão constante de 6,0 bar. A figura 4.4 mostra um desenho esquemático de conjunto, com alguns detalhes, desse equipamento. A vazão de óleo utilizado como fluido de corte vaporizado pelo ar comprimido foi obtida através da cronometragem do tempo necessário para o vazamento do mesmo em uma bureta com graduação de 0,1 ml. A vazão medida e utilizada nos ensaios, de 35 ml/h, foi o resultado da média de 3 medições sucessivas, não apresentando variação superior a 5%. Um esquema do posicionamento do bico injetor na aplicação de MQF está na figura 4.3(b).

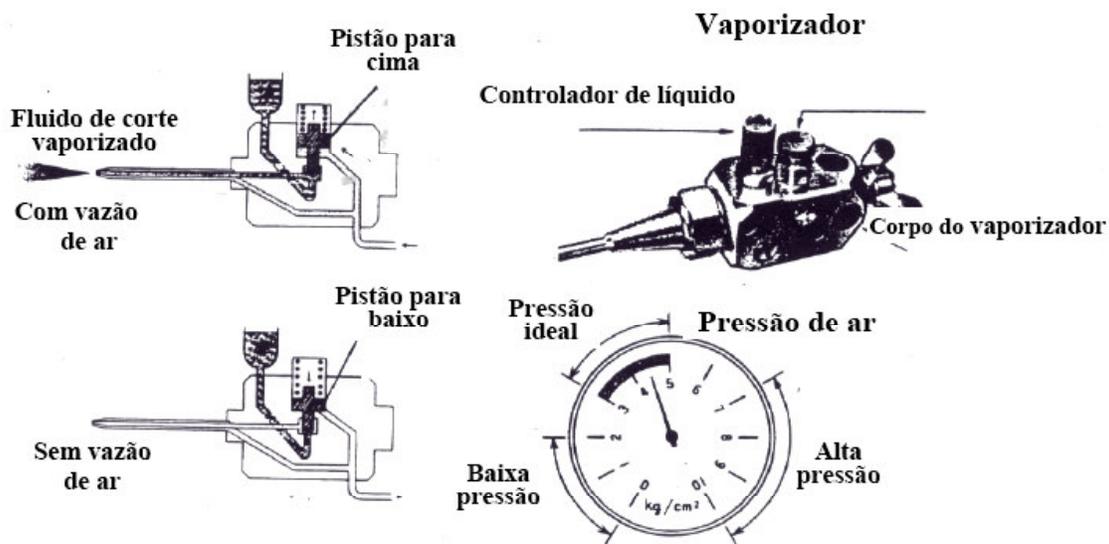


Figura 4.4 – Esquema do vaporizador de fluido de corte Magic Cut (Fuso Seiki) utilizado nos ensaios com mínima quantidade de fluido (MQF).

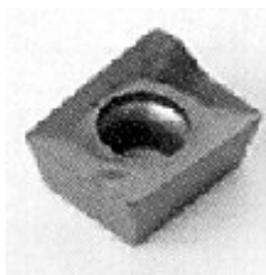
#### 4.1.3 - Ferramentas Utilizadas

Os ensaios foram realizados com fresas de topo com inserts intercambiáveis com diâmetro de  $\frac{3}{4}$  de polegada (19,05 mm), código 12J1M0784R05 3020431. Na operação de desbaste a ferramenta utilizada possuía 2 inserts e na operação de acabamento a fresa possuía 3 inserts de código APKT080304R. As fresas utilizadas possuíam canais internos que permitiam a passagem de fluido de corte pelo interior da mesma, tornando possível a aplicação de fluido direcionado na superfície de saída de cada inserto. Tanto a fresa quanto os inserts foram fornecidos pela

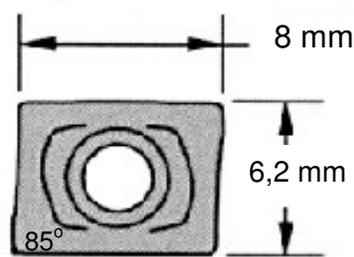
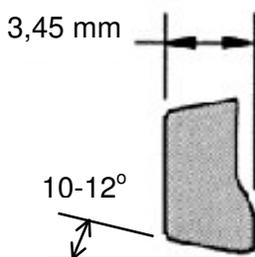
empresa Ingersoll Cutting Tools. O inserto possuía ângulo de ponta ( $\epsilon_r$ ) de  $85^\circ$ , ângulo de folga ( $\alpha$ ) de  $10^\circ$  a  $12^\circ$  e raio de ponta de 0,8 mm. A figura 4.5 mostra o inserto e a fresa de dois insertos utilizados nos ensaios descritos neste trabalho.



a) Fresa de dois insertos.



b) Inserto APKT080304R



c) Dimensões do inserto.

Figura 4.5 – Inserto e fresa de dois insertos utilizados nos ensaios de desbaste.

Quanto ao material dos insertos, foram utilizadas duas classes de metal duro: a classe ISO M30-40, denominada pelo fabricante como IN2030 e a classe ISO M20-40, denominada pelo fabricante como IN2005, ambas com cobertura de nitreto de titânio alumínio (TiAlN), depositada pelo processo de deposição física de vapor (PVD – *Physical Vapour Deposition*). As características destes materiais estão na tabela 4.3, de acordo com o catálogo do fabricante.

Tabela 4.3 – Características de resistência das classes de metal duro utilizadas nos ensaios (Ingersoll Cutting Tools, 2001).

Classe	Classe ISO	Cobertura	Material da peça	Características de resistência				OBS
				Choque mecânico	Choque térmico	Desgaste	Desgaste de cratera	
IN2005	M20-40	PVD TiAlN	Titânio, aços inoxidáveis, aços ligados, ferro fundido	A	M	A	M	camada sub-mícron
IN2030	M30-40	PVD TiAlN	Aços, aços inoxidáveis, titânio, ligas para altas temperaturas	EA	A	M	M-A	

**Legenda:** *A* - Alta; *EA* - Extremamente Alta; *M* - Moderado.

#### 4.1.4 – Fluidos de Corte Utilizados

Como será visto no item 4.2, foram realizados ensaios com dois tipos de fluidos de corte à base de óleo vegetal: miscível em água e integral. Na condição com fluido miscível em água foram realizados ensaios com concentrações de 7% e 12% e com aplicação interna e externa à ferramenta. O fluido de corte integral foi utilizado na condição de aplicação em MQF (Mínima Quantidade de Fluido) e na condição de baixa vazão. Os fluidos de corte foram fornecidos pela empresa Blaser Swissslube do Brasil e suas características, de acordo com a nomenclatura do fabricante, são apresentadas a seguir (Blaser Swissslube, 2003).

**Vasco 1000** – é um fluido de corte miscível em água de alto desempenho a base de óleo vegetal (óleo de colza e óleo de canola). É fluido a base de um éster natural, em que o óleo base consiste em óleo de colza completamente refinado com a qualidade de grau alimentício. As moléculas deste óleo, em contraste com os óleos minerais, são polares e se alinham na superfície da peça como pequenos ímãs, produzindo uma película lubrificante compacta e eficiente aumentando sua capacidade para a absorção de pressão. Este óleo possui boa compatibilidade com a pele humana e é 100% biologicamente degradável dentro de 28 dias. O óleo é isento de: óleo mineral, cloro, nitritos, substâncias que liberam nitritos, boro e outras substâncias que contenham dioxinas. Segundo o fabricante, é de aplicação universal sendo recomendado para operações de usinagem leve e pesada, torneamento, alargamento, fresamento, furação e retificação. É adequado a todos os materiais, em particular os aços muito duros e resistentes. Este fluido de corte foi utilizado nas concentrações 7% e 12%.

**Vascomill MKS42** – integral, é um óleo à base de óleo vegetal, isento de cloro recomendado para aplicações em névoa de spray. Segundo o fabricante é de aplicação universal, sendo recomendado para operações de fresamento, torneamento, furação e alargamento sendo adequado para ferro fundido, aço, aço temperado e cementado, aço inoxidável e ligas de titânio. Este fluido de corte foi utilizado nas condições de MQF (Mínima Quantidade de Fluido) e na condição de baixa vazão.

## 4.2) Planejamento experimental

O objetivo principal do projeto foi avaliar a viabilidade de se utilizar fluido de corte no fresamento de aço inoxidável endurecível por precipitação 15-5PH com ferramentas de metal duro com cobertura de TiAlN (nitreto de titânio alumínio), em operações de desbaste e acabamento. Para isso foi elaborado um planejamento inicial dos ensaios que deveriam ser efetuados para se atingir este objetivo. O planejamento inicial previa a realização de ensaios tendo como ponto de partida as indicações dos fabricantes de ferramentas e de fluido de corte para os seus produtos, para o fresamento de aço inoxidável endurecível por precipitação 15-5PH. Para realização destes ensaios decidiu-se utilizar fresa de diâmetro 19,05 mm (3/4”), com insertos intercambiáveis, tanto nos ensaios de desbaste quanto nos de acabamento. Como parâmetros constantes ou fixos para os ensaios foram definidos:

- Diâmetro da fresa: 19,05 mm.
- Profundidade de usinagem ( $a_p$ ): 4,0 mm para os ensaios de desbaste e 1,0 mm para os ensaios de acabamento.
- Largura fresada ( $a_e$ ): foi utilizada uma largura de 70% do diâmetro da fresa, o que corresponde a 13,3 mm em todos os ensaios.
- Avanço por dente ( $f_z$ ): os recomendados pelo fabricante para operações de desbaste e acabamento.
- Tipo de fluido de corte: o recomendado pelo fabricante.
- Concentração do fluido de corte: a recomendada pelo fabricante.
- Sentido de fresamento concordante, em todos os ensaios.
- Todos os ensaios foram realizados com o mesmo comprimento em balanço da ferramenta (40 mm), em relação à base do porta-ferramenta.

As variáveis de entrada para os ensaios de desbaste e acabamento foram:

- 2 níveis de velocidade de corte, a serem definidos nos ensaios preliminares tendo como base a indicação do fabricante das ferramentas.
  - 3 níveis de lubrificação/refrigeração: sem fluido de corte, com fluido de corte aplicado internamente à ferramenta e com fluido de corte aplicado externamente à ferramenta.
- Nos ensaios de acabamento, com um dos materiais de ferramenta e uma das

velocidades de corte, também foram feitos experimentos utilizando MQF e óleo integral com baixa vazão.

- 2 níveis de material de ferramenta: foram utilizadas dois materiais de ferramenta definidos pelo fabricante como primeira e segunda escolhas.

Como variáveis de saída foram definidas:

- Desgaste da ferramenta, para as operações de desbaste e acabamento.
- Vida da ferramenta, para as operações de desbaste e acabamento.
- Potência de corte, para as operações de desbaste e acabamento.
- Rugosidade, para a operação de acabamento.

Foram escolhidas como variáveis de saída aquelas que pudessem medir o desempenho da usinagem de forma objetiva e que o meio industrial fosse capaz de utilizar em seu dia a dia. Abaixo estão relacionadas as variáveis de saída:

*Vida da Ferramenta* – Mede o tempo médio de duração da ferramenta sob diversas condições de usinagem. O critério utilizado para limitar a vida da ferramenta foi o desgaste de flanco máximo,  $VB_{B_{max}}$ . Para a operação de acabamento o critério adotado de fim de vida da ferramenta foi  $VB_{B_{max}} = 0,2$  mm, por ser este um valor típico de acabamento. Para a operação de desbaste, o critério adotado foi  $VB_{B_{max}} = 0,3$  mm. Assim, quando o desgaste atingia estes valores, obviamente dependendo do tipo de operação que estivesse sendo executada, o ensaio era encerrado. Como será visto no Capítulo 5, alguns ensaios tiveram a duração muito longa. Nestes casos, quando a duração do ensaio era muito longa e o desgaste evoluía lentamente, encerrava-se o ensaio após se atingir 95 passes de usinagem, face à disponibilidade de material que era limitada.

*Desgaste da Ferramenta* – Tem influência direta na vida da ferramenta. Procura-se identificar o comportamento do desgaste bem como a taxa na qual o mesmo se desenvolve.

*Rugosidade* – Permite identificar qual é a faixa de rugosidade que é possível ser obtida dentro do universo de condições de usinagem testadas.

*Potência Elétrica Consumida* – Identifica as condições de usinagem que mais exigem da máquina-ferramenta.

A tabela 4.4 resume as condições utilizadas nos diversos ensaios realizados, sem ainda indicar alguns valores de variáveis de entrada, que foram definidas nos ensaios preliminares descritos a seguir.

Os ensaios foram divididos em duas etapas: os ensaios preliminares e os ensaios definitivos. Os ensaios preliminares tiveram como objetivo principal a determinação da melhor condição de velocidade de corte e avanço tendo como ponto de partida as recomendações de catálogo do fabricante das ferramentas para o material a ser usinado. Outro objetivo destes ensaios foi determinar a melhor maneira de fixação da peça na mesa da máquina ferramenta.

Tabela 4.4 – Planejamento inicial dos ensaios.

DESBASTE					
1ª FASE					
<i>Objetivo: Determinar o material de ferramenta com melhor desempenho em termos de vida de ferramenta</i>					
Parâmetros constantes para desbaste		Variáveis de entrada			Variáveis de saída
<b>Diâmetro da fresa</b>	D = ¾" (19,05 mm)	<b>Velocidade de corte (v<sub>c</sub>)</b>	2 níveis	Velocidade máxima indicada pelo fabricante 20% acima da velocidade máxima indicada	<b>Desgaste da ferramenta</b>  <b>Vida da ferramenta</b>  <b>Potência de corte</b>
<b>Profundidade de usinagem (a<sub>p</sub>)</b>	4 mm	<b>Condição de refrigeração/lubrificação</b>	3 níveis	Sem fluido de corte Fluido abundante com aplicação externa Fluido abundante com aplicação interna	
<b>Largura fresada</b>	a <sub>e</sub> = 0,7xD = 13,33 mm	<b>Vazões e pressões</b>	Medir vazões nas aplicações externa e interna.		
<b>Avanço por dente (f<sub>z</sub>)</b>	Recomendado pelo fabricante				
<b>Tipo de fluido de corte</b>	Indicado pelo fabricante	<b>Material de ferramenta</b>	2 níveis	Metal duro resistente ao desgaste	
<b>Concentração do fluido</b>	Recomendado pelo fabricante			Metal duro tenaz	
2ª FASE					
<i>Objetivo: Verificar a influência da concentração de fluido de corte no desempenho da ferramenta.</i>					
Após a determinação do material de ferramenta com melhor desempenho, realizar testes com este material utilizando outra concentração de fluido, nas mesmas condições da 1ª fase, ou seja, mesmas velocidades de corte e mesmas condições de refrigeração/lubrificação.					
ACABAMENTO					
1ª FASE					
<i>Objetivo: Determinar o material de ferramenta com melhor desempenho em termos de vida de ferramenta</i>					
Parâmetros constantes para acabamento		Variáveis de entrada			Variáveis de saída
<b>Diâmetro da fresa</b>	D = ¾" (19,05 mm)	<b>Velocidade de corte (v<sub>c</sub>)</b>	2 níveis	Velocidade máxima indicada pelo fabricante 20% acima da velocidade máxima indicada	<b>Desgaste da ferramenta</b>  <b>Vida da ferramenta</b>  <b>Potência de corte</b>  <b>Rugosidade</b>
<b>Profundidade de usinagem (a<sub>p</sub>)</b>	1 mm	<b>Condição de refrigeração/lubrificação</b>	3 níveis	Sem fluido de corte Fluido abundante com aplicação externa Fluido abundante com aplicação interna	
<b>Largura fresada</b>	a <sub>e</sub> = 0,7xD = 13,33 mm	<b>Vazões e pressões</b>	Medir nas aplicações externa e interna.		
<b>Avanço por dente (f<sub>z</sub>)</b>	Recomendado pelo fabricante				
<b>Tipo de fluido de corte</b>	Indicado pelo fabricante	<b>Material de ferramenta</b>	2 níveis	Metal duro resistente ao desgaste	
<b>Concentração do fluido</b>	Recomendado pelo fabricante			Metal duro tenaz	
2ª FASE					
<i>Objetivo: Verificar a influência da concentração de fluido de corte no desempenho da ferramenta.</i>					
Após a determinação do material de ferramenta com melhor desempenho, realizar testes com este material utilizando outra concentração de fluido, nas mesmas condições da 1ª fase, ou seja, mesmas velocidades de corte e mesmas condições de refrigeração/lubrificação.					

#### 4.2.1) Ensaios preliminares

Como já foi mencionado, os ensaios preliminares foram realizados com o objetivo de se determinar as melhores condições de ensaios, partindo-se das recomendações do fabricante da fresa e dos insertos. Estes ensaios são divididos aqui em duas categorias: os ensaios iniciais e os ensaios preliminares, propriamente ditos. Decidiu-se fazer esta subdivisão devido aos problemas de fixação do corpo de prova e de quebra de ferramentas encontrados na realização destes ensaios e que serão agora relatados. A tabela 4.5 dá uma visão geral dos três ensaios iniciais realizados e mostra: os parâmetros de corte utilizados; a ferramenta, condição de lubrificação/refrigeração e os insertos utilizados; como o corpo de prova foi fixado; os problemas encontrados e as ações tomadas para se realizar o ensaio seguinte. Todos estes ensaios foram realizados com fresa de 3 insertos.

Tabela 4.5 – Ensaios iniciais realizados com fresas de 3 insertos, operação de desbaste.

	Ensaio Inicial 1	Ensaio Inicial 2	Ensaio Inicial 3
<b>Parâmetros de corte</b>	$v_c = 270$ m/min $f = 0,15$ mm/inserto $a_p = 4$ mm; $a_e = 13,33$ mm $n = 4511$ rpm; $v_f = 2.030$ mm/min	$v_c = 150$ m/min $f = 0,12$ mm/inserto $a_p = 4$ mm; $a_e = 13,33$ mm $n = 2.506$ rpm; $v_f = 902$ mm/min	$v_c = 100$ m/min $f = 0,12(0,04)$ mm/inserto $a_p = 4$ mm; $a_e = 13,33$ mm $n = 1.670$ rpm; $v_f = 600(200)$ mm/min
<b>Ferramenta e condição de refrigeração/lubrificação</b>	Metal duro M30-M40 (IN2030) Ferramenta 12J1M0784R05 (3 insertos) Refrigeração externa Emulsão, 7%	Metal duro M30-M40 (IN2030) Ferramenta 12J1M0784R05 (3 insertos) Refrigeração externa Emulsão, 7%	Metal duro M30-M40 (IN2030) Ferramenta 12J1M0784R05 (3 insertos) Refrigeração externa Emulsão, 7%
<b>Fixação do corpo de prova</b>	Presilhas que prendem com pressão nas laterais da peça	Presilhas que prendem com pressão nas laterais da peça	Presilhas que prendem com pressão nas laterais da peça. Dois grampos fixando por cima nas laterais da peça
<b>Problemas ocorridos</b>	- Grande vibração do sistema. - Os insertos e a fresa quebraram na saída da peça	- Grande vibração do sistema. - Os insertos e a fresa quebraram na metade do percurso de corte. - A peça deslocou	- Ferramenta desgastou-se muito rápido, após 14 passadas (9,0 minutos de corte). - Muitos lascamentos no inserto. - Vibração diminuiu.
<b>Ação corretiva tomada</b>	- Redução da velocidade de corte para 150 m/min e do avanço para 0,12 mm/inserto, mantendo-se as demais condições.	- Melhoria na fixação da peça adicionando-se dois grampos nas laterais da peça. - Redução do avanço para 0,04 mm/inserto na entrada e saída da peça, cerca de 10 mm. - Redução da velocidade de corte para 100 m/min	- Reduziu-se a velocidade de corte para 80 m/min, mantendo-se as demais condições e realizou-se os ensaios preliminares.

O primeiro ensaio (Ensaio Inicial 1) foi feito com velocidade de corte de 270 m/min (10% menor que a máxima velocidade recomendada pelo fabricante do insertos) e avanço de 0,15 mm/inserto. As condições de corte e lubrificação são dadas na tabela 4.5. A fixação da peça foi feita somente com pressão, através de quatro presilhas que fixavam o corpo de prova pelas laterais. Esta fixação pode ser observada na figura 4.6, sem os grampos laterais de cor vermelha. Os insertos e a ferramenta quebraram na saída da peça e durante todo corte houve grande vibração do sistema ferramenta-peça. Decidiu-se reduzir a velocidade de corte para 150 m/min e o avanço para 0,12 mm/inserto, realizando-se o ensaio inicial número 2. Neste ensaio a ferramenta quebrou ao chegar na metade do percurso de corte sendo observado também grande vibração do sistema. Houve também um deslocamento do corpo de prova ficando evidente que o sistema de fixação do mesmo, somente por presilhas de pressão nas laterais, não era suficientemente rígido. Decidiu-se colocar, além das presilhas de fixação por pressão, mais dois grampos (que são os grampos de cor vermelha da figura 4.6) fixando a peça nas laterais, visando melhorar a rigidez do sistema. Decidiu-se também reduzir ainda mais a velocidade de corte, para 100 m/min, e o avanço na entrada e na saída da ferramenta da peça (nos primeiros e últimos 10 mm de corte) para 0,04 mm/inserto, realizando-se o Ensaio Inicial número 3. Observou-se no Ensaio Inicial 3 que a vibração do sistema diminuiu, porém os insertos apresentaram grandes lascamentos após um tempo de corte muito curto, cerca de 9,0 minutos. Decidiu-se então reduzir a velocidade de corte para 80 m/min, mantendo-se as mesmas condições do Ensaio Inicial número 2. Feito isso, iniciou-se a realização dos ensaios que serão aqui chamados de preliminares. A tabela 4.6 mostra as condições utilizadas nestes ensaios preliminares, que foram em número de cinco ensaios. Todos estes ensaios preliminares, assim como os ensaios iniciais, foram feitos com fresa de 3 insertos, na condição concordante e o corpo de prova foi fixado com presilhas de pressão nos quatro lados e mais dois grampos nas laterais, como mostrado na figura 4.6. Cada ensaio foi realizado somente uma vez pelos motivos que serão expostos mais adiante.

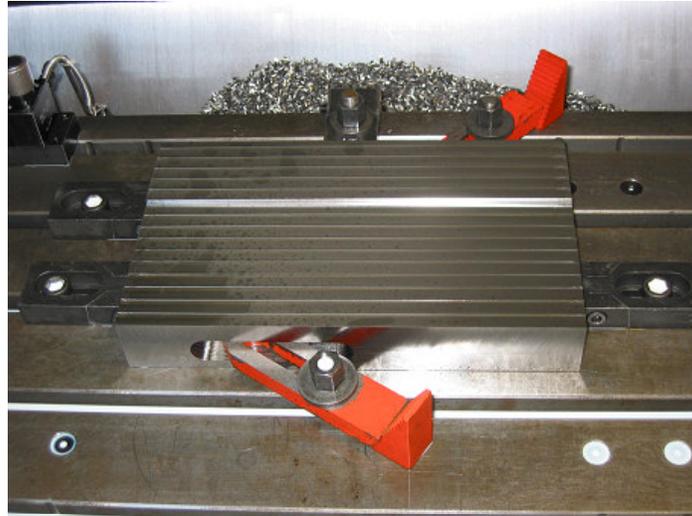


Figura 4.6 – Fixação do corpo de prova na mesa do centro de usinagem através de presilhas de pressão e por grampo.

Os resultados obtidos nos ensaios preliminares, com velocidade de corte de 80 m/min, em termos de desgaste de flanco  $VB_{Bmax}$  em função do volume de cavaco removido serão apresentados no item 5.1 do *Capítulo 5 – Análise e Discussão dos Resultados*.

Tabela 4.6 – Ensaios preliminares realizados com fresas de 3 insertos, operação de desbaste.

Ensaio n.º	Ferramenta	Condições de refrigeração/lubrificação	Parâmetros de corte	Observações
1	Metal duro M30-M40 (IN2030) Ferramenta 12J1M0784R05 (3 insertos)	Emulsão 7% Aplicação Externa	$v_c = 80$ m/min; $n = 1.337$ rpm $a_p = 4$ mm; $a_e = 13,33$ mm $f = 0,12(0,04)$ mm/inserto $v_f = 480(160)$ mm/min Sentido concordante	
2	Metal duro M30-M40 (IN2030) Ferramenta 12J1M0784R05 (3 insertos)	Emulsão 7% Aplicação Interna	$v_c = 80$ m/min; $n = 1.337$ rpm $a_p = 4$ mm; $a_e = 13,33$ mm $f_z = 0,12(0,04)$ mm/inserto $v_f = 480(160)$ mm/min Sentido concordante	
3	Metal duro M30-M40 (IN2030) Ferramenta 12J1M0784R05 (3 insertos)	Sem fluido	$v_c = 80$ m/min; $n = 1.337$ rpm $a_p = 4$ mm; $a_e = 13,33$ mm $f_z = 0,12(0,04)$ mm/inserto $v_f = 480(160)$ mm/min Sentido concordante	Um inserto quebrou.
4	Metal duro M20-M40 (IN2005) Ferramenta 12J1M0784R05 (3 insertos)	Emulsão 7% Aplicação Externa	$v_c = 80$ m/min; $n = 1.337$ rpm $a_p = 4$ mm; $a_e = 13,33$ mm $f_z = 0,12(0,04)$ mm/inserto $v_f = 480(160)$ mm/min Sentido concordante	
5	Metal duro M20-M40 (IN2005) Ferramenta 12J1M0784R05 (3 insertos)	Emulsão 7% Aplicação Interna	$v_c = 80$ m/min; $n = 1.337$ rpm $a_p = 4$ mm; $a_e = 13,33$ mm $f_z = 0,12(0,04)$ mm/inserto $v_f = 480(160)$ mm/min Sentido concordante	Dois insertos quebraram.

Ocorreram quebras dos insertos nos ensaios assinalados na tabela 4.6. Após a ocorrência de quebras de dois insertos no ensaio preliminar número 5, verificou-se que a fresa de 3 insertos não era suficientemente robusta para suportar os esforços provenientes de um fresamento com profundidade de usinagem de 4 mm, pois como se poderá notar na figura 5.1(e) do Capítulo 5, o desgaste de flanco era relativamente pequeno ( $VB_{B_{max}} = 0,1$  mm) quando ocorreram as quebras. Verificou-se que a espessura de material da fresa no alojamento do inserto era de pouco mais de 1 mm e que a causa da quebra poderia ser a vibração excessiva que tal fato causava na ferramenta. A fragilidade da ferramenta com três insertos ficaria comprovada pela realização de um ensaio adicional executado na condição de acabamento com uma fresa de 2 insertos para ser comparada com o desempenho da fresa de 3 insertos (a vida da ferramenta aumentou, como será visto no Capítulo 5). Devido a esta fragilidade, decidiu-se que nos ensaios de desbaste deveriam ser utilizadas ferramentas com 2 insertos, para aumentar a resistência das mesmas e nos ensaios de acabamento seriam utilizadas ferramentas com 3 insertos. Decidiu-se ainda realizar um último ensaio preliminar, agora com velocidade de corte de 100 m/min e com fresa de 2 insertos, para se verificar o desempenho desta ferramenta antes de se definir as velocidades que seriam utilizadas nos ensaios definitivos. A evolução do desgaste de flanco  $VB_{B_{max}}$  em função do volume de cavaco removido e em função do tempo de corte deste ensaio será mostrada na figura 5.2 no próximo capítulo.

Como poderá ser observado na figura 5.2, a duração do ensaio foi muito longa, pois para atingir o desgaste de 0,3 mm o tempo de corte foi de 115 minutos. Por isso, tendo em vista a limitada disponibilidade de corpos de prova e de tempo para realização dos ensaios, decidiu-se aumentar a velocidade de corte para 120 m/min, para os ensaios de desbaste e a outra velocidade cerca de 20% maior, ou seja, 140 m/min. Para os ensaios de acabamento as velocidades de corte definidas foram 100 e 120 m/min. Portanto, os ensaios definitivos de desbaste foram realizados com fresa de 2 insertos e velocidades de corte de 120 e 140 m/min e os ensaios definitivos de acabamento foram realizados com fresa de 3 insertos e velocidades de corte de 100 e 120 m/min.

#### 4.2.2) Ensaios Definitivos

Após a realização dos ensaios preliminares e definidas as velocidades de corte para as operações de acabamento e desbaste, foram definidas as condições dos ensaios definitivos, em termos das condições de lubrificação/refrigeração:

- a) Sem fluido de corte.
- b) Com fluido de corte emulsionável (com concentração 7% e 12%), com aplicação externa. A vazão de fluido medida na aplicação externa foi de 45 l/min.
- c) Com fluido de corte emulsionável (com concentração 7% e 12%), com aplicação interna. A vazão de fluido medida na aplicação interna foi de 22,5 l/min.

Os parâmetros de corte definidos para os ensaios definitivos foram:

- Velocidade de corte ( $v_c$ ) – 100 e 120 m/min na condição de acabamento e 120 e 140 m/min na condição de desbaste.
- Avanço por dente ( $f_z$ ) – 0,08 mm/inserto nos ensaios de acabamento e 0,12 mm/inserto nos ensaios de desbaste. Na entrada e saída da ferramenta o avanço foi de 0,04 mm/inserto, por um comprimento de 10 mm, tanto na entrada quanto na saída.
- Profundidade de corte ( $a_p$ ) – 4,0 mm, nos ensaios de desbaste e 1,0 mm nos ensaios de acabamento.
- Largura de usinagem ( $a_e$ ) – 13,3 mm em todos os ensaios.
- Nos ensaios de desbaste foram utilizadas fresas com 2 insertos e nos ensaios de acabamento, fresas de 3 insertos.
- Em todos os ensaios foi realizado fresamento no sentido concordante.
- Todos os ensaios foram realizados com o mesmo comprimento em balanço da ferramenta (40 mm), em relação à base do porta-ferramenta.

A execução dos ensaios foi dividida em três etapas de acordo com os objetivos de cada etapa. A tabela 4.7 fornece uma visão geral dos ensaios definitivos programados e realizados. Na primeira etapa os ensaios programados foram, para cada material de ferramenta [metal duro M20-40 (IN2005) e metal duro M30-40 (IN2030)] e para cada operação (desbaste e acabamento): sem fluido de corte e com fluido miscível em água com concentração de 7%, com aplicação interna e

externa. Os objetivos dos ensaios desta fase eram: verificar qual dos dois materiais de ferramenta apresentava melhor desempenho em termos de vida de ferramenta, verificar a melhor condição de lubrificação (com ou sem fluido de corte) e a melhor condição de aplicação do mesmo (interno e externo).

Definido o melhor material de ferramenta da primeira fase, variou-se a concentração do fluido de 7% para 12% nos ensaios da 2<sup>a</sup> etapa. Desta maneira, nos ensaios da 2<sup>a</sup> etapa, foram utilizadas ferramentas de metal duro M20-M40 (IN2005), que apresentaram melhor desempenho (maior vida de ferramenta), e nas condições com aplicação de fluido externa e internamente à ferramenta, na concentração de 12% e nas operações de desbaste e acabamento. O objetivo desta etapa era verificar se o aumento da concentração de óleo iria afetar o desempenho da ferramenta, em relação à sua vida. Para cada ensaio planejado foram feitas duas réplicas.

Tabela 4.7 – Matriz dos ensaios definitivos realizados.

1ª FASE				2ª FASE		3ª FASE	
Material da ferramenta		IN2005	IN2030	Parâmetros de corte	Melhor ferramenta da 1ª etapa	Parâmetros de corte	Melhor ferramenta da 1ª etapa
Parâmetros de corte							
ACABAMENTO	<b>v<sub>c</sub> = 100 m/min</b> a <sub>p</sub> = 1,0 mm; a <sub>e</sub> = 13,3 mm n = 1670 rpm f <sub>z</sub> = 0,08(0,04) mm/inserto f = 400(200) mm/min Fresa de 3 insertos Fluido: base vegetal (Vasco 1000) Concentração: 7%	Sem fluido	Sem fluido	<b>v<sub>c</sub> = 100 m/min</b> a <sub>p</sub> = 1,0 mm; a <sub>e</sub> = 13,3 mm n = 1670 rpm f <sub>z</sub> = 0,08(0,04) mm/inserto f = 400(200) mm/min Fresa de 3 insertos Fluido: base vegetal (Vasco 1000) Concentração: 12%	Aplic. externa (45 l/min)	<b>v<sub>c</sub> = 120 m/min</b> a <sub>p</sub> = 1,0 mm; a <sub>e</sub> = 13,3 mm n = 2005 rpm f <sub>z</sub> = 0,08(0,04) mm/inserto f = 481(240) mm/min Fresa de 3 insertos Fluido: base vegetal, integral (Vascomill MKS42)	Aplic. Externa (baixa vazão: 250 ml/min)
		Aplic. externa (45 l/min)	Aplic. externa (45 l/min)		Aplic. externa (45 l/min)		
		Aplic. interna (22,5 l/min)	Aplic. interna (22,5 l/min)		Aplic. interna (22,5 l/min)		
	<b>v<sub>c</sub> = 120 m/min</b> a <sub>p</sub> = 1,0 mm; a <sub>e</sub> = 13,3 mm n = 2005 rpm f <sub>z</sub> = 0,08(0,04) mm/inserto f = 481(240) mm/min Fresa de 3 insertos Fluido: base vegetal (Vasco 1000) Concentração: 7%	Sem fluido	Sem fluido	<b>v<sub>c</sub> = 120 m/min</b> a <sub>p</sub> = 1,0 mm; a <sub>e</sub> = 13,3 mm n = 2005 rpm f <sub>z</sub> = 0,08(0,04) mm/inserto f = 481(240) mm/min Fresa de 3 insertos Fluido: base vegetal (Vasco 1000) Concentração: 12%	Aplic. externa (45 l/min)	<b>v<sub>c</sub> = 120 m/min</b> a <sub>p</sub> = 1,0 mm; a <sub>e</sub> = 13,3 mm n = 2005 rpm f <sub>z</sub> = 0,08(0,04) mm/inserto f = 481(240) mm/min Fresa de 3 insertos Fluido: base vegetal, integral (Vascomill MKS42)	Aplic. Externa MQF (vazão 35 ml/h + fluxo de ar)
		Aplic. externa (45 l/min)	Aplic. externa (45 l/min)		Aplic. externa (45 l/min)		
		Aplic. interna (22,5 l/min)	Aplic. interna (22,5 l/min)		Aplic. interna (22,5 l/min)		
DESBASTE	<b>v<sub>c</sub> = 120 m/min</b> a <sub>p</sub> = 4,0 mm; a <sub>e</sub> = 13,3 mm n = 2005 rpm f <sub>z</sub> = 0,12(0,04) mm/inserto f = 481(160) mm/min Fresa de 2 insertos Fluido: base vegetal (Vasco 1000) Concentração: 7%	Sem fluido	Sem fluido	<b>v<sub>c</sub> = 120 m/min</b> a <sub>p</sub> = 4,0 mm; a <sub>e</sub> = 13,3 mm n = 2005 rpm f <sub>z</sub> = 0,12(0,04) mm/inserto f = 481(160) mm/min Fresa de 2 insertos Fluido: base vegetal (Vasco 1000) Concentração: 12%	Aplic. externa (45 l/min)	<b>OBSERVAÇÕES:</b>  <b>1ª Fase:</b> definiu o melhor material de ferramenta para as condições testadas.  <b>2ª Fase:</b> com o melhor material de ferramenta da 1ª etapa, foram feitos ensaios com mesmo fluido de corte, com concentração 12%, nas operações de desbaste e acabamento.  <b>3ª Fase:</b> com o melhor material de ferramenta da 1ª etapa, foram feitos ensaios adicionais com fluido integral, base vegetal em baixa vazão e MQF, na condição de acabamento com velocidade de corte de 120 m/min.  <i>Para cada ensaio foram realizadas duas réplicas</i>	
		Aplic. externa (45 l/min)	Aplic. externa (45 l/min)		Aplic. externa (45 l/min)		
		Aplic. interna (22,5 l/min)	Aplic. interna (22,5 l/min)		Aplic. interna (22,5 l/min)		
	<b>v<sub>c</sub> = 140 m/min</b> a <sub>p</sub> = 4,0 mm; a <sub>e</sub> = 13,3 mm n = 2345 rpm f <sub>z</sub> = 0,12(0,04) mm/inserto f = 563(188) mm/min Fresa de 2 insertos Fluido: base vegetal (Vasco 1000) Concentração: 7%	Sem fluido	Sem fluido	<b>v<sub>c</sub> = 140 m/min</b> a <sub>p</sub> = 4,0 mm; a <sub>e</sub> = 13,3 mm n = 2345 rpm f <sub>z</sub> = 0,12(0,04) mm/inserto f = 563(188) mm/min Fresa de 2 insertos Fluido: base vegetal (Vasco 1000) Concentração: 12%	Aplic. externa (45 l/min)		
		Aplic. externa (45 l/min)	Aplic. externa (45 l/min)		Aplic. externa (45 l/min)		
		Aplic. interna (22,5 l/min)	Aplic. interna (22,5 l/min)		Aplic. interna (22,5 l/min)		

Após a realização destas duas etapas, verificou-se que o choque térmico foi o principal fator de limitação da vida da ferramenta (como será visto no capítulo 5 – Resultados e Discussão), e que, portanto, a condição sem fluido de corte proporcionava uma vida de ferramenta muito maior. Portanto, decidiu-se também realizar dois ensaios adicionais, com o objetivo de se verificar o desempenho da ferramenta quando da utilização de vazões muito baixas de fluido de corte, que devem causar um choque térmico muito menor do que quando se aplica de forma abundante um fluido miscível em água e também alguma ação lubrificante. Estes dois ensaios adicionais correspondem à 3ª etapa constante na tabela 4.5. Desta forma, decidiu-se pela aplicação de fluido em baixíssima vazão através da técnica de MQF (Mínima Quantidade de Fluido), com vazão de óleo no fluxo de ar de 35 ml/h e aplicação externa à ferramenta através de névoa. O fluido de corte selecionado, de acordo com a recomendação do fabricante, foi um fluido de corte de base vegetal, integral, desenvolvido para aplicações através de névoa (Vascomill MKS42, item 4.1.4). A pressão de ar comprimido utilizada neste sistema foi a pressão usual do sistema de ar comprimido do laboratório que é em torno de 6 bar.

A outra condição adicional selecionada foi a aplicação de uma vazão muito baixa de fluido de corte, externamente à ferramenta, de maneira que a quantidade de óleo de corte fosse menor que a quantidade existente quando se aplica fluido miscível em água com concentração de 7%. Nesta condição, a aplicação interna apresenta menor vazão (22,5 l/min), o que proporcionalmente corresponde a uma vazão de óleo da ordem de 1,6 l/min. No entanto, o que se desejava é que esta vazão fosse a menor possível e que proporcionasse um fluxo contínuo de óleo, sem que houvesse gotejamento. Para realização destes ensaios com baixa vazão foi necessária a construção de um dispositivo para aplicação de fluido independente do sistema da máquina-ferramenta, devido ao volume muito grande do reservatório da máquina que é de 600 litros e à dificuldade de se retirar este fluido e substituí-lo pelo fluido integral com tal volume. O dispositivo construído pode ser visto na figura 4.7. Este dispositivo é composto de uma bandeja fixada na mesa da máquina [figura 4.7(a)] onde o corpo de prova era fixado [figura 4.7 (b)]. O sistema de aplicação de fluido de corte funcionava independentemente do sistema do centro de usinagem, através de uma bomba de engrenagem e a vazão de fluido era controlada por um registro [figura 4.5 (c)]. A aplicação do fluido foi feita com o bico apontado para a ferramenta, ou seja, antes da ferramenta atingir a peça, como pode ser visto no detalhe (b) da figura. O fluido de corte selecionado para o ensaio de baixa

vazão foi também o de base vegetal, integral, com denominação Vascomill MKS42, de acordo com o fabricante. A menor vazão de fluido que se conseguiu regular e que proporcionou um fluxo contínuo de óleo, sem gotejamento, foi de 250 ml/min.



(a) Detalhe da bandeja.



(b) Detalhe do bico de aplicação do óleo.



(c) Detalhe da bomba de óleo.

Figura 4. 7 – Dispositivo construído para aplicação de fluido em baixa vazão.

### 4.3) Metodologia dos ensaios

Como citado anteriormente, todos os ensaios foram realizados no sentido concordante com a direção de avanço, coincidindo com a direção longitudinal (direção de maior comprimento) do corpo de prova. A cada cinco passes fresados, a usinagem era interrompida para medição do desgaste da ferramenta. A ferramenta era retirada da máquina e a medição dos desgastes de cada

um dos insertos era feita no microscópio ótico, assim como a aquisição das imagens de cada aresta de corte. Após a medição, a ferramenta era fixada novamente na máquina para o fresamento de mais 5 passes, ao fim dos quais a ferramenta era novamente retirada para nova medição do desgaste. O ciclo era repetido até o desgaste atingir 0,2 mm, nos ensaios de acabamento ou 0,3 mm nos ensaios de desbaste. Para cada condição planejada foram feitos dois ensaios. Em função da duração do primeiro ensaio, em algumas condições de duração mais longa, a medição era feita somente após 10 passes. Por outro lado, se o primeiro ensaio apresentava uma duração muito curta, a medição do 2º ensaio era feita em um número menor de passes, após um ou dois passes. Ao final do ensaio, quando o critério de fim de vida era atingido, o inserto era analisado no Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV), equipado com análise de EDS.

A cada passe de usinagem foi feita a aquisição do sinal de potência elétrica consumida. O sinal de potência foi retirado do comando numérico da máquina-ferramenta com uma taxa de amostragem de 100 pontos por segundo. A aquisição foi feita com o auxílio de uma placa de aquisição analógico/digital e de um software feito em LabView ambos fabricados pela National Instruments. Este sinal armazenado foi posteriormente tratado. Como o objetivo foi comparar a potência consumida entre as diversas condições de usinagem, foi utilizado o sinal de potência fornecida pela máquina-ferramenta, o qual fornece um valor de tensão proporcional à potência consumida pela máquina.

As medições de rugosidade nos ensaios de acabamento foram feitas quando toda a superfície do corpo-de-prova estava usinada. As medidas foram feitas na região do corpo-de-prova usinada pelo primeiro passe (aresta de corte nova), pelo quinto e, na seqüência, de cinco em cinco passes até o fim do ensaio. Foram tomadas três medidas de rugosidade em cada região de medição, ou seja, uma no início, uma no meio e outra no final do comprimento de corte (comprimento do corpo de prova).

## **Capítulo 5**

### **Análise e Discussão dos Resultados**

Apresenta-se a seguir a análise dos resultados obtidos nos ensaios realizados para as diversas condições propostas neste trabalho. Para tanto o presente capítulo está dividido da seguinte maneira:

5.1 – Resultados dos ensaios preliminares

5.2 – Resultados dos ensaios definitivos

5.2.1 – Resultados de vida de ferramenta

5.2.1.1 – Resultados de vida da ferramenta nos ensaios de acabamento

5.2.1.2 – Resultados de vida da ferramenta nos ensaios de desbaste

5.2.2 – Resultados relativos ao desgaste da ferramenta

5.2.2.1 – Resultados de desgaste da ferramenta nos ensaios de acabamento.

5.2.2.2 – Resultados de desgaste da ferramenta nos ensaios de desbaste.

5.2.3 – Resultados relativos à rugosidade da peça

5.2.4 – Resultados relativos à potência de corte

## 5.1 – Resultados dos ensaios preliminares

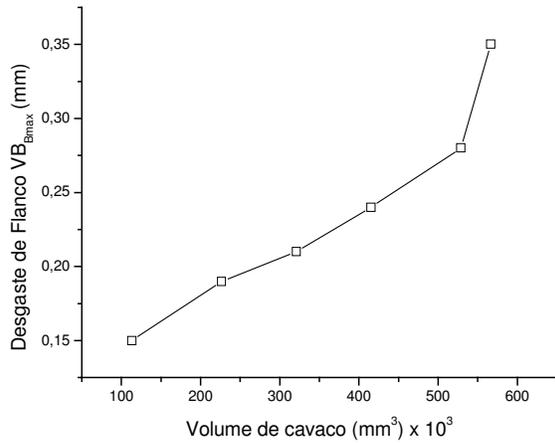
Como relatado no item 4.2.1 – Ensaios Preliminares do *Capítulo 4 – Procedimentos Experimentais*, após os ensaios iniciais foram feitos cinco ensaios preliminares da operação de desbaste ( $a_p = 4,0$  mm) com velocidade de corte de 80 m/min, conforme descrito na tabela 4.6. Estes ensaios preliminares foram realizados com ferramenta de três insertos e seus resultados em termos de desgaste de flanco máximo ( $VB_{Bmax}$ ), em função do volume de cavaco removido, são apresentados na figura 5.1. Em termos de tempo de corte, as durações dos ensaios mostrados na figura 5.1 são:

Ensaio 1, $T_c = 28,2$ min;	Ensaio 4, $T_c = 31$ min
Ensaio 2, $T_c = 33,84$ min;	Ensaio 5, $T_c = 37,60$ min
Ensaio 3, $T_c = 25,4$ min;	

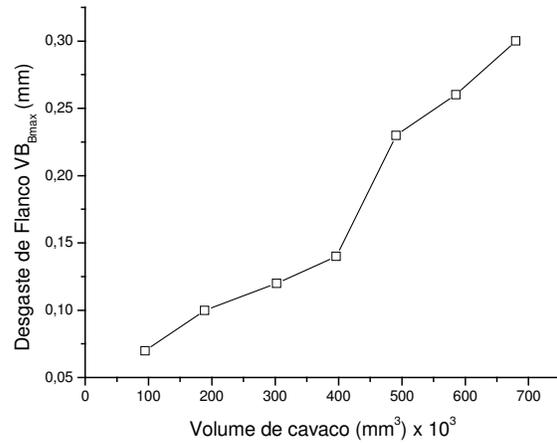
Os ensaios 1, 2 e 3 foram realizados com ferramenta de metal duro classe M30-M40 (IN2030) e os ensaios 4 e 5 com a ferramenta M20-M40 (IN2005). Observa-se na figura 5.1 que a aplicação interna de fluido proporcionou uma maior remoção de cavaco por vida da ferramenta do que a condição com aplicação externa. Quando se comparam estas duas condições com a usinagem sem fluido, esta apresentou um menor tempo de corte (25,4 minutos), além da quebra do inserto, que ocorreu quando o desgaste de flanco era de 0,2 mm. Para a condição sem fluido de corte era esperada uma vida maior do que na condição com emulsão, pois no fresamento a utilização de fluido de corte causa choques térmicos na ferramenta, que geram trincas que reduzem a vida da ferramenta.

Na utilização de ferramenta de metal duro classe M20-M40 (IN2005) com fluido interno (ensaio 5) ocorreram a quebra de dois insertos, quando o desgaste era de apenas 0,1 mm, mostrando que existia uma outra variável influenciando no desempenho da ferramenta. A ferramenta com três insertos não era suficientemente resistente para suportar os esforços a que ela estava sujeita e que causaram a quebra do inserto e, em consequência, da fresa. As quebras que ocorreram não se davam somente nos insertos. Todo o assento do inserto na fresa era removido pela quebra, fazendo com que a mesma perdesse aquele dente totalmente. Além disso, a fixação da peça na mesa do centro de usinagem também não estava satisfatória, podendo ter contribuído para a quebra dos insertos.

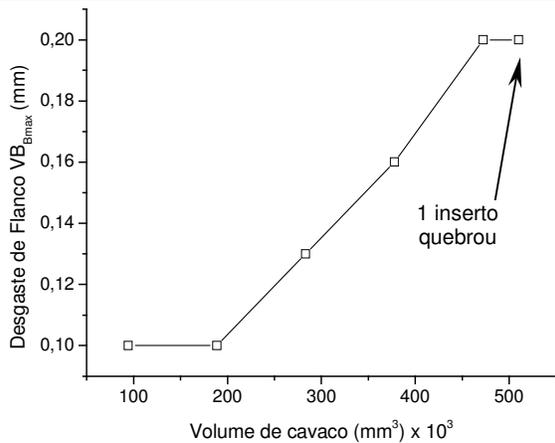
**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** desbaste (*Ensaio Preliminares*).  
**Ferramentas:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN; Metal duro classe M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=80$  m/min;  $a_p=4,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=480(160)$  mm/min;  $f_z=0,12(0,04)$  mm/inserto;  $n=1337$  rpm. **Fluido de corte:** Blaser Vasco 1000, concentração 7%. **Aplicação:** sem fluido, externa (vazão 45 l/min); interna (vazão 22,5 l/min)



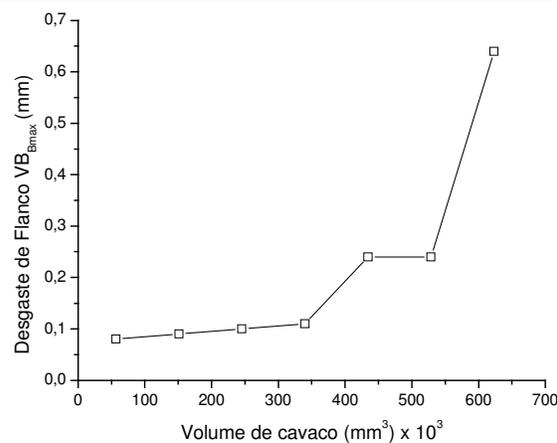
a) Ensaio 1: IN2030, Fluido Externo



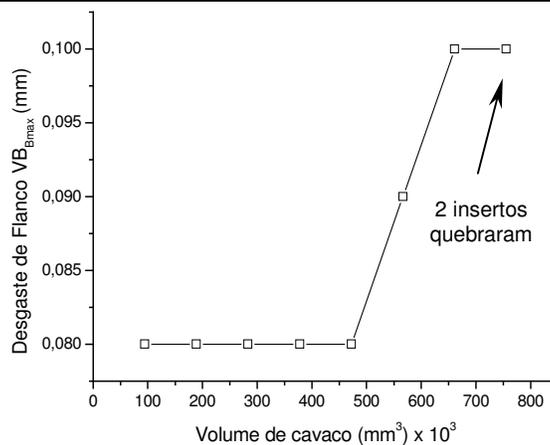
b) Ensaio 2: IN2030, Fluido Interno



c) Ensaio 3: IN2030, Sem Fluido



d) Ensaio 4: IN2005, Fluido Externo



e) Ensaio 5: IN2005, Fluido Interno

Figura 5.1 – Resultados dos ensaios preliminares realizados com fresa de três insertos e velocidade de corte de 80 m/min.

A figura 5.2 mostra as fotos dos insertos utilizados nos ensaios preliminares nas quais se pode observar desgastes de naturezas diferentes. Nas condições em que a emulsão foi utilizada, figuras 5.2(a), 5.2(b) e 5.2(d), observa-se desgaste acentuado, com lascamentos severos ou na região da ponta da ferramenta, ou na região da profundidade de corte, ou em ambas regiões. Na condição sem fluido de corte, figura 5.2(c), este comportamento não se observa. Estes fenômenos serão discutidos ao longo deste capítulo. O ensaio cujo resultado é mostrado na figura 5.2(e) encerrou-se quando o desgaste era pequeno. Se não tivesse ocorrido tal avaria, muito provavelmente as características do desgaste seriam as mesmas dos outros ensaios com aplicação de emulsão.

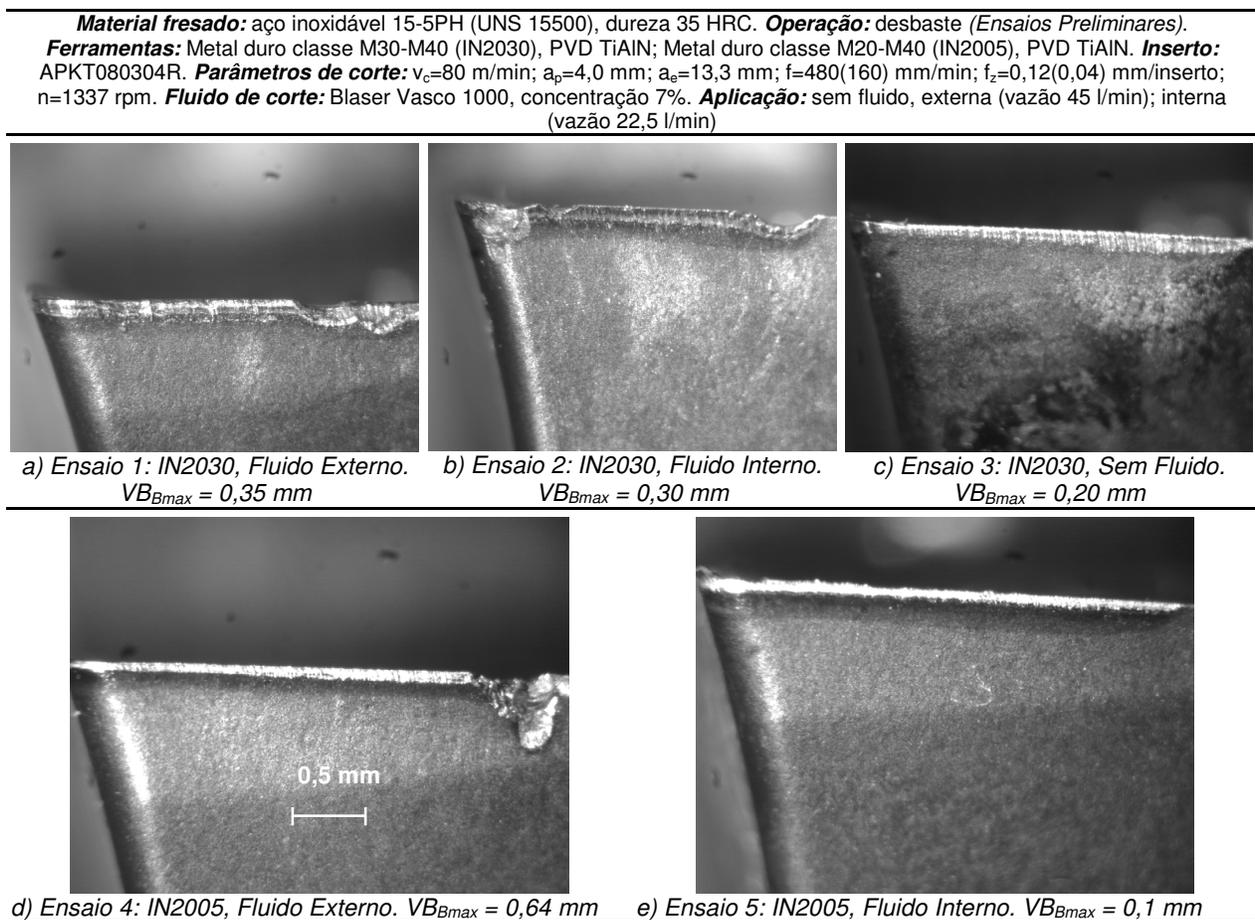


Figura 5.2 – Fotos os insertos utilizados nos preliminares realizados com fresa de três insertos e velocidade de corte de 80 m/min.

A ocorrência das quebras dos insertos levou à decisão de se substituir a fresa de três insertos por uma de dois insertos nos ensaios de desbaste, com o objetivo de se aumentar a resistência da mesma. Além disso, melhorou-se também a fixação do corpo de prova através da

colocação de dois grampos nas laterais do corpo de prova, com o objetivo de se aumentar a rigidez do sistema. Como o conjunto ficou mais rígido, foi possível aumentar a velocidade de corte para 100 m/min e foi realizado um último ensaio preliminar nesta condição para se ter certeza da rigidez do sistema, antes de se definir as velocidades de corte dos ensaios definitivos. Os resultados deste ensaio são apresentados na figura 5.3.

---

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** desbaste (ensaio preliminar). **Ferramenta:** Metal duro classe M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R (2 insertos). **Parâmetros de corte:**  $v_c=100$  m/min;  $a_p=4,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=400(134)$  mm/min;  $f_z=0,12(0,04)$  mm/inserto;  $n=1670$  rpm. **Fluido de corte:** Sem fluido.

---

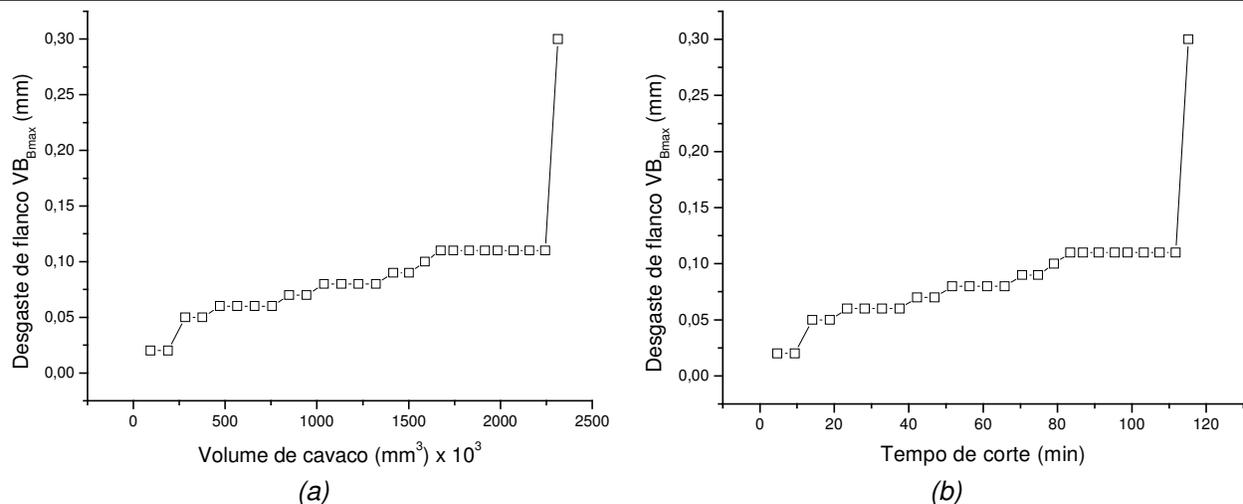


Figura 5.3 – Resultados do ensaio preliminar com ferramenta IN2005, velocidade de corte de 100 m/min e com fresa de dois insertos.

Nota-se na figura 5.3(a) que o desgaste evolui lentamente até que, próximo ao fim da vida a sua evolução é muito rápida. Como será visto mais adiante este comportamento ocorre em quase todos os ensaios. Em relação ao tempo de corte, a ferramenta só atinge o critério de fim de ensaio ( $VB_{Bmax} = 0,3$  mm) após transcorridos 115 minutos, o que é um tempo relativamente longo e muito maior que o tempo obtido no ensaio sem fluido com fresa de 3 arestas (ver figura 5.2(c)). Não ocorreu nenhuma quebra de inserto neste ensaio. O resultado deste ensaio tornou evidente que a fixação inadequada da peça e a baixa resistência da fresa influenciaram os resultados dos ensaios preliminares mostrados na figura 5.1. Apesar da velocidade de corte utilizada neste último ensaio preliminar ter sido maior que nos outros ensaios, o tempo de corte (e em consequência o volume de cavaco) também foi maior, o que contradiz a literatura, pois quanto menor a velocidade de corte maior deve ser a vida da ferramenta, pois reduz o desgaste da mesma.

Os resultados dos ensaios definitivos serão agora analisados em termos da vida da ferramenta, da evolução do desgaste de flanco, da rugosidade e da potência consumida.

## **5.2 – Ensaios Definitivos**

Visando uma melhor organização do presente texto, a análise dos resultados obtidos nos ensaios definitivos foi dividida da seguinte maneira: **5.2.1** – Resultados de vida de ferramenta; **5.2.2** – Resultados relativos ao desgaste da ferramenta; **5.2.3** – Resultados relativos à rugosidade da peça e **5.2.4** – Resultados relativos à potência de corte.

### **5.2.1 – Resultados de vida de ferramenta**

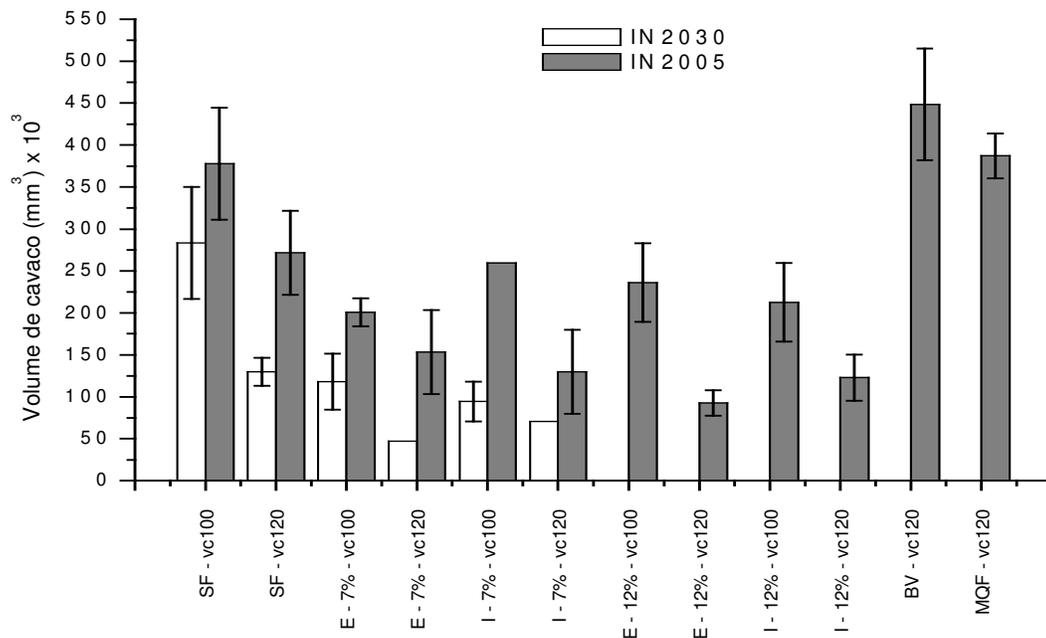
A seguir serão analisados os resultados obtidos para vida de ferramenta nos ensaios planejados e realizados neste projeto, subdividindo-se este item em: **5.2.1.1** – Resultados de vida de ferramenta nos ensaios de acabamento e **5.2.1.2** – Resultados de vida de ferramenta nos ensaios de desbaste.

#### ***5.2.1.1 – Resultados de vida de ferramenta nos ensaios de acabamento***

A figura 5.4 mostra os resultados de vida de ferramenta para todas as condições ensaiadas na operação de acabamento. Pode-se verificar que a ferramenta de metal duro classe M20-M40 (IN2005) com cobertura de TiAlN através de processo PVD, apresenta desempenho superior à ferramenta M30-M40 (IN2030), com a mesma cobertura, em todas as condições em que a comparação é possível. É importante destacar que a ferramenta IN2030 é indicada pelo fabricante das mesmas como a primeira escolha e a ferramenta IN2005 como segunda escolha. No entanto, verifica-se para operação de acabamento nas condições ensaiadas no presente trabalho, a segunda escolha apresenta melhor desempenho, pois permite a remoção de maior quantidade de cavaco por vida da ferramenta. Tal fato deve-se à microestrutura do inserto, pois a ferramenta IN2005, segundo o catálogo de seu fabricante, é composta de partículas submicrométricas, ou seja, partículas menores que 1  $\mu\text{m}$  e, segundo Koelsch (2000), quanto menor o tamanho do grão mais denso torna-se o material e mais tenacidade à fratura ele tem. Por isso a ferramenta de metal duro

M20-M40 IN2005 apresentou maior vida em todas as condições ensaiadas removendo maior volume de cavaco. Além disso, a classe IN2005, por ser classe ISO M20-M40, tem maior resistência ao desgaste que a classe IN2030, que é M30-M40 (ver tabela 4.3). Em outras palavras, a classe IN2005 tem mais resistência ao desgaste com tenacidade similar à da classe IN2030. A figura 5.5 mostra fotos de micrografias dos insertos, nas quais se pode verificar a diferente granulometria para as duas classes de metal duro utilizadas. Comparando-se as duas fotos verifica-se que a ferramenta classe M20-M40 (IN2005) apresenta partículas menores que  $1\ \mu\text{m}$  e na classe M30-M40 (IN2030) as partículas são maiores que  $1\ \mu\text{m}$ .

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Ferramentas:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN e M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $a_p=1,0\ \text{mm}$ ;  $a_e=13,3\ \text{mm}$ ;  $f_z=0,08(0,04)\ \text{mm/inserto}$ . Para  $v_c=100\ \text{m/min}$ :  $v_f=401(200)\ \text{mm/min}$ ,  $n=1670\ \text{rpm}$ . Para  $v_c=120\ \text{m/min}$ :  $v_f=481(240)\ \text{mm/min}$ ,  $n=2005\ \text{rpm}$ . **Fluidos de corte:** base vegetal (Blaser Vasco 1000), concentração 7% e 12%; base vegetal, integral, (Vascomill MKS42) em baixa vazão e MQF. **Aplicação:** externa e interna.



**Legenda:**

SF – sem fluido de corte

vc100 – velocidade de corte de 100 m/min (vazão 45 l/min)

vc120 – velocidade de corte de 120 m/min (vazão 22,5 l/min)

E – Aplicação externa de fluido de corte(emulsão)

I – Aplicação interna de fluido de corte(emulsão)

7% – concentração 7%

12% – concentração 12%

BV – baixa vazão (250 ml/min), aplicação externa.

MQF – Mínima Quantidade de Fluido, vazão 35 ml/h.

Figura 5.4 – Resultados relativos à vida da ferramenta em termos de volume de cavaco removido para todas condições ensaiadas em operação de acabamento.

Para o metal duro classe M30-M40 (IN2030) observa-se que a condição sem fluido de corte apresentou melhor desempenho nas duas velocidades de corte utilizadas, pois permitiu a retirada de um volume de cavaco maior, comparando-se esta condição com a aplicação de

emulsão externa e internamente à ferramenta. Para a condição sem fluido de corte, velocidade de corte de 100 m/min, o volume de cavaco usinado é muito maior que nas condições em que se teve o uso de emulsão, independentemente da concentração e do tipo de aplicação desta emulsão, sendo três vezes maior que a condição com emulsão com aplicação interna. Em termos de tempo de corte, enquanto na condição sem fluido de corte o tempo de corte foi de 56,4 minutos, para a condição com fluido com aplicação interna o tempo de corte foi de 18,8 minutos (figura 5.6). Na condição sem fluido de corte a ferramenta fica sujeita a menores variações de temperatura quando se compara com a aplicação do fluido.

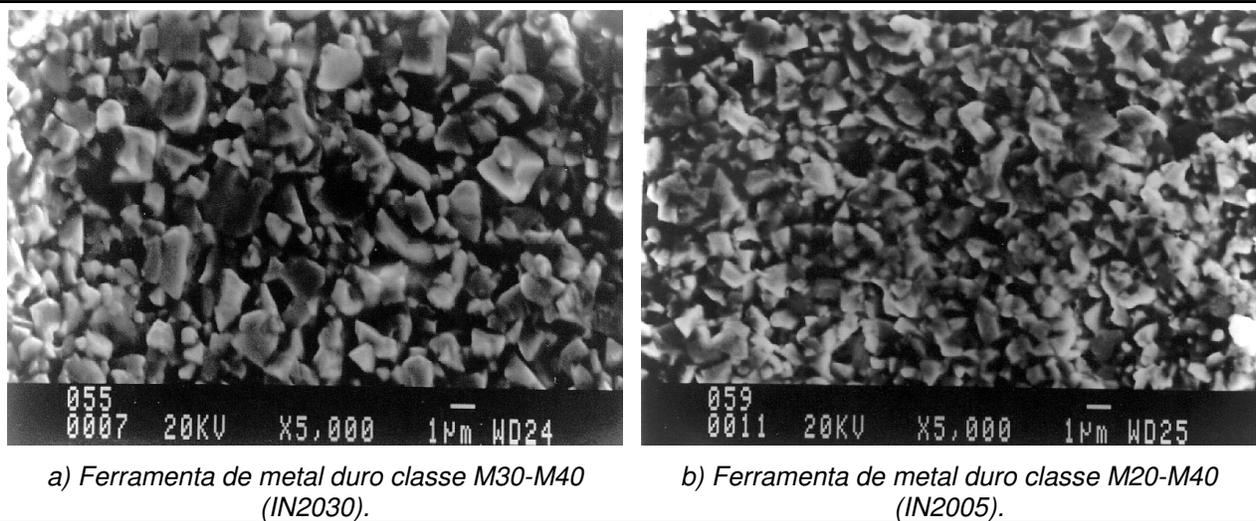


Figura 5.5 – Fotos obtidas no MEV da granulometria das classes de metal duro utilizadas nos ensaios definitivos, com ampliação de 5.000 vezes.

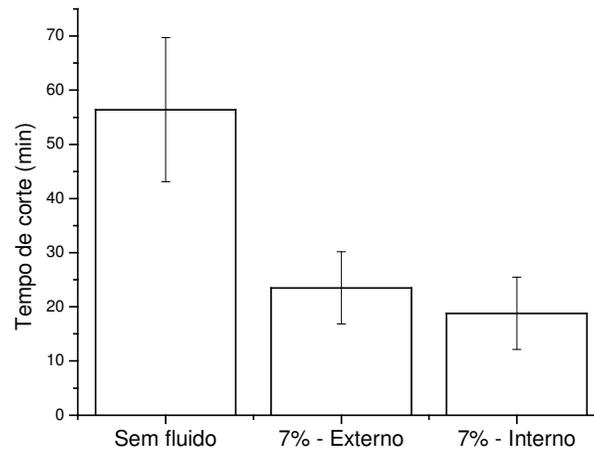
Como era de se esperar, o aumento da velocidade de corte ocasiona uma diminuição no volume de cavaco usinado para cada condição ensaiada, devido ao aumento na temperatura na região de corte. Este aumento de temperatura causa diminuição na vida da ferramenta devido ao aumento do desgaste, proporcionando uma menor retirada de cavaco até atingir o limite pré-fixado de desgaste de flanco  $VB_{Bmax}$ , que na operação de acabamento foi de 0,2 mm. O efeito deste aumento da temperatura torna-se extremamente prejudicial à vida da ferramenta, principalmente, nas condições em que existe a aplicação de fluido emulsionável. Nesta condição, devido à capacidade da água de retirar calor da região de corte, a ferramenta fica sujeita a elevados gradientes de temperatura, gerando microtrincas de origem térmica que acelera

grandemente o desgaste da ferramenta. Isto será melhor discutido no item 5.3 – *Resultados relativos ao desgaste da ferramenta.*

---

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Ferramenta:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=100$  m/min;  $a_p=1,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=401(200)$  mm/min;  $f_z=0,08(0,04)$  mm/inserto;  $n=1670$  rpm. **Fluido de corte:** Blaser Vasco 1000, concentração 7%. **Aplicação:** externa (vazão 45 l/min); interna (vazão 22,5 l/min)

---



---

Figura 5.6 – Resultados dos ensaios de acabamento com velocidade de corte de 100 m/min e material da ferramenta IN2030 em termos de tempo de corte.

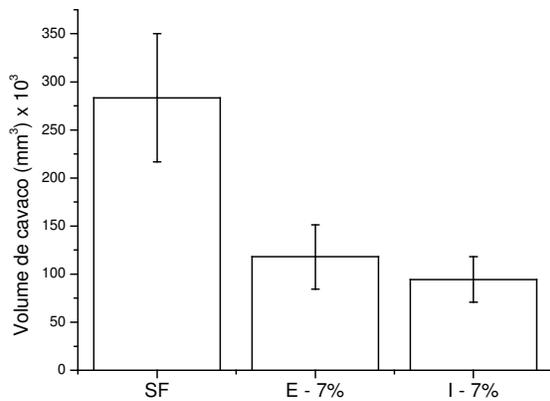
Para a ferramenta de metal duro M20-M40 (IN2005) o mesmo ocorreu, tanto para velocidade de 100 m/min quanto para velocidade de 120 m/min, quando se compara a condição sem fluido de corte com as condições em que a emulsão é aplicada interna ou externamente, seja na concentração de 7%, seja na concentração de 12%. A condição sem fluido de corte sempre possibilitou a retirada bem maior de volume de cavaco.

Como a ferramenta de metal duro classe M20-M40 (IN2005) apresentou melhores resultados em todas as condições, decidiu-se utilizar também duas outras condições adicionais: com fluido integral a base mineral (Vascomill MKS42) com baixa vazão (250 ml/min) e com mínima quantidade de fluido (MQF), com vazão de 35 ml/h, cujos resultados também estão na figura 5.4 e que serão discutidos mais adiante, com velocidade de corte de 120 m/min.

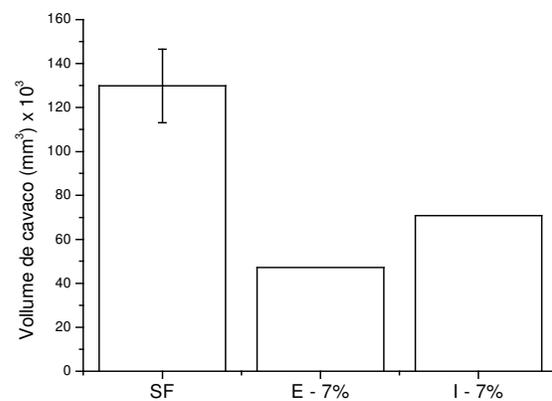
Para as condições em que o fluido de corte emulsionável foi aplicado, algumas considerações podem ser feitas, e para isso, os resultados constantes na figura 5.4 foram reagrupados e apresentados na figura 5.7.

Observa-se da figura 5.7 que o fato de se utilizar fluido de corte emulsionável causa uma queda muito grande na vida da ferramenta e, conseqüentemente, no volume de cavaco removido no processo de fresamento. Isto ocorre em qualquer velocidade de corte ensaiada. Para a ferramenta de metal duro classe M30-M40 (IN2030), por exemplo, com velocidade de corte de 100 m/min (figura 5.7(a)), o volume de cavaco removido na condição sem fluido de corte é 140% maior que na condição com fluido de corte aplicado externamente. Para a velocidade de corte de 120 m/min (figura 5.7(b)) a diferença é maior ainda, cerca de 175%, pois o aumento da velocidade de corte causa um aumento da temperatura na região de corte e na aresta da ferramenta e o uso do fluido ocasiona gradientes térmicos maiores do que na condição com velocidade de corte de 100 m/min, reduzindo muito a vida da ferramenta. Para a ferramenta IN2030 e velocidade de corte de 100 m/min (figura 5.7(a)), as aplicações interna ou externa de fluido de corte apresentam resultados próximos, com ligeira vantagem para a aplicação externa que produziu um volume de cavaco superior. Porém, considerando-se as dispersões apresentadas nestes ensaios, pode-se dizer que nas duas condições o desempenho da ferramenta é equivalente. Analisando-se ainda a figura 5.7(b) verifica-se que a condição com aplicação interna permitiu uma retirada de cavaco 50% superior à condição com aplicação externa. O mesmo se verifica quando se observa a figura 5.7(c), pois a aplicação do fluido (com concentração de 7%) internamente à ferramenta permitiu a remoção de um volume de cavaco 29% superior à condição de aplicação externa do fluido. Aumentando-se a velocidade de corte para 120 m/min (figura 5.7(d)), as aplicações externa e interna de emulsão com concentração de 7% têm desempenhos semelhantes, se forem consideradas as dispersões apresentadas nos ensaios, como pode ser visto na figura 5.7(d).

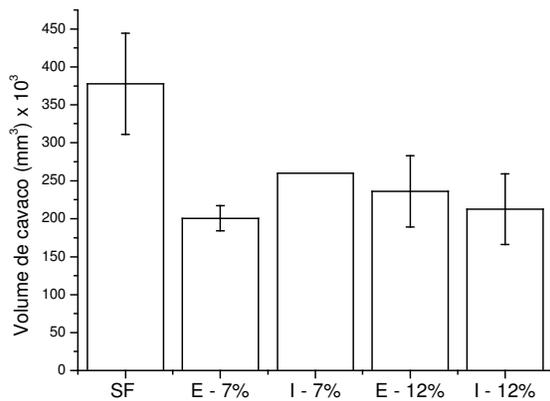
**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** acabamento. **Ferramentas:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN e M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $a_p=1,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $f_z=0,08(0,04)$  mm/inserto. Para  $v_c=100$  m/min:  $v_f=401(200)$  mm/min e  $n=1670$  rpm. Para  $v_c=120$  m/min:  $v_f=481(240)$  mm/min e  $n=2005$  rpm. **Fluidos de corte:** base vegetal (Blaser Vasco 1000), concentração 7% e 12%; vegetal, integral, (Vascomill MKS42) em baixa vazão e MQF. **Aplicação:** externa e interna.



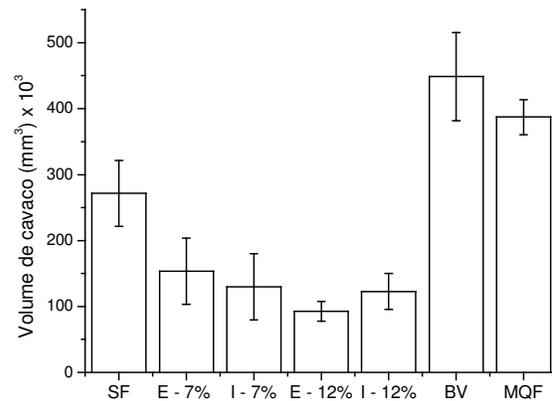
a) Ferramenta IN2030,  $v_c = 100$  m/min.



b) Ferramenta IN2030,  $v_c = 120$  m/min.



c) Ferramenta IN2005,  $v_c = 100$  m/min.



d) Ferramenta IN2005,  $v_c = 120$  m/min.

**Legenda:**

**SF** – sem fluido de corte

**E** – Aplicação externa de fluido de corte (vazão 45 l/min), emulsão

**I** – Aplicação interna de fluido de corte (vazão 22,5 l/min), emulsão

**7%** – concentração 7%

**12%** – concentração 12%

**BV** – baixa vazão (250 ml/min), aplicação externa, integral.

**MQF** – Mínima Quantidade de Fluido, vazão 35 ml/h, integral.

Figura 5.7 – Resultados dos ensaios de acabamento para ferramenta IN2030 com velocidades de corte de 100 m/min (a) e 120 m/min (b) e para ferramenta IN2005 com velocidades de corte de 100 m/min (c) e 120 m/min (d).

Quando se aumenta a concentração de fluido para 12% pode-se observar que a aplicação externa e a interna têm desempenhos similares, para uma mesma velocidade de corte, como pode ser visto nas figuras 5.7(c) e 5.7(d). Para velocidade de corte de 100 m/min, a aplicação externa de emulsão com concentração 12% apresenta pequena melhoria em relação à aplicação interna, em termos de volume de cavaco removido. Quando se aumenta a velocidade de corte para 120 m/min ocorre o contrário: a aplicação interna é levemente superior à aplicação externa. Porém, se forem consideradas as dispersões apresentadas nos ensaios, pode-se dizer que as aplicações

externa e interna de emulsão com concentração 12% têm resultados similares, tanto para velocidade de corte de 100 m/min quanto para velocidade de corte de 120 m/min. Pode ser verificado ainda que o aumento de velocidade de corte causa uma diminuição do volume de cavaco removido, devido à aceleração do desgaste da ferramenta, como já comentado anteriormente. Baseado nestes resultados não se pode afirmar qual condição de aplicação de fluido em abundância gera maior vida da ferramenta, no caso em que se tenha que aplicá-lo para proteger a peça contra possíveis danos metalúrgicos superficiais e/ou dilatações térmicas.

Comparando-se agora a utilização de fluido de corte emulsionável com concentração de 7% e de 12% na aplicação externa do fluido pode-se verificar um resultado interessante. Para velocidade de corte de 100 m/min, a aplicação externa de emulsão com 12% de concentração permitiu a remoção de um volume de cavaco maior do que a aplicação de fluido com concentração de 7%, provavelmente devido à maior ação lubrificante do fluido, possibilitada pela velocidade de corte relativamente menor. No entanto, comparando-se as mesmas condições com velocidade de corte de 120 m/min, observa-se o contrário: a utilização de emulsão com concentração de 7% permitiu a remoção de um volume maior de cavaco do que a condição com fluido a 12%, fato este devido, provavelmente, ao maior choque térmico gerado na ferramenta graças ao efeito refrigerante da água contida na emulsão, somado à maior dificuldade de lubrificação da ferramenta causada pela maior velocidade de corte, que foi muito maior do que o efeito lubrificante do óleo. Comparando-se a aplicação interna de emulsão pode-se observar que para velocidade de corte de 100 m/min a emulsão com 7% de concentração foi ligeiramente superior à emulsão com 12% de concentração. Para velocidade de corte de 120 m/min a aplicação interna de emulsão com concentração 7% foi praticamente igual ao desempenho da emulsão com 12%. Se forem consideradas as dispersões apresentadas, o resultados são muito próximos. Pode-se verificar ainda que o fresamento realizado nas condições testadas é mais sensível à variação da concentração da emulsão quando a aplicação do fluido é feita externamente à ferramenta. Porém, também com relação à concentração do fluido, não é possível afirmar-se com certeza qual delas deve ser utilizada em caso de necessidade de sua utilização.

Estes resultados mostram que o grande fator de influência na vida da ferramenta é a presença ou não do fluido de corte, devido ao efeito da grande variação da temperatura da ferramenta em cada rotação que é muito prejudicial à mesma, quando da utilização do mesmo.

Em outras palavras, chegou-se à conclusão que, em processos de fresamento similares aos ensaiados neste trabalho, a refrigeração é prejudicial à ferramenta, independentemente do fato do fluido ser aplicado interna ou externamente à ferramenta e da concentração do mesmo. Então, decidiu-se utilizar fluidos sem água, para minimizar a capacidade de refrigeração e maximizar a capacidade de lubrificação do fluido. Para isso, testou-se outras duas condições: baixa vazão de óleo integral (BV) e aplicação de ar com óleo integral em baixíssima vazão e auxílio de ar comprimido para sua injeção (Mínima Quantidade de Fluido – MQF). Quando o óleo integral foi usado (sem o auxílio de ar) a vazão foi bastante baixa (a menor vazão em que não se tivesse gotejamento) para que a possível refrigeração que o mesmo óleo integral pudesse causar, fosse minimizada. O objetivo foi obter-se somente lubrificação sem refrigeração. Para estas duas condições (BV e MQF) o fluido selecionado foi o de base vegetal, integral que é recomendado pelo fabricante para aplicações por névoa. Os resultados destas duas condições também constam na figura 5.7(d). Verifica-se desta figura que a aplicação de uma névoa de fluido integral (vazão de 35 ml/h) é suficiente para aumentar em 43% o volume de cavaco removido no fresamento do aço inoxidável 15-5PH, em relação ao corte sem fluido. Embora a quantidade de fluido seja mínima, a fina película de fluido que é aplicada à superfície da peça e da ferramenta durante o tempo em que aresta de corte gira sem contato com a peça em cada volta, é suficiente para atuar efetivamente como lubrificante, reduzindo o atrito e o calor gerado no processo, aumentando significativamente a vida da ferramenta. Na aplicação da névoa, evidentemente seu poder de resfriar a aresta de corte é mínimo, semelhante à condição sem fluido de corte, porém existe uma ação efetiva do fluido como lubrificante.

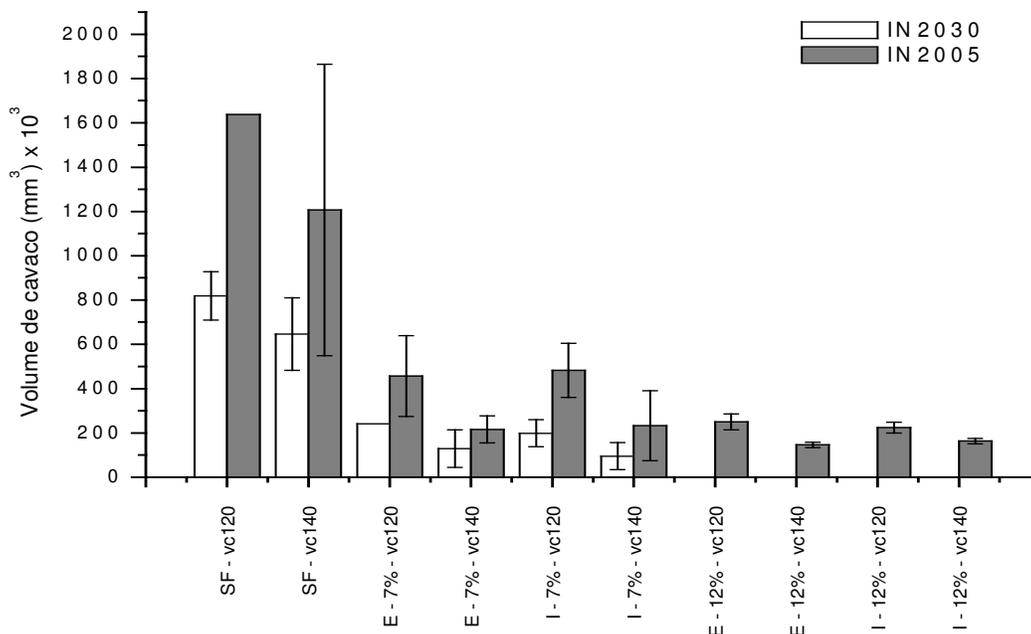
Quando se compara a condição com fluido integral com baixa vazão (250 ml/min) com a condição sem fluido de corte, o efeito lubrificante do fluido na vida da ferramenta (e por consequência no volume de cavaco removido) fica mais evidente ainda. Nos ensaios realizados, a condição com baixa vazão permitiu a remoção de um volume de cavaco cerca de 66% superior à condição sem fluido de corte. Quando se compara esta condição com a condição com MQF, o ganho foi de 16%. Com os resultados obtidos fica evidente que quando se usa uma baixa vazão de fluido de corte que tenha principalmente propriedades lubrificantes, a vida da ferramenta aumenta, devido a esta ação lubrificante do fluido. No entanto, quando se usa uma grande vazão de fluido que tenha principalmente propriedades refrigerantes, como é o caso da emulsão usada neste trabalho, o efeito principal é o choque térmico, que aliado ao choque mecânico inerente ao

processo de fresamento, reduz drasticamente a vida da ferramenta, apesar do benefício da ação lubrificante do fluido. Desta forma, a utilização de grande volume de fluido não deve ser usada com o propósito de se aumentar a vida da ferramenta, uma vez que, ao contrário, este volume reduz drasticamente a vida. Em processos de fresamento similares ao utilizado neste trabalho, a lubrificação precisa ser priorizada e a refrigeração da ferramenta deve ser evitada.

### 5.2.1.2 – Resultados de vida de ferramenta nos ensaios de desbaste

A figura 5.8 mostra os resultados de vida de ferramenta em termos de volume de cavaco removido, para todas as condições ensaiadas na operação de desbaste.

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** desbaste. **Ferramenta:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN e M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $a_p=4,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $f_z=0,12(0,04)$  mm/inserto. Para  $v_c=120$  m/min;  $v_f=480(160)$  mm/min;  $n=2005$  rpm. Para  $v_c=140$  m/min;  $v_f=563(188)$  mm/min;  $n=2345$  rpm. **Fluido de corte:** Blaser Vasco 1000, concentração 7%. **Aplicação:** externa (vazão 45 l/min); interna (vazão 22,5 l/min)



**Legenda:**  
**SF** – sem fluido de corte  
**vc120** – velocidade de corte de 120 m/min  
**vc140** – velocidade de corte de 140 m/min  
**E** – Aplicação externa de fluido de corte (vazão 45 l/min)  
**I** – Aplicação interna de fluido de corte (vazão 22,5 l/min)  
**7%** – concentração 7%  
**12%** – concentração 12%

Figura 5.8 – Resultados relativos à vida da ferramenta em termos de volume de cavaco removido para todas condições ensaiadas em operação de desbaste.

Também na operação de desbaste a ferramenta de metal duro M20-M40 (IN2005) apresentou desempenho superior ao metal duro M30-M40 (IN2030) em todas as condições em que esta comparação é possível, permitindo a remoção de maior volume de cavaco até se atingir o

limite pré-estabelecido de desgaste de flanco ( $VB_{Bmax}$ ) de 0,3 mm. Observa-se ainda que quando se aumenta a velocidade de corte o volume de cavaco removido diminui para qualquer condição de lubrificação e para qualquer material de ferramenta utilizado, uma vez que o aumento da velocidade incentiva o desgaste da ferramenta reduzindo sua vida. Para a condição sem fluido de corte, a ferramenta de metal duro M20-M40 (IN2005) permitiu a remoção de um volume de cavaco duas vezes maior que a ferramenta M30-M40 (IN2030), para velocidade de corte de 120 m/min. Para a velocidade de corte de 140 m/min, a ferramenta IN2005 permitiu a remoção de um volume de cavaco 87% superior à ferramenta IN2030. Novamente, fica evidente a superioridade da ferramenta com grãos submicrométricos, pois segundo Koelsch (2000), quanto menor o tamanho do grão, mais denso torna-se o material e mais tenacidade à fratura ele tem. Com esta característica a ferramenta é capaz de suportar os esforços a que está sujeita na formação do cavaco, mesmo em operações de desbaste, nas quais o maior volume de cavaco removido faz com que estes esforços sejam maiores que em operações de acabamento.

Para as condições em que o fluido de corte emulsionável foi aplicado, algumas considerações serão feitas, e para isso os resultados constantes na figura 5.8 foram reagrupados e apresentados na figura 5.9. Antes de se começar a análise desta figura é interessante compará-la com a figura 5.7 que mostra resultados semelhantes, mas em condições de acabamento. Esta comparação mostra que, em geral, em operações de desbaste (figura 5.9) a diferença entre o corte sem fluido e o corte com fluido em abundância é ainda mais pronunciada que no acabamento (figura 5.7). Isto se deve ao fato de que no desbaste se tem maior volume de cavaco removido na unidade de tempo e, portanto, maior calor gerado. Com isso, maior é a variação de temperatura da ferramenta em cada volta quando se utiliza fluido e, assim, menor é a sua vida.

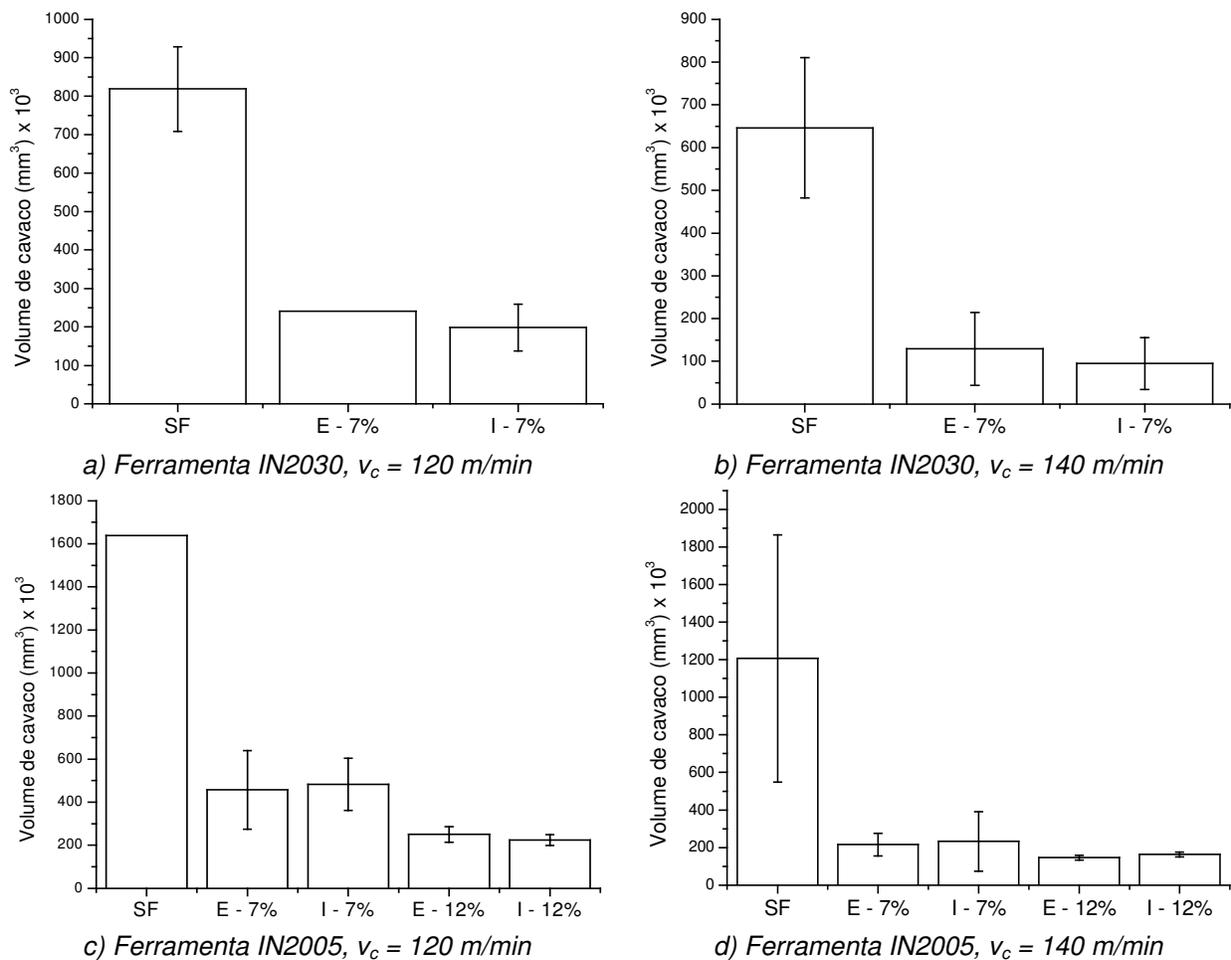
Pode-se observar na figura 5.9 que para o metal duro classe M30-M40 (IN2030) a condição sem fluido proporcionou a retirada de maior volume de cavaco nas duas velocidades de corte ensaiadas, figuras 5.9(a) e (b). Para a velocidade de corte de 120 m/min a condição sem fluido possibilitou a remoção de um volume de cavaco 3,39 vezes maior do que na condição com aplicação externa de fluido de corte (figura 5.9(a)). Quando se aumenta a velocidade de corte para 140 m/min, esta diferença é maior ainda, cerca de 5 vezes. Isto é devido ao aumento da energia que é imputada ao processo com o aumento da velocidade de corte. A temperatura na região de corte é maior e a queda de temperatura na ferramenta quando ela não está cortando é

maior, reduzindo drasticamente a vida da ferramenta e o volume de cavaco removido, devido à capacidade do fluido de corte de retirar calor da região de corte. De novo, comprova-se a inadequação do uso de emulsão abundante em processos de fresamento similares aos testados neste trabalho, principalmente devido à variação de temperatura que causa à aresta de corte em cada rotação.

---

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** Desbaste. **Ferramenta:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN e M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $a_p=4,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $f_z=0,12(0,04)$  mm/inserto. Para  $v_c=120$  m/min;  $v_f=480(160)$  mm/min;  $n=2005$  rpm. Para  $v_c = 140$  m/min;  $v_f = 563$  (188) mm/min;  $n = 2345$  rpm. **Fluido de corte:** Blaser Vasco 1000, concentração 7%. **Aplicação:** externa (vazão 45 l/min); interna (vazão 22,5 l/min)

---



**Legenda:**

**SF** – sem fluido de corte

**E** – Aplicação externa de fluido de corte (vazão 45 l/min)

**I** – Aplicação interna de fluido de corte (vazão 22,5 l/min)

**7%** – concentração 7%

**12%** – concentração 12%

Figura 5.9 – Resultados dos ensaios de desbaste para ferramenta IN2030 com velocidades de corte de 120 m/min (a) e 140 m/min (b) e para ferramenta IN2005 com velocidades de corte de 120 m/min (c) e 140 m/min (d).

Observa-se que as aplicações externa e interna da emulsão a 7% de concentração apresentam rendimentos praticamente iguais, com pequena vantagem para a aplicação externa (figuras 5.9(a) e (b)), tanto para velocidade de corte de 120 m/min quanto para velocidade de corte de 140 m/min. Obviamente, com velocidade de corte de 140 m/min o volume de cavaco por vida da ferramenta é menor do que com velocidade de corte de 120 m/min, devido ao aumento do calor gerado e dos maiores ciclos térmicos induzidos na ferramenta. O mesmo se observa nas figuras 5.9(c) e 5.9(d) nas quais a diferença entre aplicação externa e interna de fluido com concentração de 7%, em termos de volume de cavaco removido, praticamente inexistente, independentemente da velocidade de corte empregada. Em outras palavras, para a operação de desbaste, a aplicação de fluido de corte com concentração de 7%, seja ela externa ou interna à ferramenta, não apresenta diferença significativa, sendo praticamente iguais. Comparando-se, no entanto, a emulsão com concentração de 7% com a emulsão com concentração de 12%, verificam-se diferenças que não podem ser ignoradas, especialmente quando a velocidade de corte é de 120 m/min (Figura 5.9(c)). Para esta velocidade de corte a aplicação de emulsão com concentração de 7% permitiu a remoção de um volume de cavaco cerca de 82% maior do que a aplicação com 12% na aplicação externa e de mais de 100% na aplicação interna à ferramenta.

## **5.2.2 – Resultados relativos ao desgaste da ferramenta**

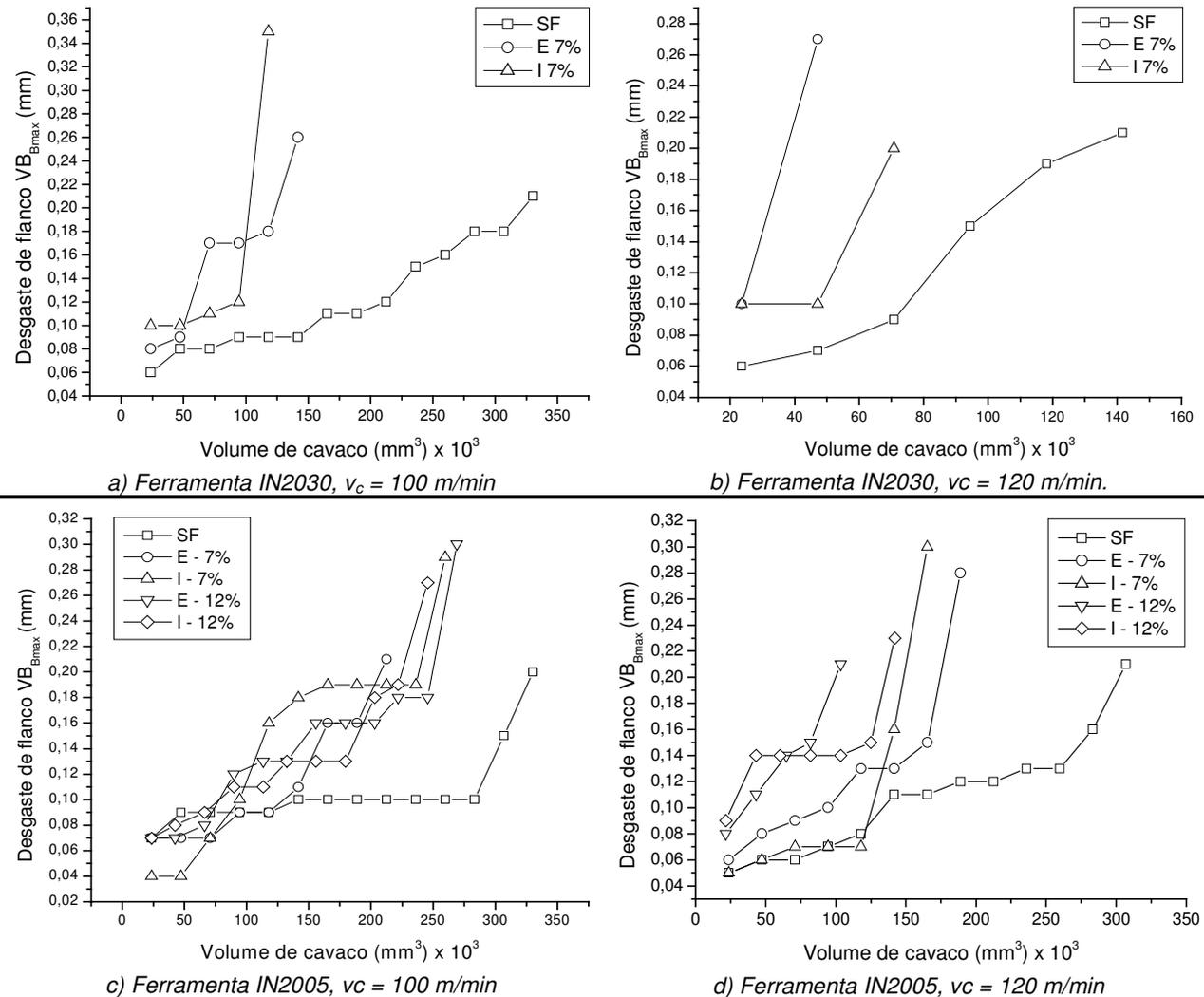
Neste item serão analisados os resultados obtidos nos ensaios com relação à evolução do desgaste de flanco  $VB_{B_{max}}$  nos ensaios de acabamento e desbaste nas diversas condições testadas.

### ***5.2.2.1 – Resultados de desgaste da ferramenta nos ensaios de acabamento***

Como já analisado no item 5.2.1, o melhor desempenho das ferramentas de metal duro sempre se deu na condição sem fluido de corte, pois permitiu a remoção de maior volume de cavaco quando comparado com as condições com fluido de corte nas concentrações 7% e 12%. Isto é válido para a velocidade de corte de 100 m/min e 120 m/min. Isto significa que na condição sem fluido de corte a ferramenta desgastou-se menos, o que possibilitou uma maior remoção de cavaco antes de atingir o limite estabelecido para o desgaste de flanco. A evolução do desgaste de flanco pode ser observada na figura 5.10. Esta figura foi montada considerando-se o melhor

desempenho da ferramenta (maior volume de cavaco removido) das duas réplicas executadas em cada uma das condições ensaiadas. Em outras palavras, tomou-se para cada condição a réplica que apresentou maior volume de cavaco removido por vida da ferramenta. As condições com fluido de corte integral em baixa vazão e Mínima Quantidade de Fluido (MQF) não foram apresentadas na figura 5.10(d), pois serão objetos de uma análise em separado mais adiante.

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** acabamento. **Ferramentas:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN e M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $a_p=1,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $f_z=0,08(0,04)$  mm/inserto. Para  $v_c=100$  m/min:  $v_f=401(200)$  mm/min e  $n=1670$  rpm. Para  $v_c=120$  m/min:  $v_f=481(240)$  mm/min e  $n=2005$  rpm. **Fluidos de corte:** base vegetal (Blaser Vasco 1000), concentração 7% e 12%. **Aplicação:** externa e interna.



**Legenda:**

**E** – Aplicação externa de emulsão (vazão 45 l/min)  
**I** – Aplicação interna de emulsão (vazão 22,5 l/min)

**7%** – concentração 7%  
**12%** – concentração 12%  
**SF** – Sem fluido

Figura 5.10 – Evolução do desgaste de flanco  $VB_{Bmax}$  nos ensaios, para réplicas que apresentaram melhor desempenho.

Nota-se na figura 5.10 que para a condição sem fluido de corte o desgaste evolui mais lentamente que nas outras condições, tanto para ferramenta de metal duro M20-M40 (IN2005) quanto para ferramenta classe M30-M40 (IN2030), para as duas velocidades de corte ensaiadas. Isto se explica devido ao choque mecânico e, principalmente, ao choque térmico a que a ferramenta fica sujeita quando se executa uma operação de fresamento na presença de fluido de corte emulsionável. Devido à capacidade da água de retirar calor da região de corte a ferramenta esfria quando não está cortando, gerando elevadas tensões térmicas na aresta de corte que aceleram muito o desgaste. Há que se lembrar que este ciclo de variação de temperatura ocorre com uma frequência muito alta (33,4 vezes por segundo na velocidade de 120 m/min e 39 vezes por segundo na velocidade de 140 m/min). Fica então comprovado que não pode haver refrigeração da ferramenta em processos de fresamento similares a este realizado neste trabalho.

Um aspecto interessante que se pode destacar é o comportamento do desgaste próximo ao fim da vida da ferramenta. Observa-se, especialmente na condição sem fluido de corte, que o desgaste evolui gradativamente, de maneira suave, mas próximo ao fim da vida ocorre um grande aumento deste desgaste. Isto ocorre devido à eliminação da cobertura da ferramenta, fazendo com que o material usinado entre em contato direto com o substrato da ferramenta, que possui características inferiores de resistência ao desgaste comparadas com as propriedades da cobertura. Nestas condições o desgaste de flanco aumenta muito rapidamente atingindo e ultrapassando o limite pré-fixado em pouco tempo. Fenômeno similar ocorre também nas ferramentas utilizadas nas operações com fluido de corte, isto é, o fim da vida da ferramenta é sempre obtido de modo súbito. Porém, há que se ressaltar que, na presença de fluido de corte, o comportamento do desgaste ao longo do ensaio é diferente, alternando períodos de estabilidade com momentos de crescimento súbito. Este comportamento está ligado aos mecanismos de desgaste e será discutido quando da apresentação das fotos tiradas no microscópio eletrônico de varredura (MEV).

A figura 5.11 mostra as fotos dos desgastes da ferramenta ao longo dos ensaios para a melhor condição (sem fluido de corte) e a pior condição (com fluido de corte aplicação interna), representadas na figura 5.10(a). Pode-se ver que nesta segunda condição (com fluido interno) o desgaste é muito mais acentuado ocorrendo um severo lascamento da aresta de corte com 23,5

minutos de tempo de corte. Para a ferramenta utilizada na condição sem fluido de corte o aumento do desgaste é mais lento e somente após um tempo de corte de 65,8 min ele atingiu o limite pré-fixado de 0,2 mm de desgaste de flanco máximo. Vê-se que a ferramenta na condição de usinagem com fluido cortou cerca de 14 minutos e somente tinha atingido o desgaste de 0,11 mm. Depois, com pouco menos de 10 minutos adicionais, o desgaste evoluiu de 0,11 mm para 0,35 mm.

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Condição:** acabamento. **Ferramenta:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=100$  m/min;  $a_p=1,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=401(200)$  mm/min;  $f_z=0,08(0,04)$  mm/inserto;  $n=1670$  rpm. **Fluido de corte:** Blaser Vasco 1000, concentração 7%. **Aplicação:** sem fluido e com aplicação interna (vazão 22,5 l/min)

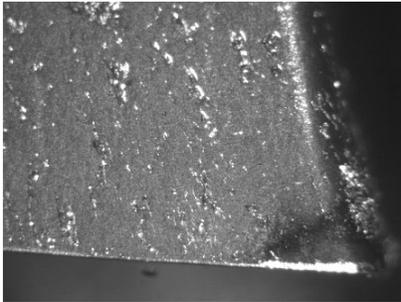
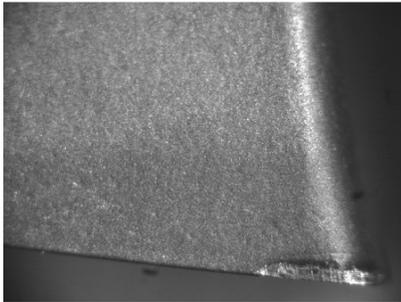
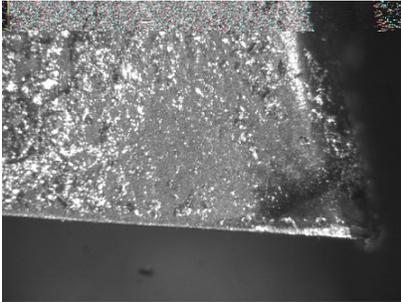
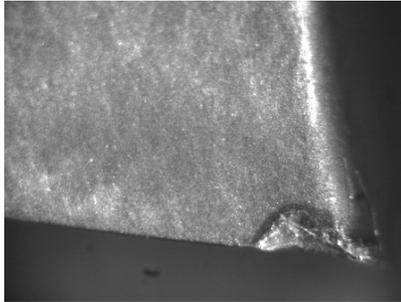
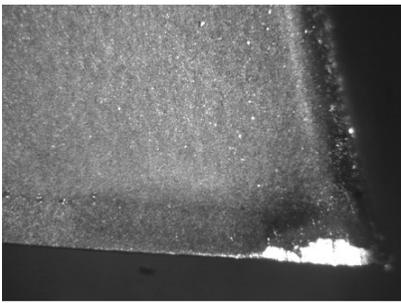
Vol. Cavaco (tempo de corte)	Condição sem fluido de corte	Condição com fluido de corte 7%, aplicação interna
70.830 mm <sup>3</sup> (14,1 min)	 $VB_{Bmax} = 0,08$ mm	 $VB_{Bmax} = 0,11$ mm
118.050 mm <sup>3</sup> (23,5 min)	 $VB_{Bmax} = 0,09$ mm	 $VB_{Bmax} = 0,35$ mm
330.540 mm <sup>3</sup> (65,8 min)	 $VB_{Bmax} = 0,21$ mm	

Figura 5.11 – Fotos dos insertos utilizados nos ensaios sem fluido e com fluido (aplicação interna) com velocidade de corte de 100 m/min e ferramenta IN2030.

A figura 5.12 mostra as fotos dos insertos utilizados nas condições sem fluido e com fluido com aplicação externa (concentração 7%), ferramenta de metal duro M30-M40 e velocidade de corte de 120 m/min. Pode-se ver que a aresta de corte da ferramenta utilizada na condição com fluido sofreu um severo lascamento ( $VB_{Bmax} = 0,50$  mm) ao atingir um tempo de corte de 7,8 minutos, enquanto que a ferramenta utilizada na condição sem fluido atingiu um desgaste de 0,22 mm num tempo de corte de 23,4 min, 3 vezes superior.

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Condição:** acabamento. **Ferramenta:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=120$  m/min;  $a_p=1,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=481(240)$  mm/min;  $f_z=0,08(0,04)$  mm/inserto;  $n=2005$  rpm. **Fluido de corte:** Blaser Vasco 1000, concentração 7%. **Aplicação:** sem fluido e com aplicação externa (vazão 45 l/min)

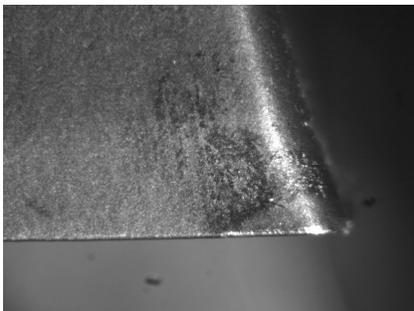
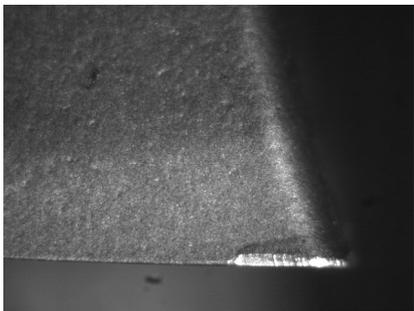
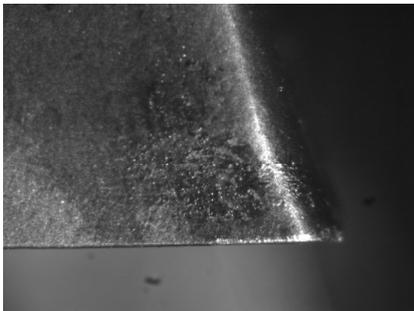
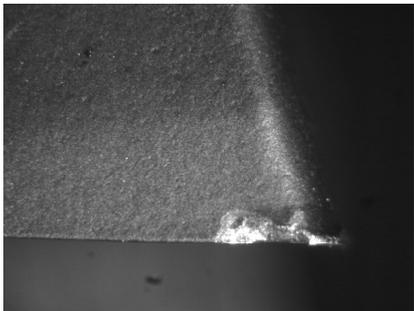
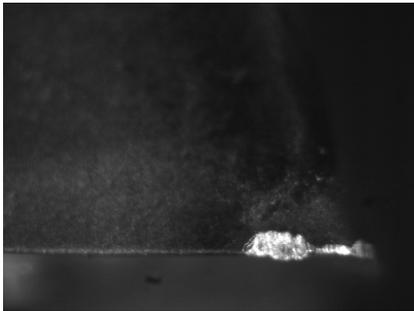
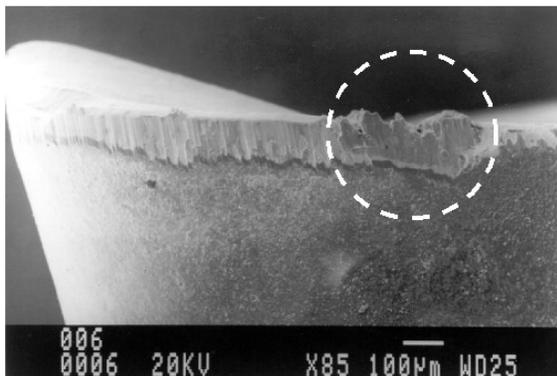
Vol. Cavaco (tempo de corte)	Condição sem fluido de corte	Condição com fluido de corte 7%, aplicação externa
23610 mm <sup>3</sup> (3,9 min)	 $VB_{Bmax} = 0,06$ mm	 $VB_{Bmax} = 0,11$ mm
47220 mm <sup>3</sup> (7,8 min)	 $VB_{Bmax} = 0,06$ mm	 $VB_{Bmax} = 0,50$ mm
141660 mm <sup>3</sup> (23,4 min)	 $VB_{Bmax} = 0,22$ mm	

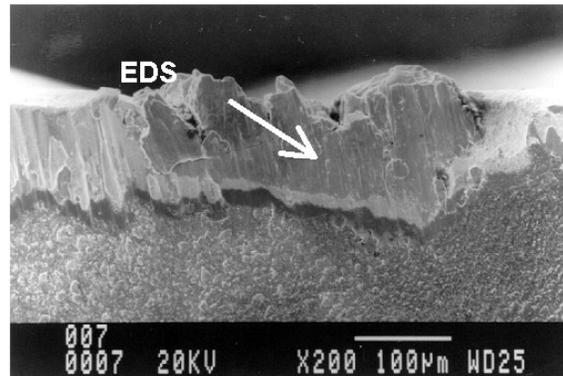
Figura 5.12 – Fotos dos insertos utilizados nos ensaios sem fluido e com fluido (aplicação externa) com velocidade de corte de 120 m/min e ferramenta IN2030.

A figura 5.13 mostra as fotos obtidas no MEV da aresta do inserto utilizado no ensaio na operação de acabamento, velocidade de corte de 100 m/min, sem fluido de corte e classe de ferramenta metal duro classe M-30-M40 (IN2030). Também são mostradas na figura as análises obtidas do EDS nas regiões indicadas pelas setas. As fotos obtidas do MEV, juntamente com a análise do EDS, mostram que houve a adesão do material da peça na região do desgaste de flanco da ferramenta em todos os experimentos realizados. A adesão ocorreu no substrato exposto da ferramenta. Onde a cobertura está presente não ocorre a adesão, pelo menos no momento em que as fotos foram tomadas, ou seja, no final da vida da ferramenta.

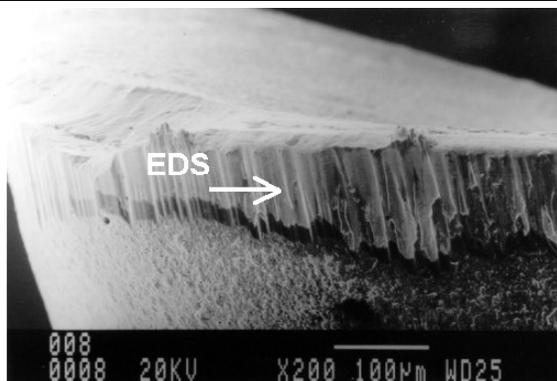
**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Condição:** acabamento. **Ferramenta:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=100$  m/min;  $a_p=1,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=401(200)$  mm/min;  $f_z=0,08(0,04)$  mm/inserto;  $n=1670$  rpm. **Condição de lubrificação/refrigeração:** sem fluido de corte.



a) Visão geral da aresta de corte



b) Ampliação da região demarcada na foto a).



c) Ampliação da região esquerda da foto a).

Elementos Químicos em peso (%)						
Elementos	W	Co	Fe	Cr	Al	Ti
EDS figura (b)	0,00	2,66	79,93	17,23	0,00	0,18
EDS figura (c)	53,08	7,43	28,94	10,14	0,00	0,41

d) Análises de EDS das regiões marcadas nas figuras (b) e (c).

Figura 5.13 – Fotos obtidas no MEV mostrando o material da peça aderido à aresta desgastada para a condição:  $v_c = 100$  m/min, metal duro classe M30-M40 (IN2030), sem fluido de corte.

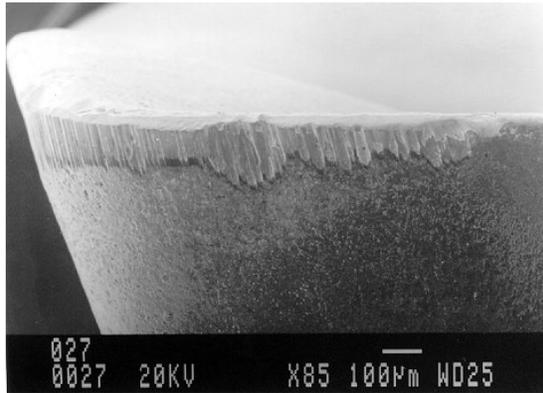
A maneira como esta adesão ocorreu e a sua influência no desempenho da ferramenta dependem das condições de refrigeração/lubrificação. No fresamento sem fluido de corte a

adesão ocorreu em toda superfície desgastada, cobrindo completamente o substrato como pode ser visto na figura 5.13(a). A análise de EDS na área indicada pela seta na figura 5.13(b) mostra uma grande quantidade dos principais elementos químicos presentes no material da peça (ferro, cromo). Esta análise prova que houve uma forte adesão do material da peça na superfície desgastada da ferramenta. No entanto, analisando os resultados do EDS na área indicada pela seta na figura 5.13(c) pode-se observar que existe material da peça aderido, mas também existe uma grande quantidade de elementos químicos do substrato de metal duro (tungstênio e cobalto). As marcas na direção de corte mostram que o desgaste abrasivo foi um mecanismo importante do desgaste da ferramenta na condição sem fluido de corte. Baseado nestas fotos e EDS mostrados na figura 5.13 pode ser observado que os principais elementos do material da peça estão presentes na superfície desgastada da ferramenta, mas suas quantidades variam ao longo da aresta de corte.

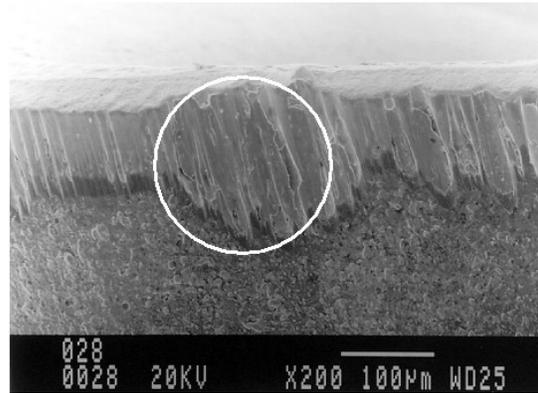
A figura 5.14, também relativa a um ensaio sem fluido de corte ( $v_c = 120$  m/min e metal duro IN2005), mostra um desgaste aproximadamente uniforme em toda aresta desgastada. De novo é possível notar que existe material da peça aderido em toda extensão da aresta. A figura 5.14(b) mostra um detalhe da região central do desgaste, onde o desgaste é maior. Pode-se observar que existe material aderido e marcas na mesma direção da velocidade de corte. Estas marcas são características do mecanismo abrasivo do desgaste. A análise do EDS, ver tabela na figura 5.14(d), feita na área indicada pela seta na figura 5.14(c) mostrou uma grande quantidade de elementos químicos do material da peça. Pode-se observar que não existe mais material da cobertura (Al e Ti) sobre a aresta, restando somente algum material do substrato da ferramenta (W e Co). De novo comprova-se que a adesão está sobre o substrato da ferramenta.

A análise destas fotos do MEV e dos EDS permite explicar o mecanismo de desgaste no fresamento do aço inoxidável endurecível por precipitação 15-5PH, sem aplicação do fluido de corte. A geração de calor durante a usinagem sem fluido reduz a resistência mecânica do volume de material à frente da aresta de corte, aumentando sua ductilidade de tal maneira que a adesão do material da peça na aresta de corte desgastada fica facilitada.

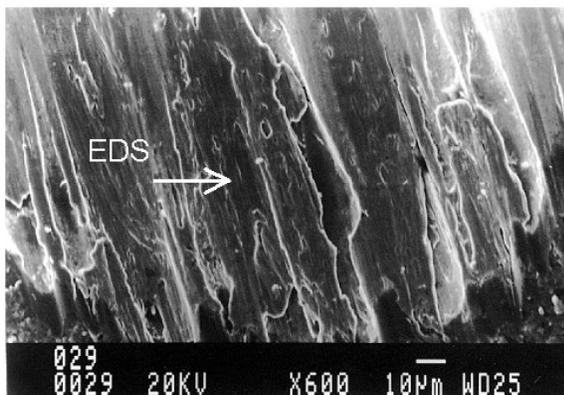
**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Condição:** acabamento. **Ferramenta:** Metal duro classe M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=120$  m/min;  $a_p=1,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=481(240)$  mm/min;  $f_z=0,08(0,04)$  mm/inserto;  $n=2005$  rpm. **Condição de lubrificação/refrigeração:** sem fluido de corte.



a) Visão geral da aresta desgastada



b) Ampliação da região central do desgaste da fig. (a).



c) Ampliação da região demarcada na figura (b).

Elementos Químicos em peso (%)							
Elementos	W	Co	Cr	Fe	Ni	Al	Ti
EDS fig. (c)	9,10	3,93	17,26	67,19	2,53	0,00	0,00

d) Análise de EDS da região indicada pela seta na figura (c).

Figura 5.14 – Fotos obtidas no MEV mostrando o material da peça aderido à aresta desgastada para a condição:  $v_c = 120$  m/min, metal duro classe M20-M40 (IN2005), sem fluido de corte.

Assim que a aresta de corte sai da peça em uma revolução, ela entra em contato com o ar, que possui uma capacidade de refrigeração muito menor que a emulsão. Assim, a temperatura do material aderido na ferramenta não diminui muito, mantendo sua resistência mecânica baixa. Na interação entre aresta e peça na próxima revolução, o material aderido na aresta de corte encontra o material da peça com baixa resistência devido à alta temperatura, facilitando a deformação plástica de ambos. Devido à alta plasticidade do material da peça na região que interagiu com a ferramenta, o mecanismo de desgaste por abrasão prevaleceu. A plasticidade do material da peça nesta área foi tal que permitiu a ação abrasiva de partículas duras do material da peça na ferramenta, com a conseqüente remoção por abrasão de microscópicas partículas da ferramenta juntamente com partículas do material aderido. Após isto, a área desgastada da ferramenta era novamente coberta com o material da peça. Neste caso, observou-se que o desgaste de flanco foi mais homogêneo do que quando o fluido de corte foi usado e, na maioria dos casos, a área do raio

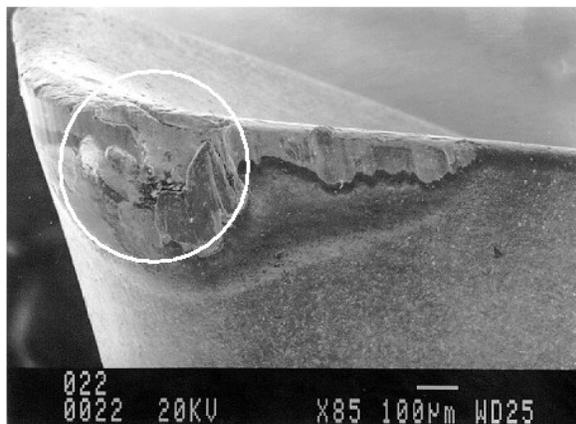
de ponta apresentou um desgaste minimizado pelo material aderido. O súbito crescimento do desgaste de flanco mostrado nas figuras ao fim da vida da ferramenta pode ser consequência da fragilização da aresta causada pelo desgaste, o que aumentou a taxa de desgaste. Como o desgaste de flanco cresceu, a camada de cobertura foi sendo removida e o substrato ficou mais exposto ao contato com o material aderido e, por isso, exposto ao processo de desgaste. Existe um momento em que a exposição do substrato foi muito alta e assim o desgaste de flanco cresceu muito rapidamente. Observa-se ainda nas fotos das figuras 5.13 e 5.14 que as arestas de corte não apresentam trincas, nem de origem térmica nem de origem mecânica.

Quando se usou fluido de corte o desgaste se tornou mais severo, como pode ser observado na figura 5.15 que mostra uma aresta desgastada utilizada no ensaio com velocidade de corte de 100 m/min, com aplicação de emulsão e ferramenta de metal duro classe ISO M20-M40 (IN2005).

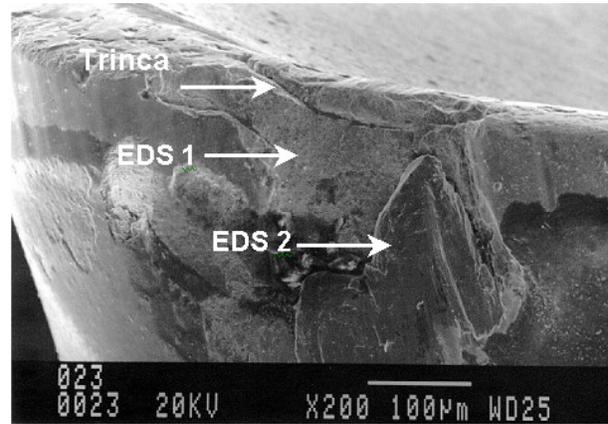
---

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Condição:** acabamento. **Ferramenta:** Metal duro classe M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=100$  m/min;  $a_p=1,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=401(200)$  mm/min;  $f_z=0,08(0,04)$  mm/inserto;  $n=1670$  rpm. **Condição de lubrificação/refrigeração:** emulsão, aplicação externa.

---



a) Visão geral da aresta de corte.



b) Ampliação da área indicada na figura a).

Elementos	Elementos Químicos em peso (%)						
	W	Co	Cr	Fe	Ni	Al	Ti
EDS 1	77,36	9,47	4,55	5,37	1,34	1,91	0,00
EDS 2	0,83	2,87	16,54	76,07	3,69	0,00	0,00

c) Análises de EDS das regiões marcadas na figura (b).

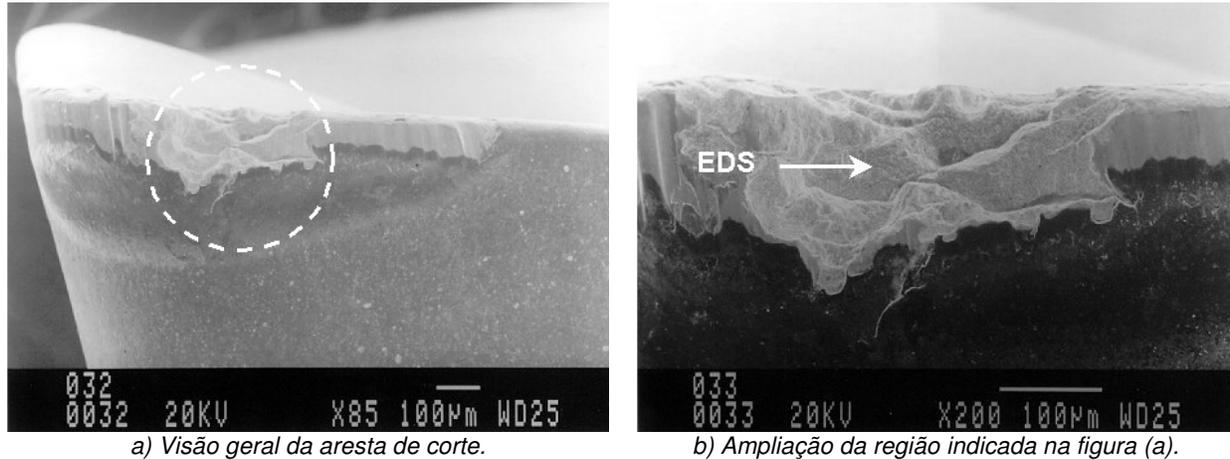
---

Figura 5.15 – Fotos obtidas no MEV mostrando os efeitos da emulsão na aresta de corte para a condição:  $v_c = 100$  m/min, metal duro classe M20-M40 (IN2005), aplicação externa de emulsão.

A figura 5.15(a) mostra que o desgaste de flanco máximo é maior e localizado, quando comparado com o desgaste apresentado por uma ferramenta utilizada na usinagem sem fluido de corte. A figura mostra também que não existem as marcas características do desgaste abrasivo, indicando que o mecanismo de desgaste mudou. A ampliação da área mais desgastada (Figura b) mostra que nem toda área tem material da peça aderido. Em algumas áreas o substrato está exposto, como pode ser visto na análise dos resultados da análise do EDS 1 mostrado na tabela da figura 5.15(c) indicado pela seta, na qual grande quantidade de tungstênio e cobalto foi encontrado e na qual quase não se tem material da peça (Fe, Cr e Ni). Por outro lado é também possível encontrar material da peça aderido à aresta desgastada, como na área indicada por EDS 2 na mesma tabela da figura 5.15(c), na qual a análise do EDS apresenta apenas elementos químicos do material da peça com teores elevados. Nas duas análises de EDS praticamente não se vê material da cobertura da ferramenta, mostrando que, neste ponto toda a cobertura já foi removida de sobre a ferramenta. A figura 5.15(b) mostra também uma trinca na parte superior da aresta desgastada, fato que não foi observado quando a usinagem foi feita sem fluido de corte. Esta trinca é paralela à aresta e, portanto, de origem mecânica.

A figura 5.16 mostra as fotos obtidas no MEV para uma aresta desgastada usada na usinagem com fluido de corte pertencente a uma ferramenta de metal duro classe M20-M40 (IN2005) e velocidade de corte de 120 m/min. O aumento da velocidade de corte para usinagem com fluido de corte prejudicou muito o desempenho da ferramenta. Na figura 5.16(a) pode ser visto que o desgaste de flanco não foi uniforme e existe uma área central onde o desgaste foi muito severo. A figura 5.16(b) mostra uma ampliação desta área em que pode ser observado que grandes partículas da ferramenta foram arrancadas. O uso de fluido de corte emulsificável aliado à velocidade de corte alta tornou o mecanismo de desgaste muito mais severo. A análise do EDS, apresentada na tabela da figura 5.16(c), mostrou a presença de grandes quantidades de tungstênio e cobalto (elementos do substrato da ferramenta) e menores quantidades de ferro, cromo e níquel (elementos do material da peça). Existe ainda material da peça aderido na aresta desgastada, porém em quantidade menor que na condição sem fluido de corte. De novo não se tem material da cobertura da ferramenta.

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Condição:** acabamento. **Ferramenta:** Metal duro classe M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=120$  m/min;  $a_p=1,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=481(240)$  mm/min;  $f_z=0,08(0,04)$  mm/inserto;  $n=2005$  rpm. **Condição de lubrificação/refrigeração:** emulsão, aplicação externa.



a) Visão geral da aresta de corte.

b) Ampliação da região indicada na figura (a).

Elementos Químicos em peso (%)							
Elementos	W	Co	Cr	Fe	Ni	Al	Ti
EDS fig. (b)	69,10	11,19	4,49	14,12	0,84	0,00	0,26

c) EDS da região indicada pela seta na figura (b).

Figura 5.16 – Fotos obtidas no MEV mostrando o desgaste na aresta de corte para a condição:  $v_c = 120$  m/min, metal duro M20-M40 (IN2005), emulsão aplicação externa.

Após a análise destas fotos pode-se explicar o mecanismo de desgaste quando se utiliza uma grande quantidade de emulsão no fresamento do aço inoxidável endurecível por precipitação 15-5PH. Quando a emulsão foi utilizada no fresamento observou-se que o desgaste de flanco ocorreu de uma maneira mais intensa e que o raio de ponta foi destruído em uma grande porção da aresta desgastada, na maioria dos casos. A menor temperatura de corte minimizou a perda de resistência mecânica do volume de material da peça em frente à aresta de corte. Por isso, foi mais difícil ao material da peça aderir à superfície de folga da aresta. No entanto, a adesão ainda existiu. Foi observado com o auxílio do MEV juntamente com a análise de EDS, que grandes porções das arestas desgastadas tiveram o substrato exposto e que a adesão do material da peça ocorreu em pequenas áreas. Neste caso, assim que a aresta de corte terminava a formação do cavaco em uma rotação da ferramenta, entrava em contato com uma grande quantidade de emulsão (que tem muito maior capacidade de resfriamento que o ar), que molhava, além da ferramenta, também a superfície da peça recém usinada. Assim, o material aderido à ferramenta recuperava sua resistência mecânica original. Na interação ferramenta-peça seguinte, a aresta, com material aderido, encontrava o material da peça também com alta resistência, que dificulta a

deformação plástica de ambos. Este atrito entre duas superfícies de elevada resistência frequentemente causava a remoção do material aderido, juntamente com partículas macroscópicas da ferramenta. Esta ocorrência torna o desgaste mais severo, reduzindo a vida da ferramenta e atingindo seu fim, em alguns casos, de uma maneira abrupta. É importante aqui diferenciar o mecanismo de desgaste ocorrido na presença de fluido de corte daquele ocorrido sem fluido de corte. Quando não se tem fluido o desgaste da ferramenta se dá por abrasão da camada de material aderido sobre a ferramenta e da própria ferramenta. Porém, quando se tem fluido de corte, a adesão do material da ferramenta sobre a superfície de folga da ferramenta é mais resistente devido à baixa temperatura e, assim, quando esta camada é removida devido ao movimento relativo entre a fresa e a peça, remove consigo partículas da ferramenta, em um fenômeno denominado “*attrition*” por Trent (1991), em que a superfície da ferramenta normalmente se apresenta áspera. No entanto, há que notar também nas fotos da figura 5.16 a presença de microlascamentos e que, pelas próprias razões citadas (material mais resistente devido ao resfriamento pelo fluido), este processo é acelerado, resultando em menor vida da ferramenta. A remoção destas partículas da ferramenta pode ser expressiva, principalmente quando não se tem mais cobertura sobre a ferramenta. Como este fenômeno não é contínuo como a abrasão, o desgaste se dá de maneira súbita, como já foi citado quando da análise da figura 5.10.

Além deste fenômeno, tem-se também a geração de trincas como já se viu na figura 5.15. Não é possível se afirmar com certeza se estas trincas são de origem térmica ou mecânica (choques da aresta contra a peça). Trincas térmicas são sempre perpendiculares à aresta de corte, enquanto que as trincas mecânicas são paralelas à aresta (Diniz et al., 2001), como a que está mostrada na figura 5.16. Entretanto, pode estar ocorrendo trincas térmicas simultâneas, mas para confirmar isso seriam necessárias análises mais detalhadas, inclusive com a limpeza do material aderido com ácido, o que foge aos propósitos do presente trabalho.

Como já visto, a utilização de ferramentas de metal duro classe ISO M20-M40 (IN2005) sempre produziu melhores resultados em termos de vida de ferramenta, permitindo a remoção de maior volume de cavaco, tanto no fresamento sem fluido de corte quanto na utilização de fluido emulsionável, independentemente da concentração. Esta ferramenta possui dureza a quente mais alta do que a outra classe de metal duro utilizada nos experimentos (ISO M30-M40 – IN2030) e

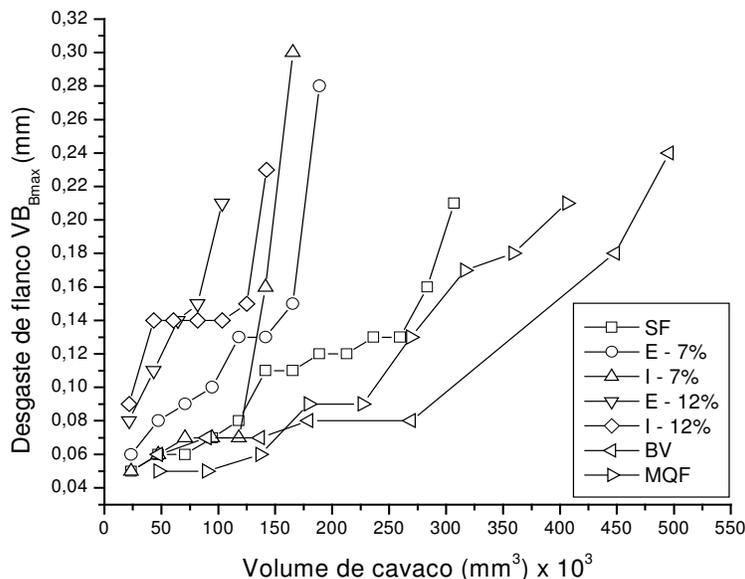
por isso, apresenta maior resistência ao mecanismo de desgaste abrasivo que danifica a ferramenta quando se utiliza usinagem sem fluido de corte. Além disso, devido ao fato de que o tamanho de suas partículas serem menores do que as partículas da classe IN2030, ela é também mais resistente ao mecanismo de adesão e remoção de partículas da ferramenta que ocorreu quando se utiliza fluido emulsionável em abundância, o que está relacionado com a tenacidade da ferramenta de metal duro. Em outras palavras, quando, pelo mecanismo de “*attrition*” são removidas partículas da ferramenta (como ocorreu no corte com fluido), o volume de material removido é menor quando se tem partículas de menor tamanho.

Como citado anteriormente, na figura 5.10(d) foram excluídos os resultados dos ensaios com Mínima Quantidade de Fluido (MQF) e com baixa vazão de fluido integral. Estes resultados são agora apresentados na figura 5.17, juntamente com todos os outros resultados dos ensaios com ferramenta de metal duro classe ISO M20-M40 (IN2005) com velocidade de corte de 120 m/min na operação de acabamento.

---

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** acabamento. **Ferramenta:** Metal duro classe M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=120$  m/min;  $a_p=1,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=481(240)$  mm/min;  $f_z=0,08(0,04)$  mm/inserto;  $n=2005$  rpm. **Fluido de corte:** Blaser Vasco 1000, concentração 7% e 12%. **Aplicação:** sem fluido de corte, externa (vazão 45 l/min); interna (vazão 22,5 l/min)

---




---

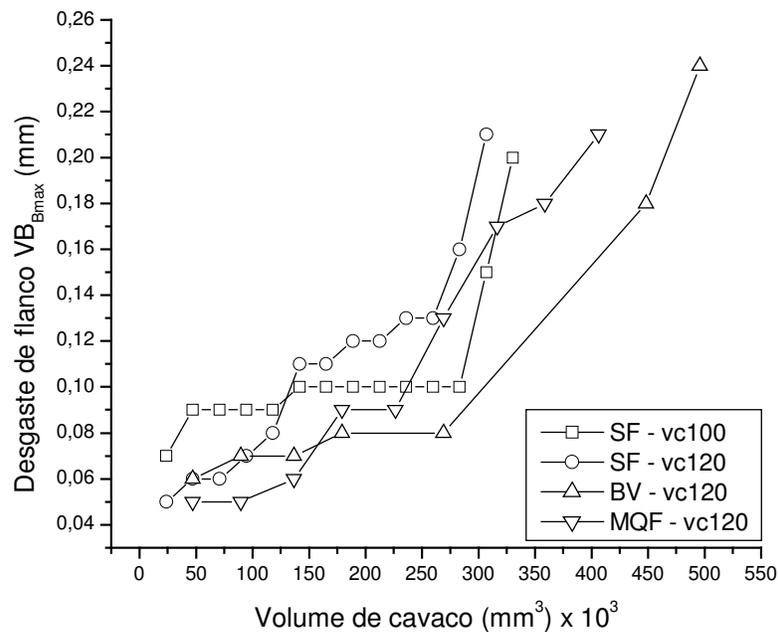
**Legenda:**  
**SF** – sem fluido de corte  
**E** – Aplicação externa de fluido de corte (vazão 45 l/min), emulsão.  
**I** – Aplicação interna de fluido de corte (vazão 22,5 l/min), emulsão  
**7%** – concentração 7%  
**12%** – concentração 12%  
**BV** – baixa vazão (250 ml/min), aplicação externa, integral.  
**MQF** – Mínima Quantidade de Fluido, vazão 35 ml/h, integral.

---

Figura 5.17 – Resultados de todos os ensaios utilizando ferramenta de metal duro classe M20-M40 (IN2005), velocidade de corte de 120 m/min, operação de acabamento.

Pode-se observar na figura 5.17 que tanto a condição com mínima quantidade de fluido (MQF) quanto a condição com baixa vazão apresentaram uma evolução do desgaste mais lenta, menor até que na condição sem fluido de corte, o que permitiu uma maior remoção de cavaco por vida da ferramenta. A condição com MQF, apesar da baixíssima vazão de fluido possibilitou a remoção de maior volume de cavaco que a condição sem fluido de corte. Fica assim evidenciado que existe uma efetiva ação lubrificante desta fina camada de fluido que é depositada sobre a ferramenta no período em que ela não está cortando. A condição de baixa vazão de óleo integral apresentou ainda melhor desempenho que a MQF, pois possibilitou uma lubrificação ainda melhor da ferramenta. Quando uma aresta de corte saía da peça em cada volta, recebia um jorro de óleo (proveniente do MQF ou da baixa vazão de óleo integral) e entrava “engraxada” na peça em sua próxima revolução, o que propiciava o efeito de lubrificação. Este óleo na ferramenta era consumido no contato com a peça, mas era renovado a cada vez que a ferramenta saía da peça. Estas duas condições apresentaram melhor desempenho até que a condição sem fluido de corte e com velocidade de corte de 100 m/min, o que pode ser visto na figura 5.18, que nada mais é do que os resultados da figura 5.17 excluindo-se os resultados em que fluido de corte emulsionável foi adicionado, e incluindo-se a condição sem fluido de corte e com velocidade de corte de 100 m/min para melhor visualização dos desempenhos das ferramentas. Fica então comprovado que, em processos de fresamento similares aos realizados neste trabalho deve-se evitar a refrigeração da ferramenta (a baixa vazão de óleo integral e a MQF têm baixa capacidade de refrigeração) e incentivar a lubrificação. Fica também comprovado que, para se ter uma efetiva lubrificação da ferramenta não é necessária uma grande vazão de óleo lubrificante, pois quando se passou de 35 ml/h de óleo (MQF) para 250 ml/h de óleo integral (BV), o acréscimo de vida de ferramenta obtido foi muitas vezes menor que o acréscimo de óleo integral injetado.

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** acabamento. **Ferramenta:** Metal duro classe M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=120$  m/min;  $a_p=1,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=481(240)$  mm/min;  $f_z=0,08(0,04)$  mm/inserto;  $n=2005$  rpm. **Fluido de corte:** Blaser Vasco 1000, concentração 7% e 12%. **Aplicação:** sem fluido de corte, externa (vazão 45 l/min); interna (vazão 22,5 l/min)



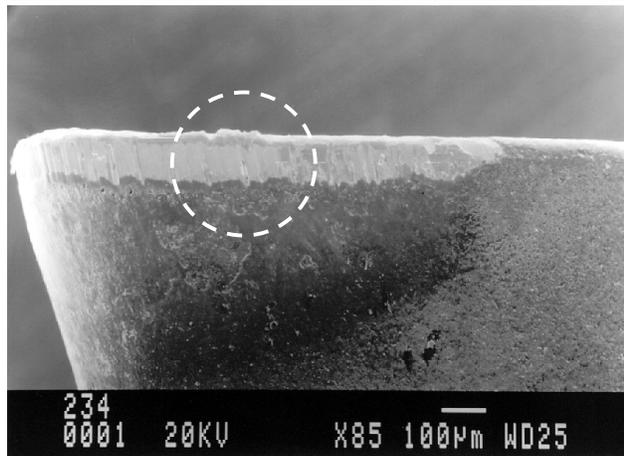
**Legenda:**  
**SF** – sem fluido de corte

**BV** – baixa vazão (250 ml/min), aplicação externa, integral.  
**MQF** – Mínima Quantidade de Fluido, 35 ml/h, integral.

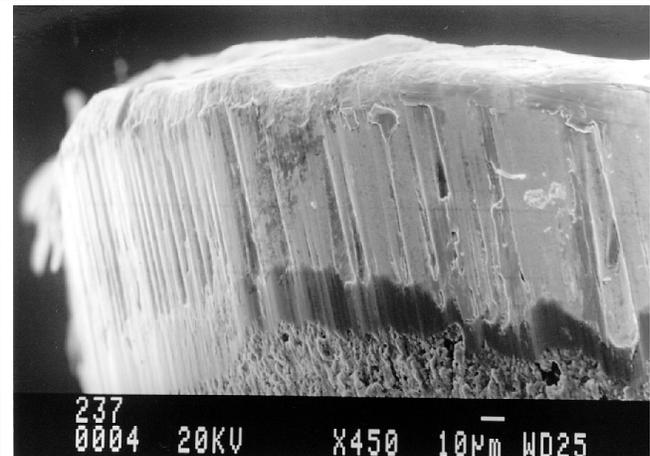
Figura 5.18 – Melhores resultados obtidos com ferramenta de metal duro classe ISO M20-M40 (IN2005) nas velocidades de corte de 100 m/min e 120 m/min.

O fluido integral reduz o desgaste da ferramenta, pois atua nas interfaces cavaco e superfície de saída da ferramenta e peça-superfície de folga da ferramenta, reduzindo o atrito e a aderência que prejudicam o desempenho da ferramenta. Porém, ao se analisar os desgastes e mecanismos de desgastes através do MEV e análise de EDS, verificar-se-á que eles são diferentes nas duas condições (MQF e baixa vazão). A figura 5.19 mostra as fotos obtidas no MEV para as ferramentas utilizadas nos ensaios com mínima quantidade de fluido.

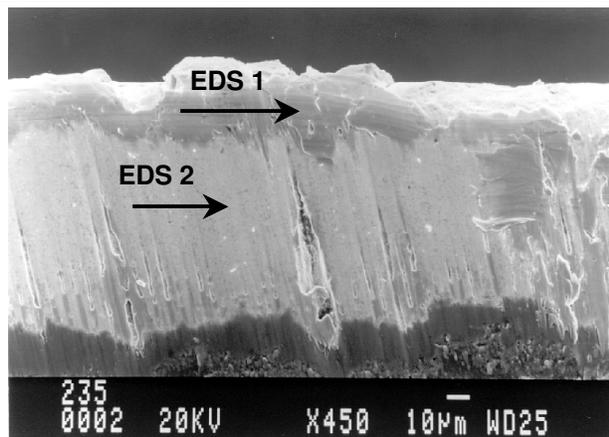
**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** acabamento. **Ferramenta:** Metal duro classe M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $a_p=1,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $f_z=0,08(0,04)$  mm/inserto;  $v_c=120$  m/min;  $v_f=481(240)$  mm/min e  $n=2005$  rpm. **Fluido de corte:** integral, base vegetal (Blaser Vascomill MKS42). **Aplicação:** externa em Mínima Quantidade de Fluido (MQF) com vazão de 35 ml/h.



a) Visão geral da ferramenta.



b) Ampliação da região da ponta da ferramenta.



c) Ampliação da região demarcada na figura (a).

Elementos Químicos em peso (%)							
Elemento	W	Co	Cr	Fe	Ni	Al	Ti
EDS 1	0,65	2,19	16,30	76,36	4,50	0,00	0,00
EDS 2	2,65	2,82	18,12	70,87	3,75	1,78	0,00

d) Análises de EDS das regiões marcadas na figura (c).

Figura 5.19 – Fotos obtidas no MEV para ensaio com MQF,  $v_c = 120$  m/min, metal duro IN2005.

Pode-se observar nas fotos da figura 5.19 que a ferramenta apresenta as marcas características do mecanismo de desgaste abrasivo, como aconteceu na condição sem fluido de corte. O desgaste ocorreu de forma mais ou menos homogênea ao longo da aresta de corte. Existe grande quantidade de material da peça aderido à ferramenta, como pode ser visto nas análises de EDS, mostradas na tabela da figura 5.19(d), das regiões indicadas pelas setas na figura (c), que apresentam alto teor de ferro, níquel e cromo. Pode-se afirmar que o mecanismo de desgaste quando se utilizou MQF foi muito similar ao que ocorreu quando se realizou corte sem fluido, isto é, houve abrasão sobre a camada de material da peça que cobria a superfície de folga da ferramenta. A abrasão promovia a remoção contínua desta camada que também continuamente era repostada pelo processo. A lubrificação causada pelo MQF somente retardou o processo

abrasivo, fazendo com que o desgaste de flanco ocorresse mais lentamente. O fluxo de ar mais fluido de corte integral que é pulverizado sobre a superfície da ferramenta tem baixa capacidade de retirar calor da ferramenta, de modo que os choques mecânicos e térmicos são mínimos, semelhante à condição sem fluido de corte, não sendo suficiente para prejudicar o desempenho da mesma. Se a condição com MQF permitiu a retirada de um volume de cavaco maior, devido à sua vida maior, é porque o fluido de corte pulverizado lubrificou as interfaces cavaco-ferramenta e ferramenta-peça. Nas condições utilizadas neste trabalho esta ação lubrificante foi possível, pois o ângulo de contato entre a aresta da ferramenta e a peça é menor que  $180^\circ$ , em cada rotação da ferramenta. Segundo Diniz et al. (2001), no fresamento de topo o ângulo de contato ( $\varphi_o$ ) entre a aresta de corte e a peça, em cada rotação, é dado pela equação:

$$\cos \varphi_o = 1 - 2 \frac{a_e}{D}$$

onde  $a_e$  é a largura fresada e  $D$  é o diâmetro da fresa.

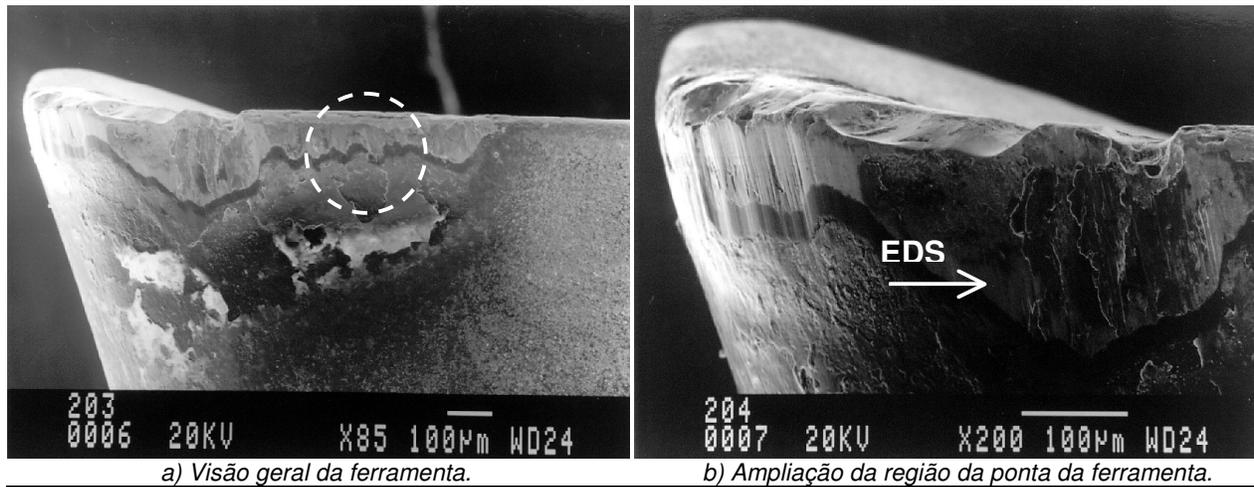
Para as condições ensaiadas tem-se  $a_e = 13,3$  mm e  $D = 19,05$  mm, logo:

$$\cos \varphi_o = 1 - 2 \frac{13,3}{19,05} = -0,39632 \Rightarrow \varphi_o = 113,35^\circ$$

Isto significa que, em cada rotação, a fresa permanece  $246,5^\circ$  fora da peça sendo impregnada pelo óleo integral pulverizado, que tem grande capacidade lubrificante, e  $113,3^\circ$  dentro da peça, cortando. Este contato com o fluido foi capaz de lubrificar as interfaces de contato durante o tempo em que a ferramenta estava cortando (ou pelo menos grande parte deste tempo), reduzindo a geração de calor e fazendo com que ela resistisse mais aos fenômenos causadores do desgaste abrasivo.

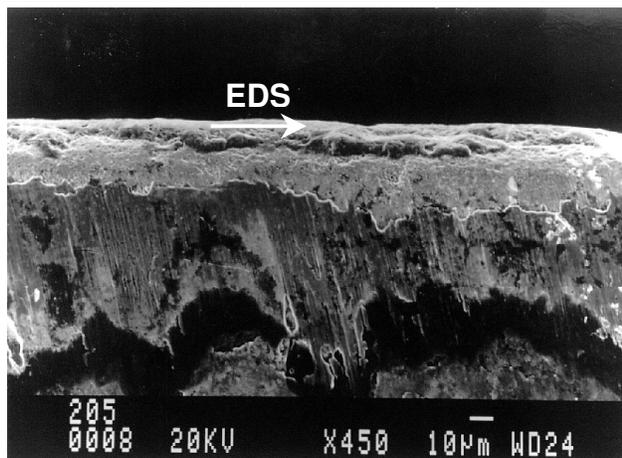
Quando se utilizou fluido integral em baixa vazão observa-se que a característica do desgaste mudou, como pode ser visto nas fotos da figura 5.20.

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** acabamento. **Ferramenta:** Metal duro classe M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=120$  m/min;  $a_p=1,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=480(240)$  mm/min;  $f_z=0,08(0,04)$  mm/inserto;  $n=2005$  rpm. **Fluido de corte:** integral, base vegetal (Blaser Vascomill MKS42). **Aplicação:** externa em baixa vazão (250 ml/min).



a) Visão geral da ferramenta.

b) Ampliação da região da ponta da ferramenta.



c) Ampliação da região demarcada na figura (a).

Elementos Químicos em peso (%)							
Elemento	W	Co	Cr	Fe	Ni	Al	Ti
EDS fig. (b)	43,95	4,70	12,28	35,68	3,17	0,22	0,00
EDS fig. (c)	15,26	4,13	6,05	12,03	1,54	41,35	19,64

d) Análises de EDS das regiões marcadas nas figuras (b) e (c).

Figura 5.20 – Fotos obtidas no MEV para o ensaio com fluido integral, base vegetal, baixa vazão (250 ml/min),  $v_c = 120$  m/min e ferramenta IN2005.

Pode-se ver na figura 5.20 (ferramenta em fim de vida na condição de baixa vazão de óleo) que se tem abrasão, lascamento da aresta e adesão do material da peça sobre o substrato, sem presença de material da cobertura na região do raio de ponta da ferramenta (figura 5.20(b) e tabela na figura 5.20(d)) e pequena adesão de material da peça sobre o substrato da ferramenta, mas também sobre a cobertura da ferramenta (figura 5.20(c) e tabela) na porção reta da aresta. Esta é a primeira vez que se tem uma porcentagem não residual de elementos da cobertura da ferramenta (Ti e Al) ainda no final de sua vida. Então, descreve-se aqui uma hipótese de mecanismo de desgaste desta aresta: devido à lubrificação bastante eficiente deste sistema o desgaste abrasivo/adesivo similar ao que se tem no corte sem fluido foi bastante retardado. Isto

fez com que a vida da ferramenta crescesse e, assim, a mesma ficasse submetida a um maior número de choques contra a peça. Isto possibilitou a ocorrência de lascamentos da aresta por fadiga mecânica, o que resultou no fim de sua vida. Uma prova de que o desgaste não foi a causa do fim da vida da ferramenta e sim a avaria (lascamento) causada por fadiga mecânica, é que na região da aresta em que não se tem lascamento (figura 5.20(c) e 5.20(d)), o desgaste é tão pouco profundo que ainda se tem bastante material da camada de cobertura, mesmo depois de 450 cm<sup>3</sup> de cavaco removido (próximo aos 100 min de corte).

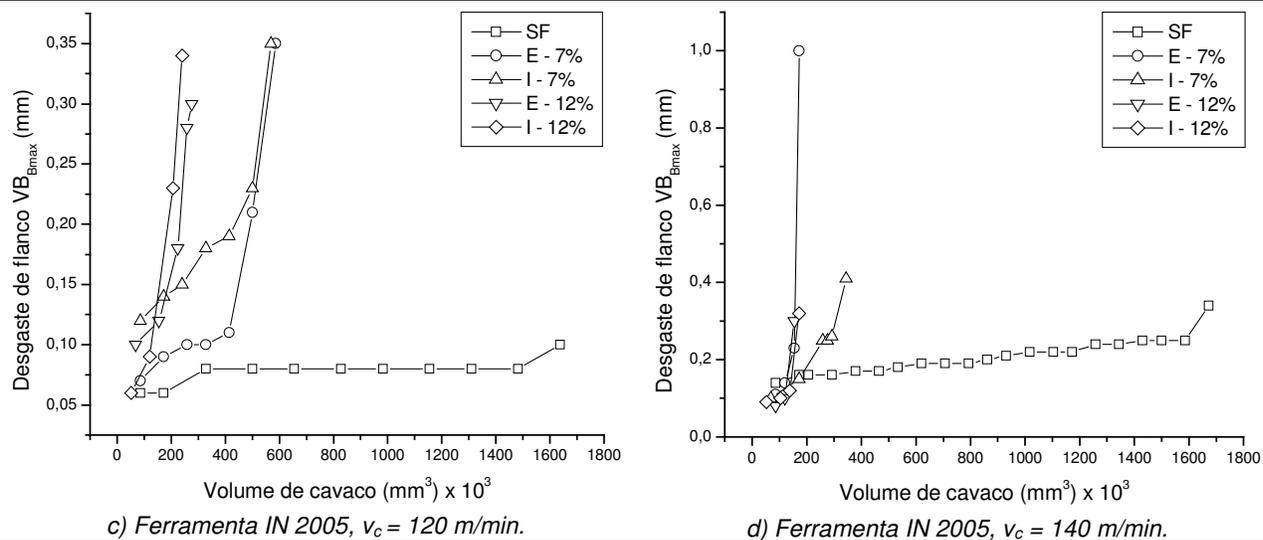
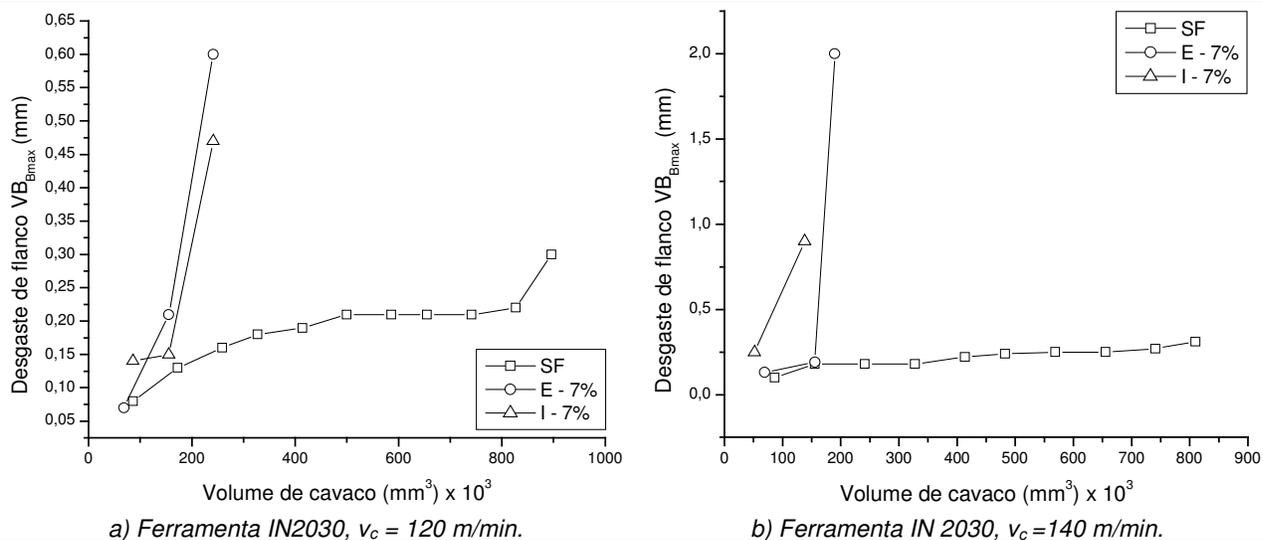
### **5.2.2.2 – Resultados de desgaste da ferramenta nos ensaios de desbaste**

A seguir serão analisados os resultados relativos ao desgaste de flanco da ferramenta nos ensaios de desbaste. Para início desta análise apresenta-se, na figura 5.21, a evolução do desgaste de flanco máximo em função do volume de cavaco removido nos ensaios realizados na operação de desbaste com duas velocidades de corte (120 e 140 m/min), duas classes de ferramentas (metal duro M20-M40 e M30-M40) e três condições de lubrificação/refrigeração (sem fluido, com fluido com concentração 7% em aplicação externa e interna). Para a ferramenta de metal duro classe ISO M20-M40 (IN2005) foram realizados também ensaios com concentração de 12% com aplicação interna e externa à ferramenta, conforme relatado no *Capítulo 4* e seus resultados de desgaste também estão mostrados na figura.

Pode-se observar na figura 5.21 que a condição sem fluido de corte apresenta um desempenho muito superior à condição em que o fluido emulsionável foi utilizado, seja com aplicação interna ou externa, seja na concentração 7% ou 12%, para as duas velocidades de corte utilizadas. Observa-se que, independentemente da velocidade de corte e do material da ferramenta, a condição sem fluido permitiu a remoção de maior volume de cavaco, devido à evolução mais lenta do desgaste de flanco. Na classe de metal duro M20-M40 (IN2005) a evolução é mais lenta e, por isso, esta classe apresenta melhor desempenho do que a classe ISO M30-M40 (IN2030), o que pode ser verificado comparando-se as figuras (a) e (c) e as figuras (b) e (d). Deve-se destacar que o ensaio com metal duro classe M20-M40 com velocidade de corte de 120 m/min, sem fluido, foi encerrado não devido ao desgaste de flanco, mas sim devido ao fato de se atingir 95 passadas, pois o ensaio estava se prolongando demais e havia limitação quanto à disponibilidade de corpos de prova. Neste momento, o desgaste de flanco máximo estava em

torno de  $VB_{Bmax} = 0,10$  mm.

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** desbaste. **Ferramenta:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN e M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $a_p=4,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $f_z=0,12(0,04)$  mm/inserto Para  $v_c=120$  m/min;  $v_f=480(160)$  mm/min;  $n=2005$  rpm. Para  $v_c = 140$  m/min:  $v_f = 563$  (188) mm/min;  $n = 2345$  rpm. **Fluido de corte:** Blaser Vasco 1000, conc. 7% e 12%. **Aplicação:** externa (vazão 45 l/min); interna (vazão 22,5 l/min)



**Legenda:**

SF – sem fluido de corte

E – Aplicação externa de emulsão.

I – Aplicação interna de emulsão.

7% – concentração 7%

12% – concentração 12%

Figura 5.21 – Resultados relativos a desgaste de ferramenta na operação de desbaste.

Pode-se observar ainda na figura 5.21 que quando se utiliza fluido emulsionável a vida da ferramenta é muito curta e, semelhantemente à operação de acabamento, a evolução do desgaste é muito rápida em um determinado instante próximo ao fim da vida. Na operação de desbaste, quando se aumenta a profundidade de corte para 4,0 mm e o avanço por inserto para 0,12

mm/inserto, ocorre um aumento na área da seção de cavaco, o que gera um aumento na potência de corte. Como a maior parte da energia gasta para a formação do cavaco se transforma em calor, tem-se que a temperatura na região de corte é maior do que na condição de acabamento (para uma mesma velocidade de corte) em que a profundidade é de 1,0 mm e o avanço de 0,08 mm/inserto. Por isso, ao se aplicar a emulsão sobre a região de corte, o choque térmico é mais intenso fazendo com que a ferramenta fique sujeita a maiores gradientes de temperatura e reduzindo drasticamente sua vida em relação ao corte sem fluido e, em consequência, o volume de cavaco removido. Na condição sem fluido observa-se um comportamento semelhante ao que ocorreu na operação de acabamento. Nesta condição, o desgaste evolui muito lentamente, de maneira quase constante quando, ao chegar próximo ao fim da vida, ocorre um aumento acentuado e rápido deste desgaste, devido à eliminação da cobertura de *TiAlN*, fazendo com que o material da peça entre em contato direto com o substrato da ferramenta, que possui características de resistência mecânica inferiores às da cobertura.

A figura 5.22 mostra a evolução do desgaste de flanco das ferramentas utilizadas nos ensaios sem fluido de corte para uma melhor visualização dos mesmos.

---

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** desbaste. **Ferramenta:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN e M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $a_p=4,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $f_z=0,12(0,04)$  mm/inserto Para  $v_c=120$  m/min;  $v_f=480(160)$  mm/min;  $n=2005$  rpm. Para  $v_c = 140$  m/min:  $v_f = 563$  (188) mm/min;  $n = 2345$  rpm. **Fluido de corte:** sem fluido de corte.

---

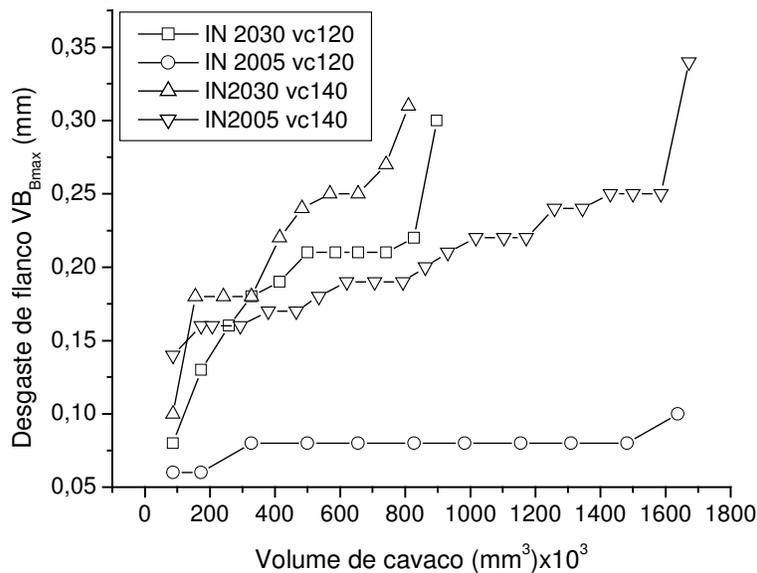


Figura 5.22 – Evolução do desgaste nos ensaios de desbaste para as condições sem fluido de corte.

A evolução do desgaste pode ser vista na figura 5.23 que mostra as fotos dos inserts de metal duro classe M30-M40 (IN2030) utilizados nos ensaios sem fluido de corte e com emulsão (concentração 7%) com aplicação externa e velocidade de corte de 120 m/min.

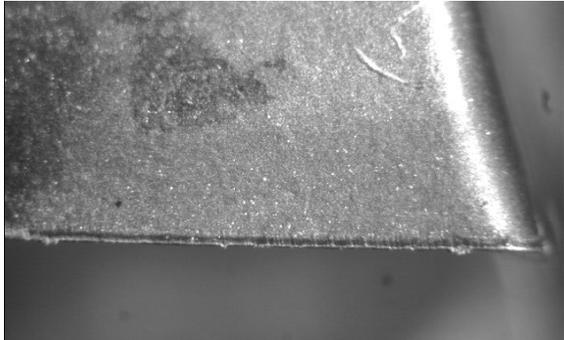
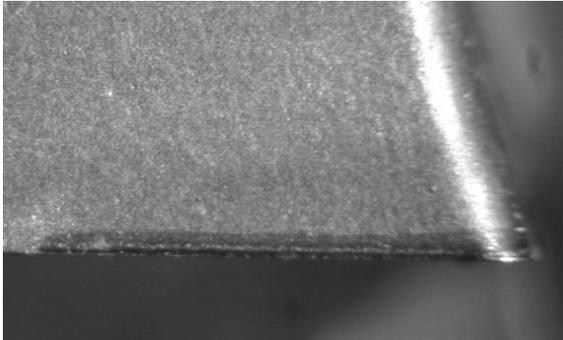
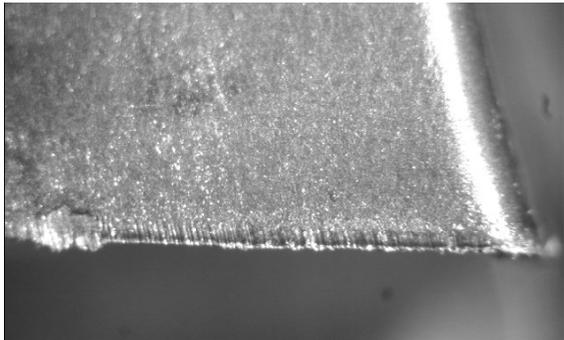
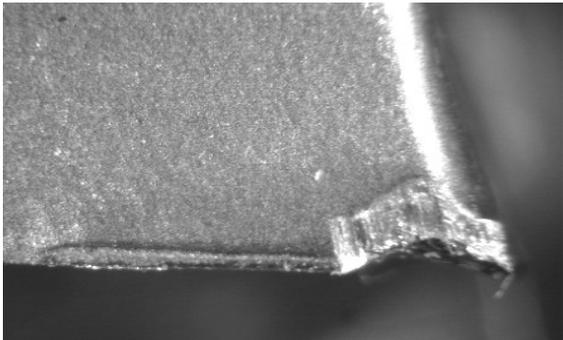
Condição sem fluido de corte		Condição com fluido de corte 7%, aplicação externa	
			
Tempo de corte: 3,8 min Vol. cavaco usinado: 86.185 mm <sup>3</sup> VB <sub>Bmax</sub> = 0,08 mm	Tempo de corte: 3,04 min Vol. cavaco usinado: 68.948 mm <sup>3</sup> VB <sub>Bmax</sub> = 0,09 mm	Tempo de corte: 39,52 min Vol. cavaco usinado: 896.324 mm <sup>3</sup> VB <sub>Bmax</sub> = 0,30 mm	Tempo de corte: 10,64 min Vol. cavaco usinado: 241.318 mm <sup>3</sup> VB <sub>Bmax</sub> = 1,1 mm

Figura 5.23 – Fotos dos inserts utilizados nos ensaios de desbaste com ferramenta IN2030, velocidade de corte de 120 m/min, nas condições sem fluido e com emulsão a 7% e aplicação externa.

Pode-se observar na figura 5.23 que o desgaste na condição sem fluido evolui muito lentamente ao passo que na condição com fluido emulsionável o desgaste é mais rápido e severo. Aos 10,64 minutos de tempo de corte este desgaste evoluiu para 1,1 mm devido a um lascamento de grande extensão na ponta da ferramenta, como pode ser observado na figura. Para a condição sem fluido de corte, após 39,52 minutos de tempo de corte pode-se observar que a aresta de corte apresenta um desgaste de 0,30 mm, mas a aresta encontra-se inteira, sem a presença de lascamento e com sinais de desgaste por abrasão. Esta classe de metal duro (ISO M30-M40 –

IN2030) apresentou desempenho inferior à classe M20-M40 (IN2005) em todas as condições testadas neste trabalho e os desgastes observados nos insertos foram sempre mais severos, especialmente na condição com fluido emulsionável.

Na figura 5.24 são apresentadas as fotos dos insertos de metal duro classe ISO M20-M40 (IN2005) utilizados nos ensaios de desgaste com velocidade de corte de 120 m/min, sem fluido de corte e com fluido emulsionável (concentração de 7%) e aplicação externa, mesmas condições da figura 5.23, para ser possível a comparação entre as duas classes de metal duro utilizadas.

Pode-se observar na figura 5.24 que na condição sem fluido de corte, transcorridos 72,2 minutos de corte, o inserto de metal duro IN2005 apresenta um desgaste de 0,17 mm e a aresta está íntegra, sem avarias aparentes. Este tempo de corte é cerca de 83% superior ao registrado para a ferramenta de metal duro M30-M40 (IN2030), nas mesmas condições, como se pode ver na figura 5.23. Observando-se as fotos do inserto utilizado no ensaio em que o fluido emulsionável com concentração de 7% foi aplicado externamente à ferramenta, pode-se verificar os danos causados pelo choque térmico na região do fim da profundidade de corte. Transcorridos 25,84 minutos de tempo de corte, o desgaste apresentado por esta ferramenta foi de 0,35 mm, cerca de 43% superior ao tempo registrado pela classe M30-M40 nas mesmas condições (figura 5.23).

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** desbaste. **Ferramenta:** Metal duro classe M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=120$  m/min;  $a_p=4,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=480(200)$  mm/min;  $f_z=0,12(0,04)$  mm/inserto;  $n=2005$  rpm. **Fluido de corte:** Blaser Vasco 1000, concentração 7%. **Aplicação:** sem fluido e com aplicação externa (vazão 45 l/min)

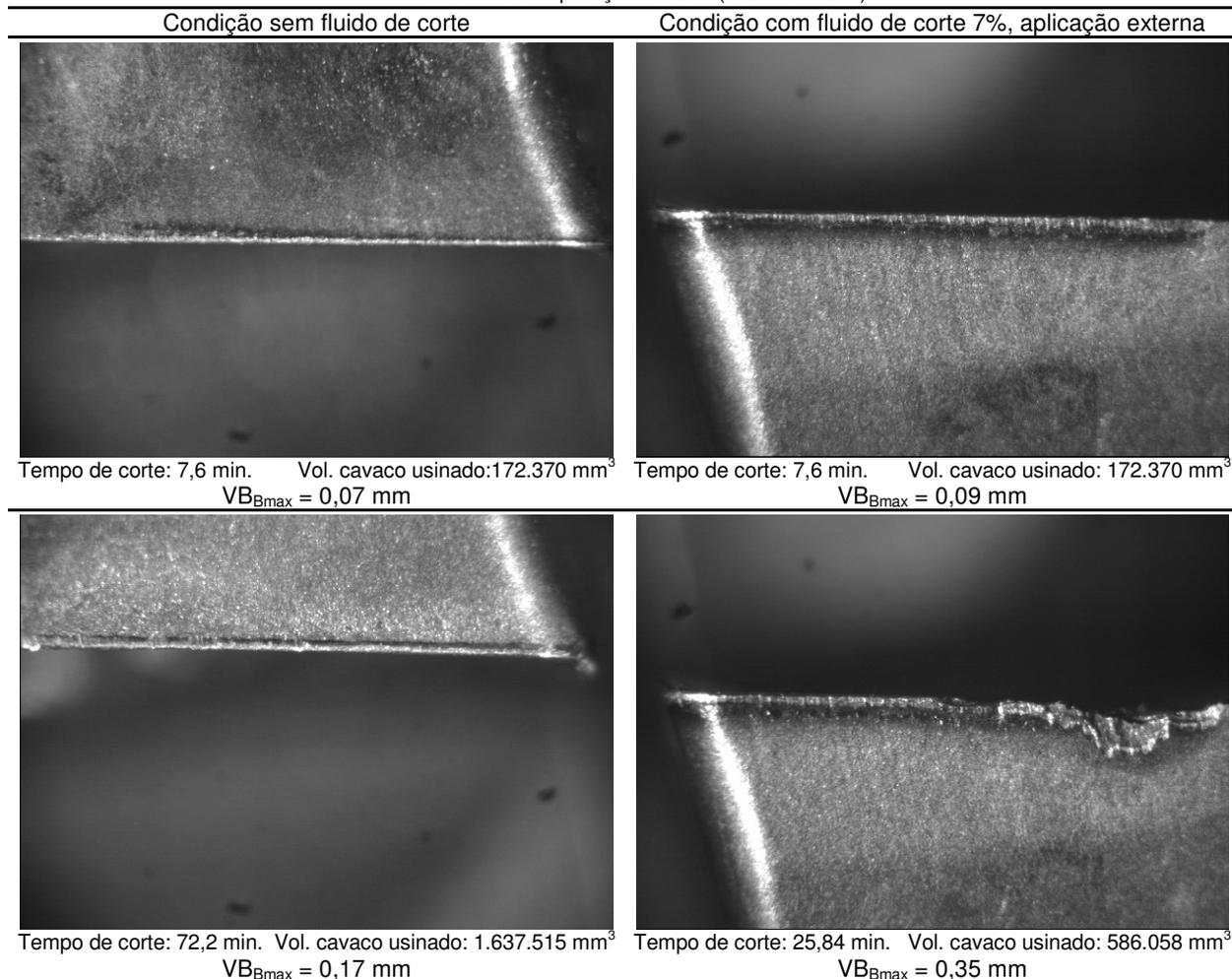


Figura 5.24 – Fotos dos insertos utilizados nos ensaios com ferramenta M20-M40, velocidade de corte de 120 m/min sem fluido de corte e com emulsão a 7% aplicada externamente.

Ao se aumentar a velocidade de corte para 140 m/min aumenta-se a energia imputada ao processo, o que favorece o desgaste da ferramenta e, no caso da aplicação de emulsão, os danos à ferramenta são maiores, como se pode ver na figura 5.25. Nesta figura são apresentadas as fotos dos insertos de metal duro M20-M40 (IN2005) utilizados nos ensaios com velocidade de corte de 140 m/min e nas condições sem fluido de corte e com emulsão com concentração de 7% e aplicação externa.

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** desbaste. **Ferramenta:** Metal duro classe M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=140$  m/min;  $a_p=4,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=480(200)$  mm/min;  $f_z=0,12(0,04)$  mm/inserto;  $n=2005$  rpm. **Fluido de corte:** Blaser Vasco 1000, concentração 7%. **Aplicação:** sem fluido e com aplicação externa (vazão 45 l/min)

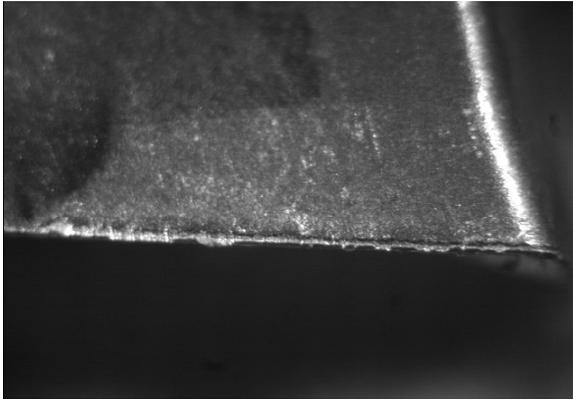
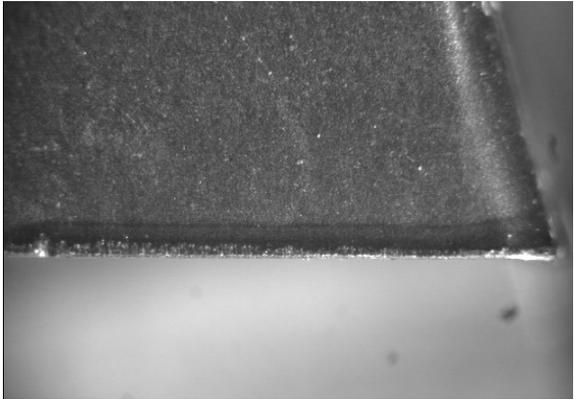
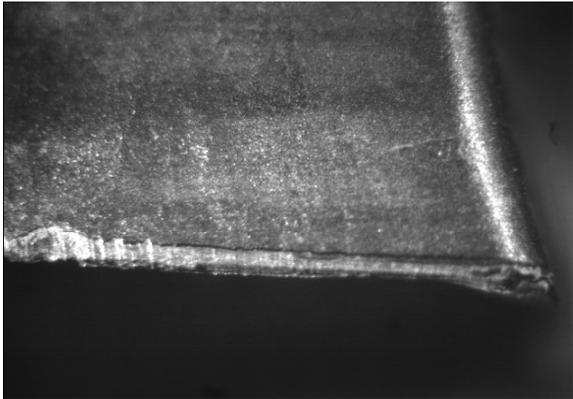
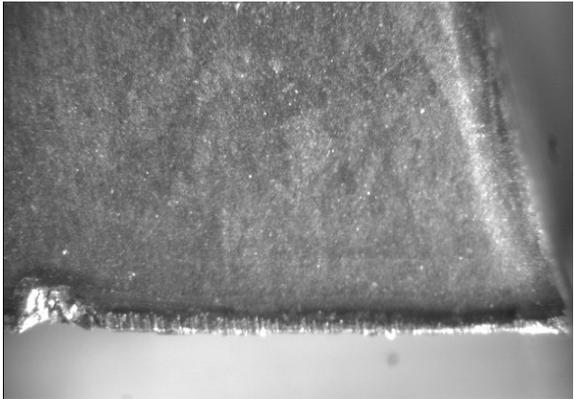
Condição sem fluido de corte	Condição com fluido de corte 7%, aplicação externa
 <p>Tempo de corte: 6,5 min. Vol. cavaco usinado: 172.370 mm<sup>3</sup>  <math>VB_{Bmax} = 0,14</math> mm</p>	 <p>Tempo de corte: 3,25 min. Vol. cavaco usinado: 86.185 mm<sup>3</sup>  <math>VB_{Bmax} = 0,1</math> mm</p>
 <p>Tempo de corte: 63,0 min. Vol. cavaco usinado: 1.671.989 mm<sup>3</sup>  <math>VB_{Bmax} = 0,34</math> mm</p>	 <p>Tempo de corte: 9,75 min. Vol. cavaco usinado: 258.555 mm<sup>3</sup>  <math>VB_{Bmax} = 0,36</math> mm</p>

Figura 5.25 – Fotos dos insertos de metal duro M20-M40 utilizados nos ensaios sem fluido de corte e com fluido emulsionável, aplicação externa e velocidade de corte de 140 m/min.

Pode-se observar na figura 5.25 que os desgastes evoluíram mais rapidamente, especialmente na condição com fluido emulsionável. Após 9,75 minutos de tempo de corte o desgaste apresentado foi de 0,36 mm, bem menor que o tempo apresentado quando a velocidade foi de 120 m/min (figura 5.24). Na condição sem fluido de corte também houve uma redução no tempo de corte e o desgaste da ferramenta foi mais severo, como pode ser visto comparando-se as figura 5.25 e 5.24.

A apresentação das figuras 5.23, 5.24 e 5.25 foi feita com o objetivo de se mostrar como ficam as ferramentas após os ensaios e também para se observar que os lascamentos, principalmente nas condições com emulsão, ocorrem sempre na ponta da ferramenta ou na região

de fim da profundidade de corte ou nos dois locais. Isto ocorre devido à ação refrigerante do fluido emulsionável e às elevadas tensões térmicas que ele induz nestas regiões. Para melhor análise deste fato apresenta-se na figura 5.26 um esquema da ferramenta quando está na sua fase ativa, ou seja, quando está cortando.

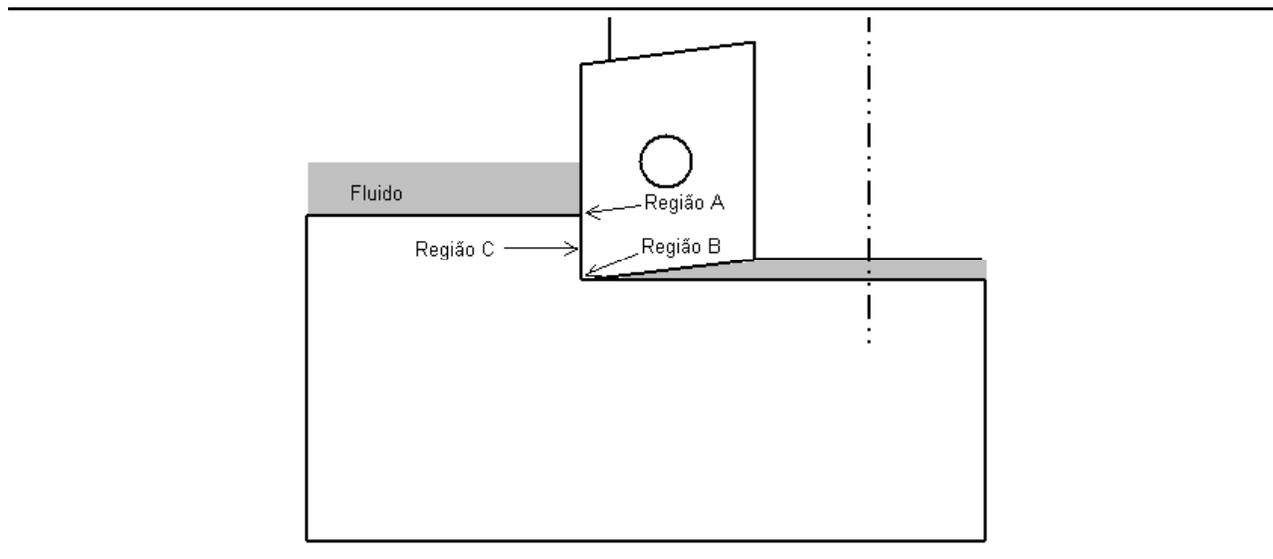


Figura 5.26 – Esquema da ferramenta na fase em que está cortando o material.

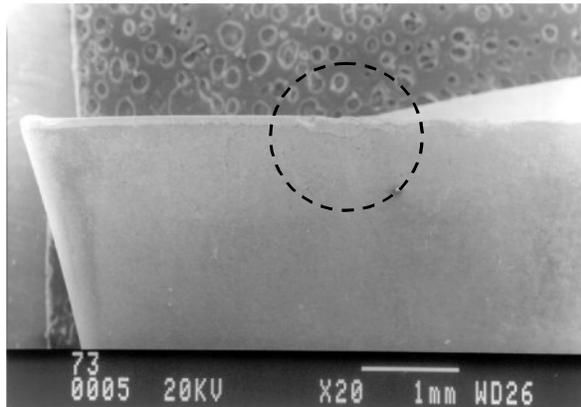
Pode-se dividir o inserto em três regiões, como pode ser visto na figura 5.26: a região *A* (na interface entre o fluido e a peça), a região *B* (na ponta da ferramenta) e a região *C* (ao longo da aresta de corte). Ao longo de toda aresta de corte (que engloba as regiões *A*, *B* e *C*) tem-se a deformação e o cisalhamento do cavaco e conseqüentemente a geração de calor e o aquecimento da aresta. As regiões *A* e *B* são críticas por dois motivos, quais sejam:

- a) O estado de tensão é crítico, pois os pontos imediatamente vizinhos às regiões *A* e *B*, do lado da peça, estão sendo fortemente solicitados, enquanto os pontos imediatamente vizinhos a estas regiões, do lado externo à peça, está sem nenhuma solicitação.
- b) Coisa similar acontece com relação ao calor. Os pontos imediatamente vizinhos para o lado da peça tem uma fonte de intenso calor sobre ele, enquanto o ponto imediatamente vizinho, externamente à peça, recebe o jorro de fluido de corte, causando uma forte extração de calor.

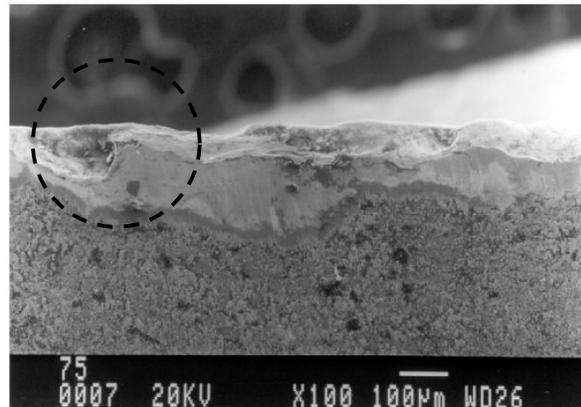
Assim, desenvolvem-se nestas regiões elevadas tensões térmicas (de um lado uma região fria e de outro uma região quente, na mesma aresta), que associadas ao choque mecânico inerente ao processo de fresamento e ao ciclo térmico (gerado pelo aquecimento na parte ativa do corte, e pelo resfriamento na parte passiva) da aresta de corte, que acabam favorecendo os microlascamentos nestas regiões. A evolução destes microlascamentos leva à deterioração da aresta, culminando no fim prematuro da vida da ferramenta e reduzindo drasticamente o volume de cavaco removido.

A seguir serão analisadas as fotos obtidas no microscópio eletrônico de varredura (MEV) juntamente com as análises de espectrometria de energia dispersiva (EDS) dos insertos utilizados em alguns ensaios de desbaste. Na figura 5.27 são apresentadas as fotos obtidas, ao fim da vida, do inserto de metal duro ISO M20-M40 (IN2005) utilizado no ensaio sem fluido de corte e com velocidade de corte de 120 m/min.

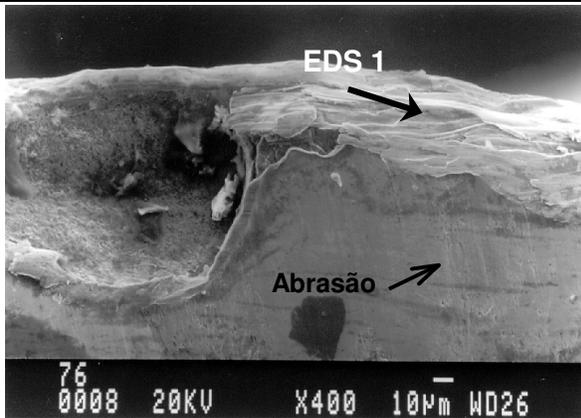
**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** desbaste. **Ferramenta:** Metal duro classe M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=120$  m/min;  $a_p=4,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=480(160)$  mm/min;  $f_z=0,12(0,04)$  mm/inserto;  $n=2.005$  rpm. **Fluido de corte:** sem fluido.



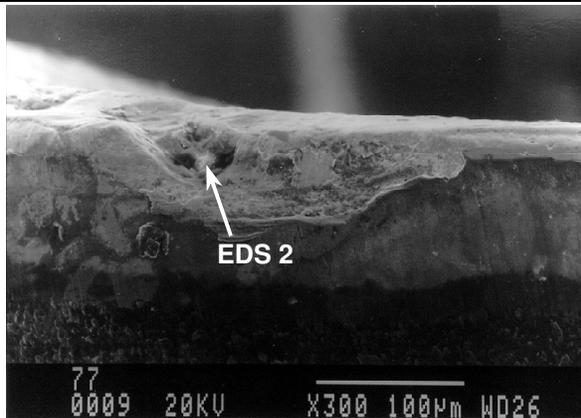
a) Visão geral do inserto.



b) Ampliação da região demarcada na figura (a).



c) Ampliação da região demarcada na figura (b).



d) Ampliação da região do raio de ponta.

Elemento	Elementos Químicos em peso (%)						
	W	Co	Cr	Fe	Ni	Al	Ti
EDS 1	1,61	2,47	17,02	75,27	3,37	0,27	0,00
EDS 2	38,1	5,18	12,96	40,91	1,83	0,62	0,00

e) Análises de EDS das regiões marcadas nas figuras (c) e (d).

Figura 5.27 – Fotos obtidas no MEV de um inserto de metal duro classe M20-M40 (IN2005) utilizado no ensaio de desbaste sem fluido de corte e com velocidade de corte de 120 m/min.

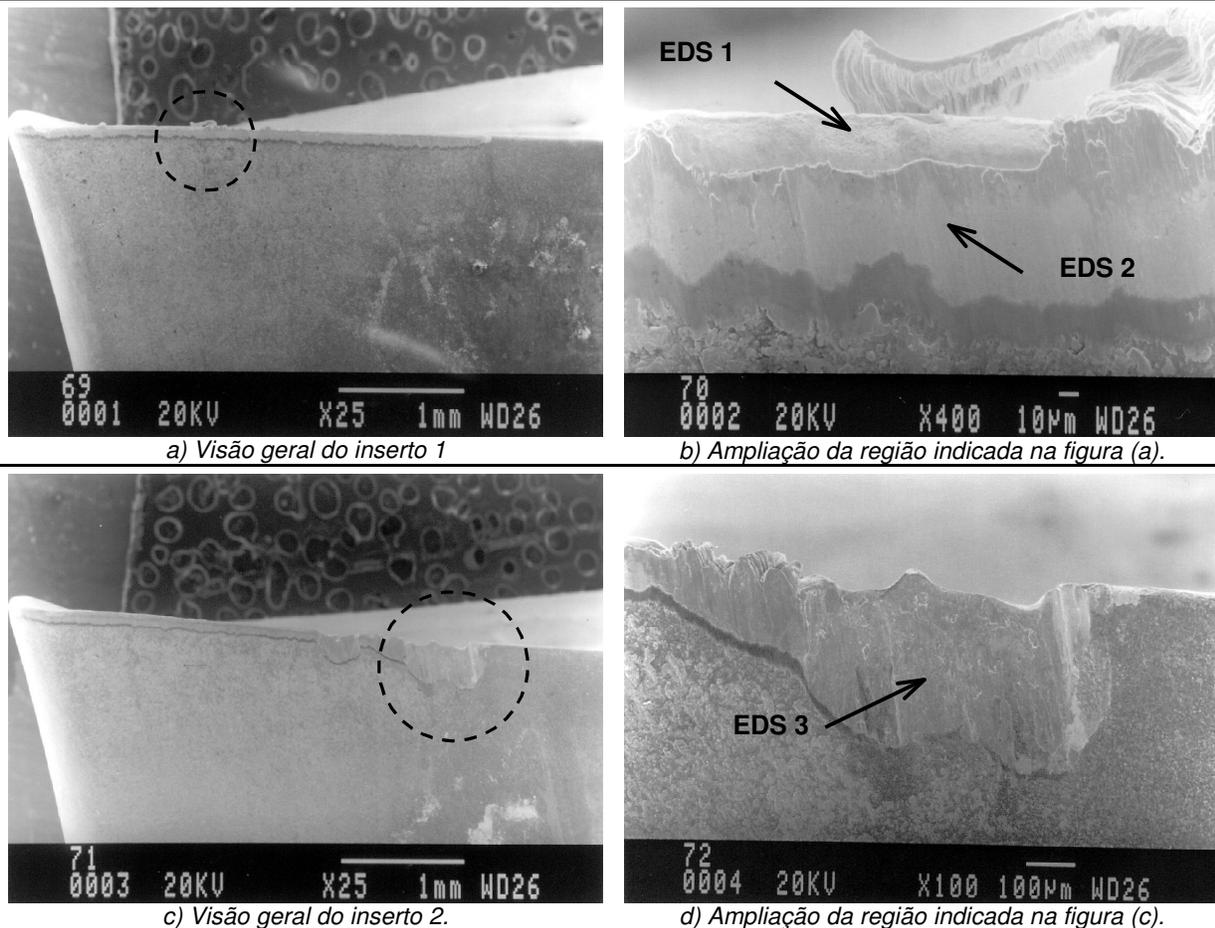
Pode-se observar nas fotos da figura 5.27 lascamentos na região do fim profundidade de corte indicado na figura 5.27(a) e ampliado na figura 5.27(b) e lascamentos na região do raio de ponta, mostrado na figura 5.27(d). Assim como na operação de acabamento, na operação de desbaste sem fluido existe grande aderência do material da peça na ferramenta, o que pode ser constatado pelas análises de EDS mostradas na tabela da figura 5.27(e). Na região indicada pela seta (EDS1) na figura 5.27(c) pode-se notar grande quantidade de elementos provenientes do material da peça (Fe, Cr e Ni, com 95,66% do total em peso) e poucos elementos do material da

ferramenta (W e Co) e praticamente nenhum elemento da cobertura (Al e Ti), indicando que esta foi removida. Um aspecto interessante que se pode observar na figura 5.27(c) é com relação à deposição do material da peça sobre a região superior da ferramenta. Observa-se que esta deposição se dá na direção paralela à aresta de corte, podendo ser um indicativo de que surgiram, neste local, trincas de origem mecânica (paralelas à direção de corte) que deram origem ao lascamento. Além disso, a ausência de trincas de origem térmicas (perpendiculares à aresta) é um forte indicativo de que os lascamentos são de origem mecânica. Na condição de desbaste tem-se uma profundidade de corte 4 vezes maior que na condição de acabamento e o avanço é 50% superior. Isto gera, a cada rotação da ferramenta, choques sobre a ferramenta de maiores intensidades que na condição de acabamento. Estes choques mais intensos causaram as trincas mecânicas que deram origem aos lascamentos verificados nas fotos das figuras 5.27(c) e 5.27(d). Os lascamentos verificados nos ensaios sem fluido de corte possuem perfis diferentes daqueles que se verificam quando o ensaio é realizado na presença de emulsão, pois, neste caso, o choque térmico é o mecanismo gerador das trincas e elas se formam na direção perpendicular à aresta de corte. Isto ficará mais claro quando forem apresentadas, mais adiante, as fotos obtidas nos ensaios com emulsão.

Embora não estejam muito nítidos, existem na foto da figura 5.27(c) riscos característicos do desgaste abrasivo demonstrando que ocorreu a abrasão sobre a camada de material da peça aderida sobre o substrato da ferramenta. Isto poderá ser confirmado em outras fotos mais adiante deste texto

A figura 5.28 mostra fotos dos insertos de metal duro classe M20-M40 (IN2005) utilizados no ensaio de desbaste com velocidade de corte de 140 m/min e sem fluido de corte.

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** desbaste. **Ferramenta:** Metal duro classe M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=140$  m/min;  $a_p=4,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=563(188)$  mm/min;  $f_z=0,12(0,04)$  mm/inserto;  $n=2.345$  rpm. **Fluido de corte:** sem fluido.



a) Visão geral do inserto 1

b) Ampliação da região indicada na figura (a).

c) Visão geral do inserto 2.

d) Ampliação da região indicada na figura (c).

Elementos Químicos em peso (%)

Elemento	W	Co	Cr	Fe	Ni	Al	Ti
EDS 1	82,25	5,13	2,31	9,26	0,69	0,36	0,00
EDS 2	37,02	8,92	9,54	41,40	2,99	0,13	0,00
EDS 3	0,82	2,40	16,00	76,82	3,90	0,07	0,00

e) Análises de EDS das regiões indicadas pelas setas nas figuras (b) e (d).

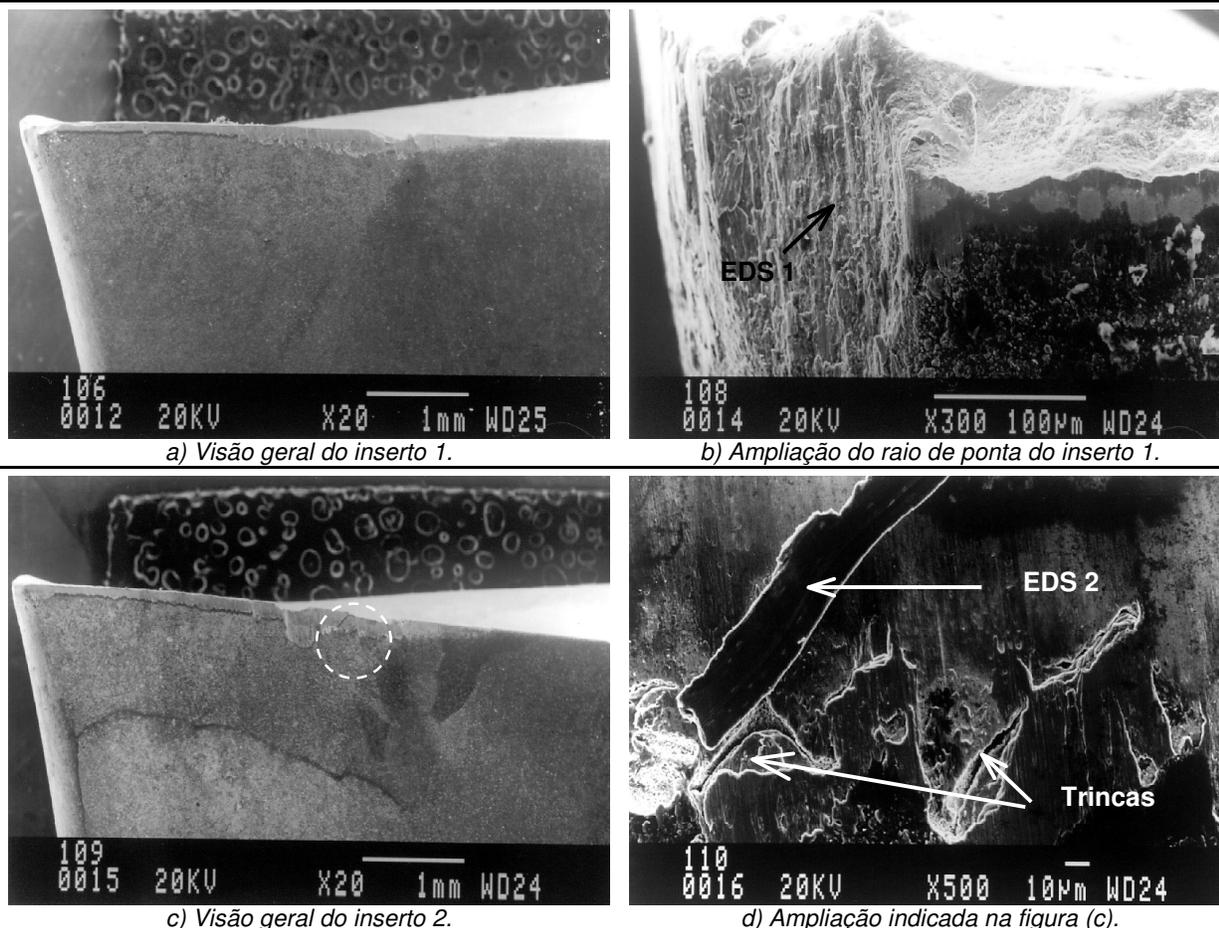
Figura 5.28 – Fotos obtidas no MEV de um inserto de metal duro classe M20-M40 (IN2005) utilizado no ensaio de desbaste sem fluido de corte e com velocidade de corte de 140 m/min.

Na foto da figura 5.28(b) observa-se, no lado direito superior, o cavaco aderido à superfície de saída da ferramenta. As análises de EDS mostradas na tabela da figura 5.28(e) mostram que na região indicada por EDS 1 na figura 5.28(b) existem grandes quantidades dos elementos do material da ferramenta (W e Co) e do material da peça (Fe, Cr e Ni) em menor quantidade. Os elementos da cobertura são praticamente inexistentes nesta região, pois a camada foi removida pelo atrito entre a peça e a ferramenta e o material da peça está aderido sobre o

substrato da ferramenta. Na região indicada por EDS 2 nota-se que existe grande quantidade de material da peça aderido (53,93% em peso de cromo, ferro e níquel) sobre o substrato de metal duro (45,94% em peso de tungstênio e cobalto). Observa-se ainda que na foto da figura 5.28(a) a aresta de corte não apresenta nenhum sinal de avaria aparente no inserto 1. No outro inserto mostrado (figura 5.28(c)) pode-se ver um desgaste localizado na região do final da profundidade de usinagem. Nesta região, a análise de EDS (EDS 3 na tabela da figura 5.28(e)) indicou a presença de elevados teores de elementos constituintes do material da peça (Cr, Fe e Ni, com 96,72% em peso). Nota-se ainda nesta figura que existem as marcas características de desgaste abrasivo sobre a camada aderida do material da peça. Deve-se destacar que na condição sem fluido de corte, com ferramenta de metal duro M20-M40 (IN2005) e velocidade de corte de 140 m/min, a replica que obteve melhor desempenho apresentou um tempo de corte de 63 minutos, ou seja, ela usinou durante 63 minutos para atingir um desgaste de 0,34 mm.

Como já relatado anteriormente o metal duro classe ISO M30-M40 (IN2030) sempre apresentou desempenho inferior à classe M20-M40 (IN2005) em todos os ensaios realizados. O desempenho pior pode ser creditado em grande parte ao tamanho das partículas de que o material é constituído. Partículas maiores propiciam o desenvolvimento mais rápido de trincas e esta característica é prejudicial à vida da ferramenta, especialmente quando se tem choque térmico. A figura 5.29 mostra as fotos, obtidas no MEV, do inserto de metal duro classe M30-M40 (IN2030) utilizado no ensaio de desbaste com velocidade de corte de 140 m/min sem fluido de corte.

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** desbaste. **Ferramenta:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=140$  m/min;  $a_p=4,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=563(188)$  mm/min;  $f_z=0,12(0,04)$  mm/inserto;  $n=2.345$  rpm. **Fluido de corte:** sem fluido.



c) Visão geral do inserto 2.

d) Ampliação indicada na figura (c).

Elemento	Elementos Químicos em peso (%)						
	W	Co	Cr	Fe	Ni	Al	Ti
EDS 1	8,30	4,14	13,59	69,83	4,04	0,10	0,00
EDS 2	0,19	2,57	15,43	77,57	4,18	0,05	0,00

e) Análises de EDS das regiões indicadas pelas setas nas figuras (b) e (d).

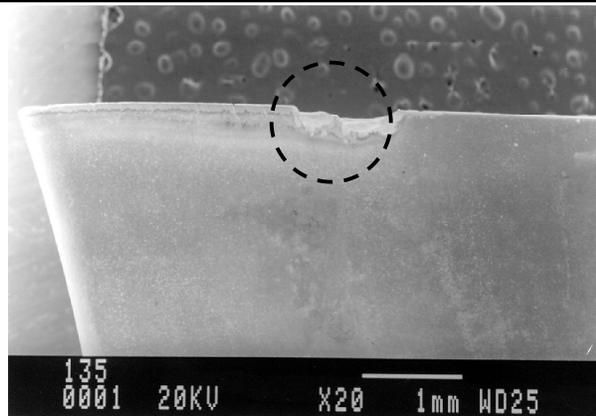
Figura 5.29 – Fotos obtidas no MEV de um inserto de metal duro classe M30-M40 (IN2030) utilizado no ensaio de desbaste sem fluido de corte e com velocidade de corte de 140 m/min.

A foto da figura 5.29(b) mostra lascamentos no raio de ponta da ferramenta. A análise de EDS nesta região, indicado por EDS 1 na tabela da figura 5.29(e), mostra uma grande quantidade de elementos do material da peça (87,46% de cromo, ferro e níquel) e, em menor quantidade, elementos do substrato da ferramenta (12,44% de tungstênio e cobalto). O material da peça aderiu à esta região, sobre o substrato da ferramenta, e observa-se também à direita da foto um lascamento originado provavelmente por trincas de origem mecânica, provenientes dos choques a que a ferramenta ficou sujeita durante o corte. Na foto da figura 5.29(c), na região do final da

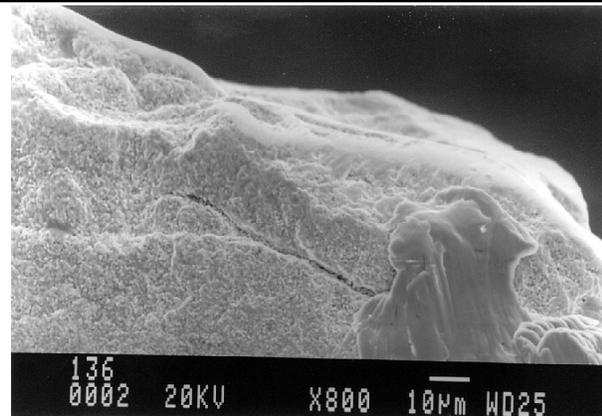
profundidade de corte, que foi ampliada na figura 5.29(d), pode-se observar o material da peça aderido e, logo abaixo, uma trinca no inserto. A análise de EDS (EDS 2 na tabela da figura 5.29(e)) mostra que se trata de material da peça aderido à superfície de folga da ferramenta (97,18% de Cr, Fe e Ni) sobre o substrato da mesma, uma vez que a presença de elementos da cobertura é ínfima. A trinca, na posição em que ela é encontrada é um indicativo de ter-se originada devido aos choques mecânicos causados pelo fresamento. A trinca de origem mecânica apresenta-se de forma diferente da trinca de origem térmica. Estas se originam na aresta de corte e progridem em direção ao centro do inserto, como será visto a seguir.

A figura 5.30 mostra as fotos obtidas dos insertos utilizados no ensaio de desbaste com velocidade de corte de 120 m/min, ferramenta de metal duro classe ISO M20-M40 (IN2005) e aplicação de emulsão, com concentração de 7%, internamente à ferramenta.

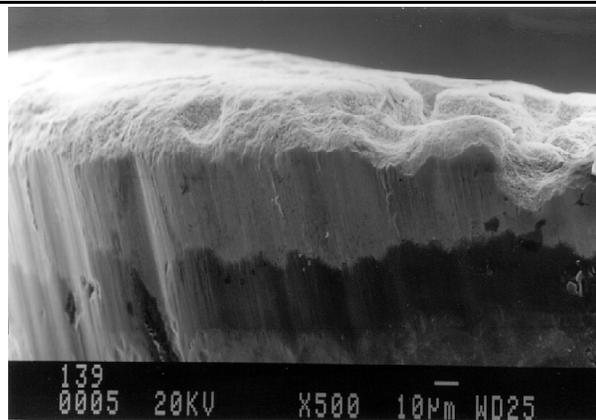
**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** desbaste. **Ferramenta:** Metal duro classe M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=120$  m/min;  $a_p=4,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=480(160)$  mm/min;  $f_z=0,12(0,04)$  mm/inserto;  $n=2.005$  rpm. **Fluido de corte:** emulsão, base vegetal (Blaser Vasco 1000), concentração 7%. **Aplicação:** interna.



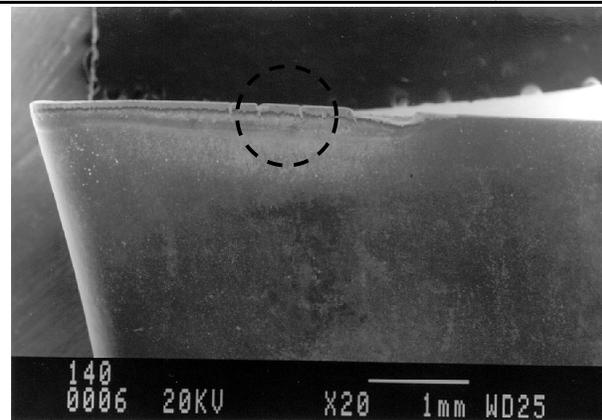
a) Visão geral do inserto 1.



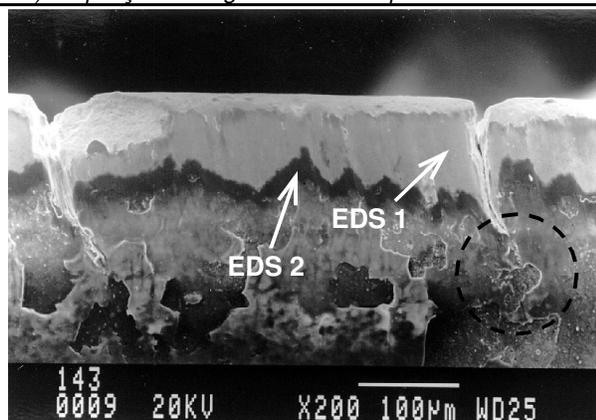
b) Ampliação da região demarcada na fig. (a).



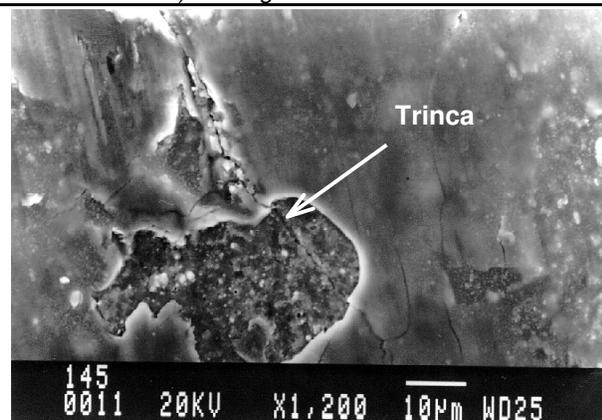
c) Ampliação da região do raio de ponta do inserto 1.



d) Visão geral do inserto 2.



e) Ampliação da região demarcada na fig. (d).



f) Ampliação da região demarcada na fig. (e).

Elementos Químicos em peso (%)							
Elemento	W	Co	Cr	Fe	Ni	Al	Ti
EDS 1	68,98	12,03	5,82	9,47	2,99	0,27	0,44
EDS 2	4,29	2,14	5,58	21,65	1,18	10,33	54,83

g) Análises de EDS das regiões indicadas pelas setas nas figuras (b) e (d).

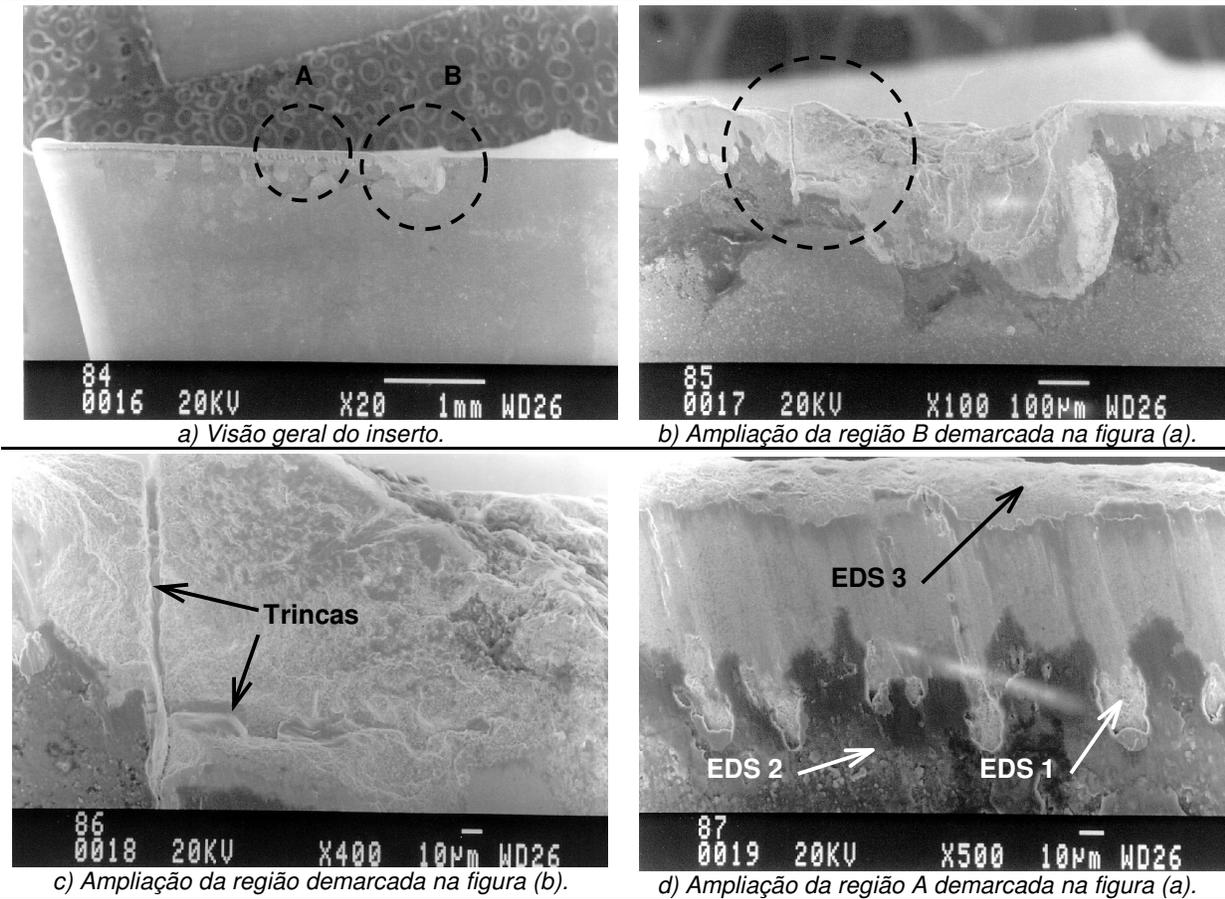
Figura 5.30 – Fotos obtidas no MEV dos inserts de metal duro classe M20-M40 (IN2005) utilizados no ensaio de desbaste com fluido interno e com velocidade de corte de 120 m/min.

A foto da figura 5.30(a) mostra uma visão geral do inserto 1 na qual se observam lascamentos na região do final da profundidade de corte. Uma ampliação desta região apresentada na foto da figura 5.30(b) mostra uma trinca, provavelmente originada pelos choques mecânicos, pois se apresenta na direção paralela à aresta de corte. A foto da figura 5.30(c) é uma ampliação da região do raio de ponta da ferramenta, na qual se observam os riscos característicos do desgaste abrasivo e, mais à direita, observa-se ainda alguns lascamentos na superfície de saída da ferramenta. Ao longo da aresta também existe abrasão, especialmente sobre a camada de material aderido, como relatado anteriormente, mas o que realmente limita a vida da ferramenta são os lascamentos produzidos pelas trincas de origem térmica que se iniciam na aresta de corte e subseqüentes arrancamentos de placas da ferramenta, devido aos choques mecânicos. A foto da figura 5.30(d) mostra uma visão geral do inserto 2, na qual se nota uma série de trincas na aresta de corte. Uma região desta aresta foi ampliada na foto da figura 5.30(e), na qual se observam claramente duas trincas. Pode-se notar um lascamento de proporções relativamente pequenas próximo à trinca da esquerda. Observa-se também que os lascamentos começam em torno das trincas, na aresta de corte. Na trinca à direita da foto pode-se verificar que a mesma começou na aresta de corte e propaga-se em direção à base do inserto, como pode ser notado na foto da figura 5.30(f). Comparando-se as figuras 5.30(a) e 5.30(d) pode-se verificar que o término do ensaio foi causado pelo desgaste maior do inserto 1, pois no inserto 2 o desgaste é bem menor. Isto demonstra que no inserto 1 as trincas evoluíram mais rapidamente e, em conseqüência, os lascamentos que deram origem ao elevado desgaste. Na figura 5.30(g) têm-se as análises de EDS das regiões marcadas na figura 5.30(e). Na região clara próxima a trinca (EDS 1) a análise de EDS revela tratar-se de material da ferramenta (81,01% em peso de tungstênio e cobalto) e menor quantidade de material da peça aderido (18,28% em peso de ferro, cromo e níquel) e ainda um pouco de elementos da cobertura (0,71% em peso de alumínio e titânio). Na camada escura indicada por EDS 2 observa-se grande quantidade de material da cobertura (65,16% em peso de alumínio e titânio), material aderido da peça (28,41% em peso de ferro, cromo e níquel) e, em menor quantidade, elementos do substrato de metal duro (6,43% de cobalto e tungstênio). Isto posto, pode-se concluir que em operação de desbaste, na presença de emulsão em abundância, existem tanto desgaste abrasivo quanto *attrition*, principalmente na região do raio de ponta, mas o mecanismo preponderante são as trincas de origem térmica. Baseado nestas análises pode-se delinear como se processa tal mecanismo.

- A aresta de corte se aquece na parte ativa do corte e se resfria rapidamente, sob a ação da emulsão, na parte passiva. O calor desenvolvido é muito maior que na condição de acabamento, pois tanto a profundidade de usinagem quanto o avanço são maiores. Além dos efeitos já detalhados quando da análise da figura 5.26 deve-se considerar que a aresta de corte é a primeira parte da ferramenta a se aquecer e, sob a ação da emulsão, é a primeira parte a se esfriar, gerando gradientes térmicos dentro da ferramenta, no sentido da aresta para dentro do inserto.
- Devido ao choque térmico, iniciam-se na aresta de corte pequenas trincas. Estas trincas, com o passar do tempo de corte, propagam-se na direção da espessura do inserto.
- Iniciada a trinca de origem térmica, os choques mecânicos gerados pelo processo de fresamento, somados ao prosseguimento dos choques térmicos, favorecem o surgimento de lascamentos, inicialmente de pequenas proporções, próximos às trincas.
- Com o passar do tempo de corte, as trincas se propagam e os lascamentos aumentam tanto em número quanto em proporções.
- Chega um instante em que as trincas e os lascamentos tomam tamanha proporção que ocorre a quebra de significativa porção da aresta de corte, tornando o prosseguimento da usinagem inviável, pois o risco de falha catastrófica da pastilha é grande, como será mostrado mais adiante.

Ao se aumentar a velocidade de corte de 120 para 140 m/min ocorre um aumento significativo no calor gerado durante o corte e o choque térmico devido ao resfriamento da aresta é maior também. A figura 5.31 mostra as fotos obtidas no MEV do inserto de metal duro classe M20-M40 (IN2005) utilizado no ensaio de desbaste, com velocidade de corte de 140 m/min, emulsão com concentração de 7%, aplicada externamente à ferramenta.

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** desbaste. **Ferramenta:** Metal duro classe M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=140$  m/min;  $a_p=4,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=563(188)$  mm/min;  $f_z=0,12(0,04)$  mm/inserto;  $n=2.345$  rpm. **Fluido de corte:** emulsão, base vegetal (Blaser Vasco 1000), concentração 7%. **Aplicação:** externa (vazão 45 l/min).



Elementos Químicos em peso (%)

Elemento	W	Co	Cr	Fe	Ni	Al	Ti
EDS 1	79,84	9,51	2,40	4,63	0,63	0,81	2,18
EDS 2	0,00	0,00	2,83	2,77	0,00	19,45	74,95
EDS 3	62,41	14,59	6,79	14,40	1,38	0,42	0,00

e) Análises de EDS das regiões indicadas na figura (d).

Figura 5.31 – Fotos obtidas no MEV dos insertos de metal duro classe M20-M40 (IN2005) utilizados no ensaio de desbaste com fluido externo e com velocidade de corte de 140 m/min.

Pode-se observar na foto da figura 5.31(a) lascamentos de grandes proporções no final da profundidade de usinagem. Na foto da figura 5.31(c), que é uma ampliação da região demarcada na figura 5.31(b), pode-se observar duas trincas, sendo uma na direção perpendicular e outro na direção paralela à aresta de corte. Estas duas trincas enfraquecem e colocam em risco a integridade da ferramenta. Se a mesma fosse recolocada no corte, o volume de material delimitado por estas trincas (bem destacado na figura 5.31 b) iria se desprender em consequência

dos repetitivos choques mecânicos subseqüentes, dando origem a um lascamento de grandes proporções. O aumento da velocidade de corte aumenta o calor imputado ao processo e, devido à aplicação da emulsão, o choque térmico é maior favorecendo a geração de trincas, que ocorre mais rapidamente. Neste ambiente, a trinca se propaga mais rapidamente e o atingimento de desgaste elevados ocorre mais cedo, em relação ao fresamento com velocidade de corte de 120 m/min, reduzindo desta maneira a vida da ferramenta e o volume de cavaco removido. Na foto da figura 5.31(d) pode-se verificar, através das análises de EDS constantes na tabela da figura 5.31(e), que na região indicada por EDS 1 existe grande quantidade de elementos do substrato (W e Co), e em menor quantidades elementos do material da peça e da cobertura. Na região da figura 5.31(d) existia abrasão sobre a camada aderida (região de EDS 1), que causava desgaste também na ferramenta, pois a camada aderida está sobre o substrato. Na região da aresta de corte (EDS 3) vê-se também pequena aderência sobre o substrato, mas não se tem abrasão. Ali se teve provavelmente difusão. O EDS 2 mostra tratar-se da camada de cobertura (94,4% em peso de alumínio e titânio) com pequena quantidade de elementos de material da peça aderido (5,6% em peso de ferro e cromo) e nenhum elemento do substrato. À medida que o corte evolui a camada de cobertura é gradativamente retirada juntamente com a camada de material aderido, que é retirada pela abrasão e depositada pelo fenômeno de aderência continuamente. Na região indicada por EDS 3, praticamente na superfície de saída da ferramenta, a análise de EDS indica tratar-se de elementos do substrato de metal duro (77% em peso de tungstênio e cobalto) e material da peça (22,5% de ferro cromo e níquel), sendo praticamente inexistente a camada de cobertura neste ponto.

Como já mencionado, as ferramentas de metal duro classe M30-M40 (IN2030) apresentaram sempre desgastes maiores ou evolução mais rápida dos desgastes do que a ferramenta de metal duro classe M20-M40 (IN2005), por serem compostas de partículas maiores. Estas partículas maiores favorecem a propagação das trincas, acelerando o lascamento e, em consequência, o desgaste e a redução da vida e do volume de cavaco removido. A figura 5.32 mostra as fotos de um dos insertos utilizados em ensaio de desbaste, com ferramenta de metal duro classe M30-M40 (IN2030), velocidade de corte de 120 m/mmin e aplicação de emulsão com concentração de 7% externamente à ferramenta.

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** desbaste. **Ferramenta:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=120$  m/min;  $a_p=4,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=480(160)$  mm/min;  $f_z=0,12(0,04)$  mm/inserto;  $n=2.005$  rpm. **Fluido de corte:** emulsão, base vegetal (Blaser Vasco 1000), concentração 7%. **Aplicação:** externa (vazão 45 l/min).

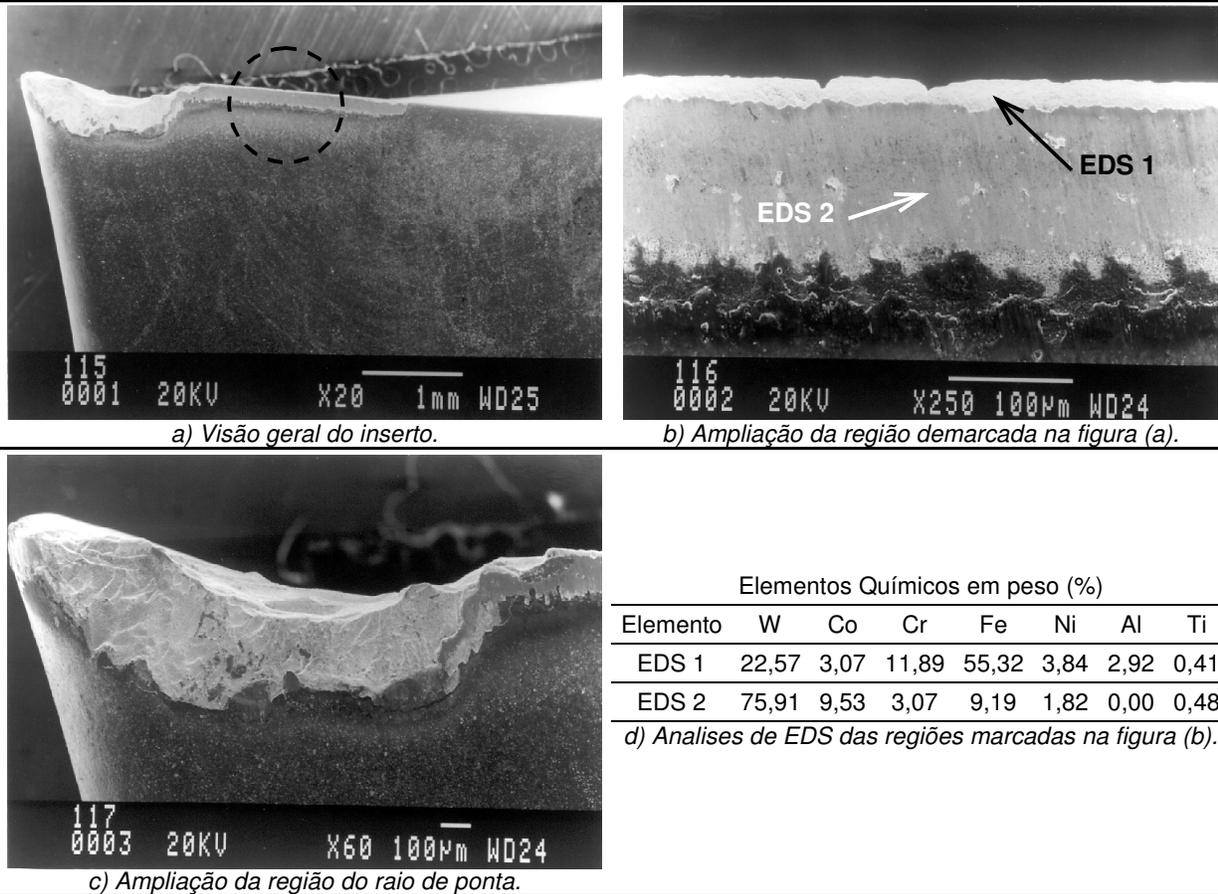


Figura 5.32 – Fotos obtidas no MEV de um inserto classe M30-M40 (IN2030) utilizado no ensaio de desbaste com fluido externo (7%) e com velocidade de corte de 120 m/min.

A foto da figura 5.32(a) mostra uma visão geral da aresta de corte na qual pode ser observada a grande avaria na região do raio de ponta, ampliado na figura 5.32(c). Pode-se verificar a extensão de tal avaria, que pode ter sido iniciada pelas trincas de origem térmica, uma vez que quando se usou corte a seco não se registrou avaria tão grande. No caso do metal duro classe IN2030 as trincas e lascamentos evoluíram muito rapidamente, pois o ensaio em que este inserto foi utilizado teve a duração de 10,64 minutos. No ensaio sem fluido de corte e nas mesmas condições de usinagem a mesma ferramenta de metal duro classe M30-M40 obteve a duração de 32,7 min. em uma réplica e 39,5 min. na outra réplica. Portanto, fica evidente que as trincas de origem térmica, seguidas de choques mecânicos, são fatores limitantes na determinação da vida de uma ferramenta, utilizada em condições similares às experimentadas neste trabalho.

Na figura 5.32(b), na região indicada por EDS 1, pode-se notar a presença de grande quantidade de elementos do material da peça aderido à ferramenta, como mostra a tabela da figura 5.32(d) Nesta região existe grande quantidade de cromo, ferro e níquel (71,05% em peso), cerca de 25,6% em peso de elementos do substrato (tungstênio e cobalto) e, em menor quantidade, 3,33% em peso de elementos da cobertura (alumínio e titânio). Isto indica que a cobertura ainda não foi totalmente removida nesta região, no momento em que o ensaio foi encerrado. Na região indicada por EDS 2 já se observa que a camada de cobertura foi removida pelo mecanismo de aderência e abrasão, pois o teor de seus elementos é desprezível (0,48% em peso, de titânio).

As fotos da figura 5.33 são outro exemplo do efeito negativo da emulsão na vida da ferramenta de metal duro classe M30-M40 (IN2030) e foram obtidas no MEV do inserto utilizado no ensaio com velocidade de corte de 140 m/min e emulsão com concentração de 7% aplicada externamente à ferramenta.

---

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** desbaste. **Ferramenta:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $v_c=140$  m/min;  $a_p=4,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $v_f=563(188)$  mm/min;  $f_z=0,12(0,04)$  mm/inserto;  $n=2.345$  rpm. **Fluido de corte:** emulsão, base vegetal (Blaser Vasco 1000), concentração 7%. **Aplicação:** externa (vazão 45 l/min).

---

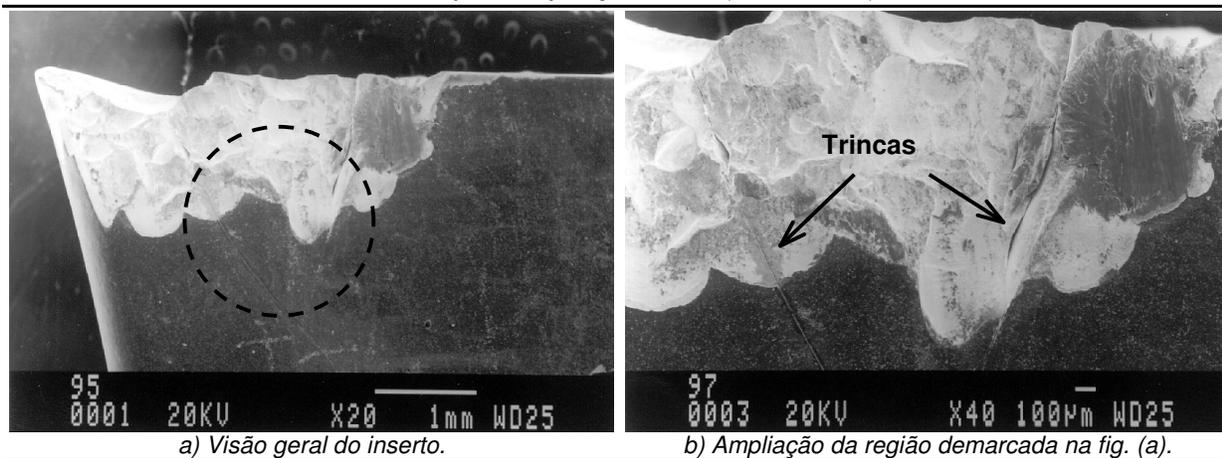


Figura 5.33 – Análises de EDS e fotos obtidas no MEV de um inserto utilizado no ensaio com fluido externo,  $v_c = 140$  m/min e ferramenta classe M30-M40 (IN2030).

A foto da figura 5.33(a) mostra como a aresta foi totalmente destruída e na ampliação na figura 5.33(b) pode ver a extensão das trincas no inserto. Neste ensaio, como a velocidade de corte é maior, maior também é a energia fornecida ao processo e maior a temperatura gerada na aresta de corte. Quando a ferramenta entra em contato com a emulsão ao sair da peça com

temperatura maior, o choque térmico que ela sofre tem maior intensidade. Com isso, as trincas surgem mais facilmente e se propagam rapidamente pelo inserto. Duas delas podem ser vistas na figura 5.33(b). As duas réplicas deste ensaio tiveram tempo de corte de 2,6 e 7,15 minutos. A título de comparação, nas réplicas do ensaio feito nas mesmas condições, com a mesma ferramenta (IN2030) e sem fluido de corte, as durações dos insertos foram de 18,2 e 30,5 minutos o que demonstra os malefícios da utilização de emulsão neste tipo de operação.

### 5.2.3 – Resultados relativos à rugosidade da peça

Para se iniciar a análise da influência dos parâmetros utilizados nos ensaios de acabamento na rugosidade da peça é apresentada a figura 5.34, que mostra a variação da rugosidade  $R_a$  da peça em função do volume de cavaco removido nos ensaios em que foram utilizadas ferramentas de metal duro classe ISO M30-M40 (IN2030).

Pode-se observar nos gráficos desta figura que o parâmetro de rugosidade  $R_a$  varia de forma aleatória, alternando altos e baixos e não demonstrando nenhuma relação com o desgaste de flanco, pois este é sempre crescente (ver figura 5.9). Isto ocorreu porque a aresta secundária de corte é que está em contato com a superfície do corpo de prova recém usinada. Como sua função é de apenas “*alisar*” a superfície sendo formada, esta aresta tem um desgaste muito reduzido. Deste modo, o fato do desgaste de flanco crescer de forma abrupta (ou seja, este crescimento propicia uma grande mudança na geometria da aresta principal de corte) não tem nenhum efeito sobre a rugosidade. Nas figuras (a) e (b), ambas na condição sem fluido de corte, pode-se observar melhor o comportamento aleatório da rugosidade e a elevada dispersão dos valores medidos de  $R_a$ . Quando a velocidade de corte foi de 100 m/min os valores de rugosidade  $R_a$  variaram de 0,35  $\mu\text{m}$  a 0,88  $\mu\text{m}$  (amplitude de 0,53  $\mu\text{m}$ ) e quando a velocidade de corte foi de 120 m/min os valores de rugosidade variaram de 0,49  $\mu\text{m}$  a 1,01  $\mu\text{m}$  (amplitude de 0,52  $\mu\text{m}$ ). A condição sem fluido de corte, independentemente da velocidade de corte, produziu dispersões maiores de rugosidade. Nesta condição, as temperaturas encontradas na região de corte são mais altas, quando comparadas com as condições com fluido de corte e, por isso, o material da peça se torna mais plástico, facilitando uma maior deformação da superfície da peça. Além disso, a grande quantidade de material aderido à ferramenta na região de corte, já citado anteriormente,

torna a forma da ponta da ferramenta muito irregular, também prejudicando o acabamento superficial. Esta alta dispersão da rugosidade com o tempo gasto mostra que a quantidade de material aderido à aresta de corte durante os experimentos muda muito com o tempo.

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** acabamento. **Ferramenta:** metal duro M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $a_p=1,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $f_z=0,08(0,04)$  mm/inserto. Para  $v_c=100$  m/min:  $v_f=401(200)$  mm/min e  $n=1670$  rpm. Para  $v_c=120$  m/min:  $v_f=481(240)$  mm/min e  $n=2005$  rpm. **Fluido de corte:** base vegetal (Blaser Vasco 1000), concentração 7%. **Aplicação:** sem fluido, externa e interna..

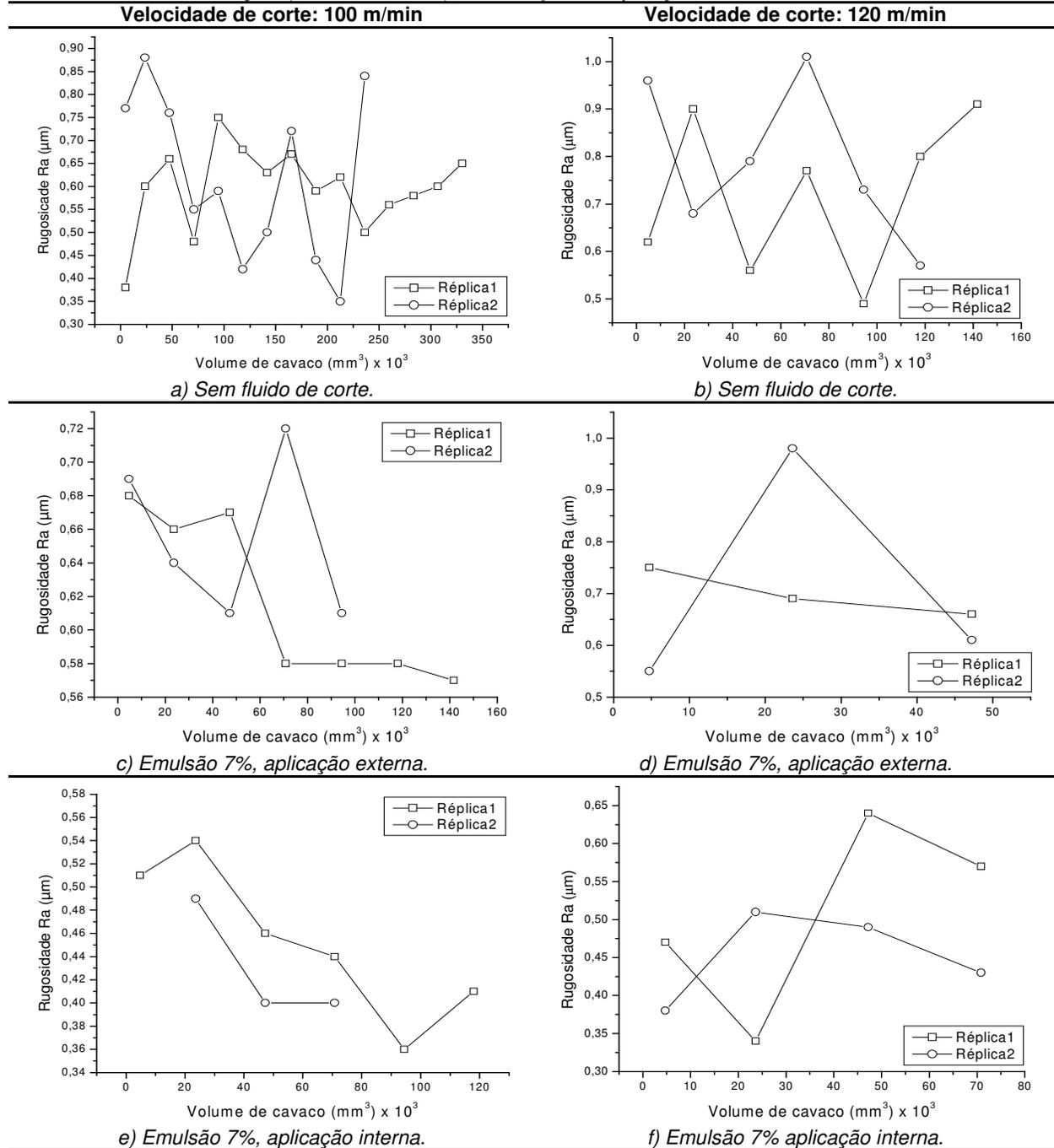


Figura 5.34 – Resultados de rugosidade Ra da peça nos ensaios de acabamento com ferramenta de metal duro classe ISO M30-M40 (IN2030).

Ao se analisar as figuras 5.34(c), 5.34(d), 5.34(e) e 5.34(f) em que o fluido emulsionável foi utilizado, observa-se que nestas condições a rugosidade continua com comportamento aleatório e independente do desgaste de flanco, mas a dispersão entre os valores de Ra medidos em cada ensaio diminuiu. Na condição em que a emulsão, com concentração de 7%, foi aplicada externamente à ferramenta, figuras 5.34(c) e 5.34(d), a diferença entre o menor valor de rugosidade ( $0,55 \mu\text{m}$ ) e o maior valor ( $0,98 \mu\text{m}$ ) foi de  $0,43 \mu\text{m}$  na velocidade de corte de 100 m/min, ao passo que, para velocidade de 120 m/min, a diferença entre o maior valor medido ( $0,72 \mu\text{m}$ ) e o menor valor ( $0,57 \mu\text{m}$ ) foi de  $0,15 \mu\text{m}$ . Para a condição em que a emulsão foi aplicada internamente, figuras 5.34(e) e 5.34(f), estas diferenças foram de  $0,18 \mu\text{m}$  para velocidade de corte de 100 m/min e de  $0,3 \mu\text{m}$  para velocidade de corte de 120 m/min. Pode-se, portanto, verificar que a rugosidade ficou mais estável (menor dispersão). Fica evidente que o fluido de corte auxiliou a estabilizar a rugosidade. Como já mencionado anteriormente, o uso de fluido de corte diminuiu a temperatura do volume de material da peça à frente da aresta de corte e a adesão do material da peça na aresta da ferramenta e, portanto, tornou menos importantes as razões que causaram o crescimento e variação da rugosidade quando a usinagem sem fluido de corte foi utilizada.

Ao se utilizar ferramenta de metal duro classe ISO M20-M40 (IN2005), observa-se comportamento semelhante, como pode ser visto na figura 5.35 que mostra a variação da rugosidade Ra da peça em função do volume de cavaco removido, nas diversas condições de refrigeração/lubrificação utilizadas.

Pode-se observar dos gráficos da figura 5.35 o comportamento aleatório da rugosidade e sua não relação com o desgaste de flanco. Também para esta classe de material, a condição sem fluido de corte apresentou as maiores dispersões nos valores medidos da rugosidade Ra da peça, devido à plasticidade do material, em função da temperatura desenvolvida na região de corte, e à aderência do material da peça na ferramenta. Para velocidade de corte de 100 m/min esta dispersão foi de  $0,83 \mu\text{m}$  e para velocidade de corte de 120 m/min ela foi de  $0,57 \mu\text{m}$ . Para as condições em que o fluido emulsionável foi utilizado também se nota uma redução na dispersão dos valores de rugosidade, demonstrando uma estabilidade relativa desta rugosidade. Para a

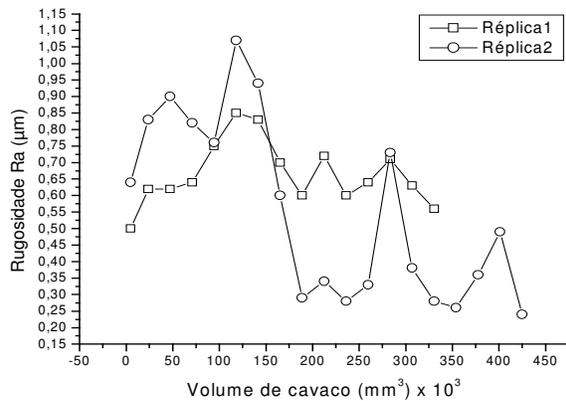
condição em que o fluido foi aplicado externamente à ferramenta, a diferença entre o maior e o menor valor medido de rugosidade foi de 0,26  $\mu\text{m}$  e de 0,39  $\mu\text{m}$  para a velocidade de 120 m/min. Quando se analisa a condição de aplicação interna à ferramenta verifica-se também este fato, para velocidade de 100 m/min esta diferença foi de 0,35  $\mu\text{m}$  e para velocidade de corte de 120 m/min ela foi de 0,32  $\mu\text{m}$ , bem menores que na condição sem fluido de corte. Fica mais uma vez evidente que o fluido emulsionável atua no sentido de melhorar e estabilizar a rugosidade, pois dificulta a aderência do material da peça na ferramenta e reduz a plasticidade do material.

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** acabamento. **Ferramenta:** Metal duro classe M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $a_p=1,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $f_z=0,08(0,04)$  mm/inserto. Para  $v_c=100$  m/min:  $v_f=401(200)$  mm/min e  $n=1670$  rpm. Para  $v_c=120$  m/min:  $v_f=481(240)$  mm/min e  $n=2005$  rpm.

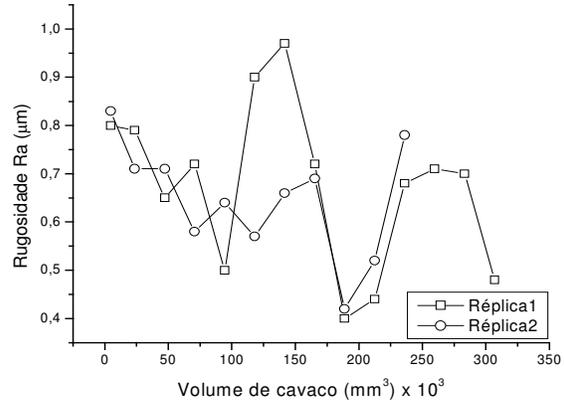
**Fluido de corte:** base vegetal (Blaser Vasco 1000), concentração 7%. **Aplicação:** sem fluido, externa e interna.

**Velocidade de corte: 100 m/min**

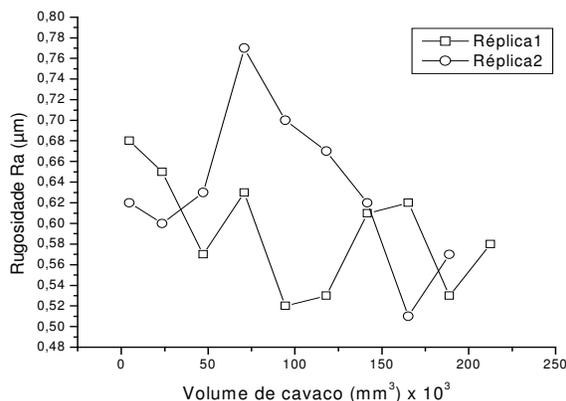
**Velocidade de corte: 120 m/min**



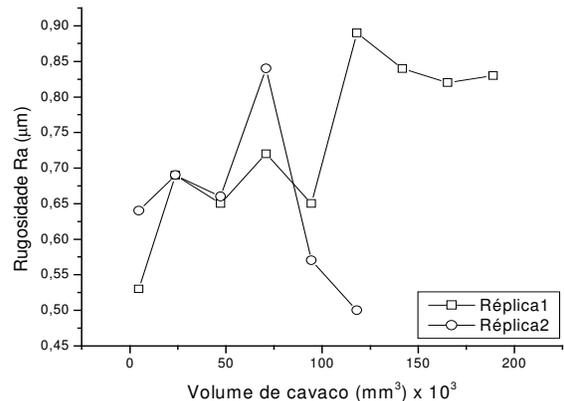
a) Sem fluido de corte.



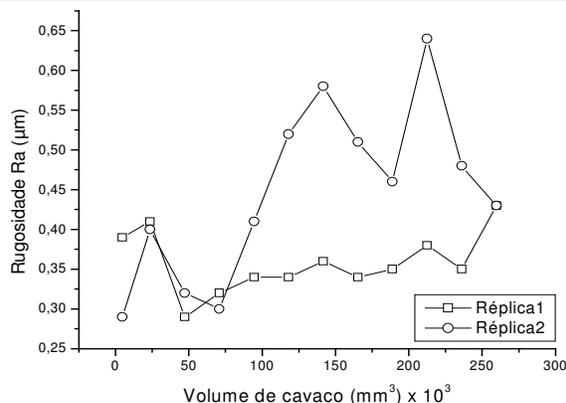
b) Sem fluido de corte.



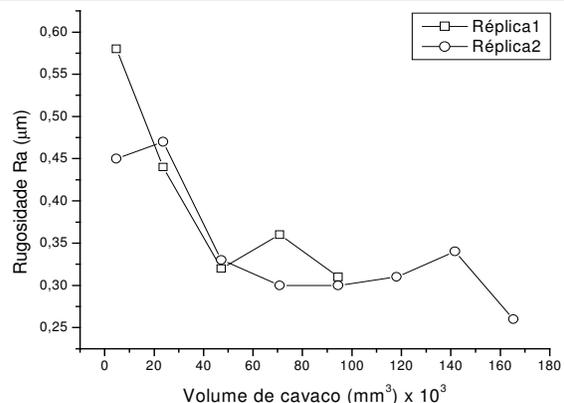
c) Emulsão 7%, aplicação externa.



d) Emulsão 7%, aplicação externa.



e) Emulsão 7%, aplicação interna.



f) Emulsão 7%, aplicação interna.

Figura 5.35 – Resultados de rugosidade Ra da peça nos ensaios de acabamento com ferramenta de metal duro classe ISO M20-M40 (IN2005).

Comparando-se os gráficos da figura 5.34 com os gráficos da figura 5.35 pode-se observar que a classe de metal duro não tem influência na rugosidade da peça, pois nos dois casos ela apresenta o mesmo comportamento e a mesma faixa de valores.

Para se analisar a influência da concentração do fluido de corte na emulsão sobre a rugosidade apresenta-se na figura 5.36 os resultados de rugosidade obtidos nos ensaios com aplicação de emulsão, com 12% de concentração, externa e internamente à ferramenta com velocidade de corte de 120 m/min. Para facilitar esta comparação os gráficos dos resultados com concentração de 7%, na mesma velocidade de corte, são repetidos na figura 5.36.

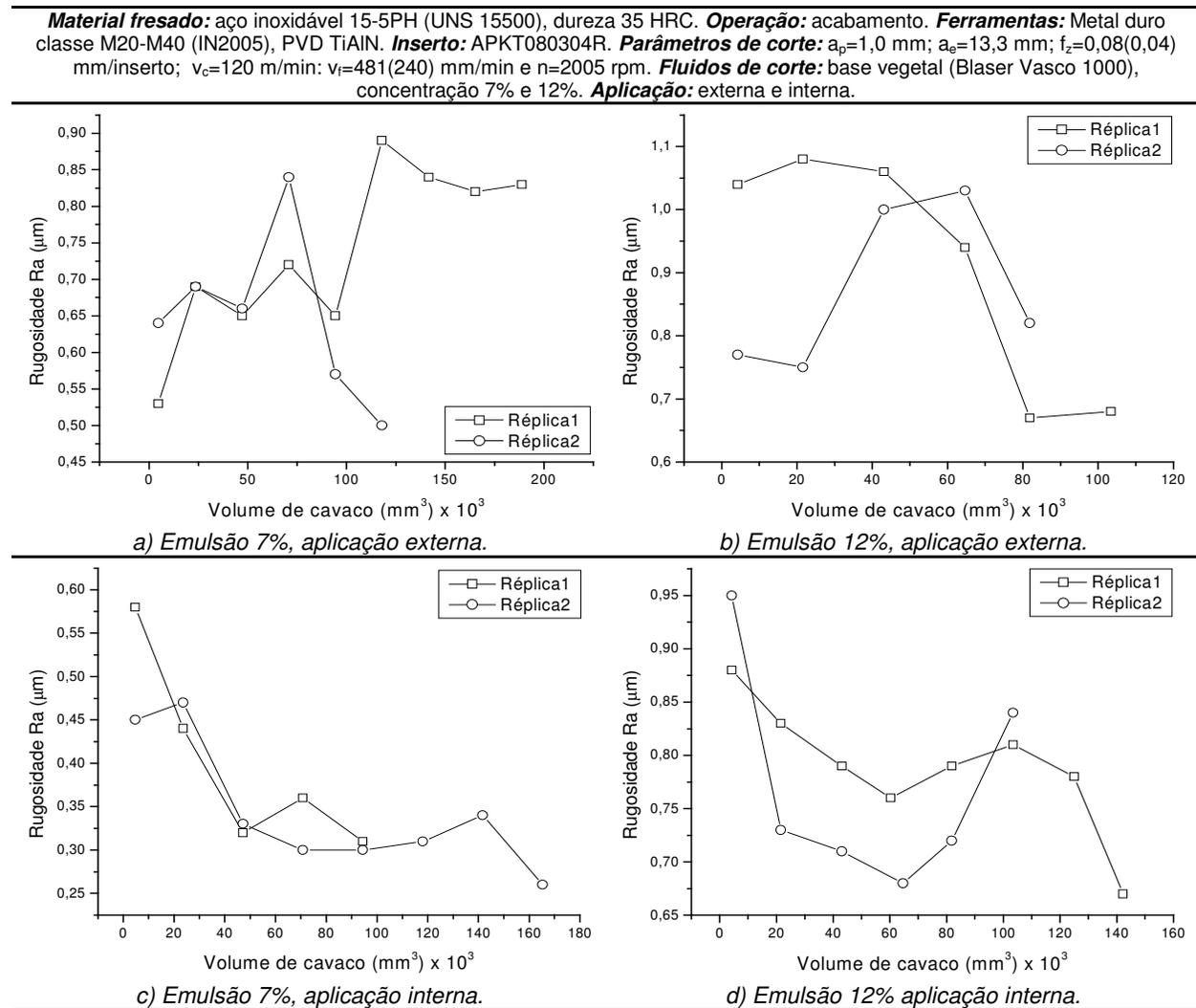


Figura 5.36 – Resultados de rugosidade Ra obtidos nos ensaios com aplicação de emulsão com concentração de 7% e 12%, metal duro ISO M20-M40 (IN2005) e velocidade de corte de 120 m/min.

Pode-se observar nos gráficos da figura 5.36 que a rugosidade também apresenta um comportamento aleatório, não se percebendo nenhuma melhoria na rugosidade face ao aumento da concentração do fluido de corte na emulsão. Comparando-se as dispersões apresentadas em

cada ensaios isto fica mais evidente. Na aplicação da emulsão com concentração de 12% externamente à ferramenta a diferença entre o maior e o menor valor medido foi de 0,41  $\mu\text{m}$  e para emulsão com 7% foi de 0,39  $\mu\text{m}$ . Na aplicação interna de emulsão na concentração de 12% a diferença foi de 0,28  $\mu\text{m}$  e com 7% de concentração foi de 0,32  $\mu\text{m}$ . Pode-se notar mais uma vez que aumentar a concentração de fluido de corte não influencia a rugosidade da peça, pois o aspecto preponderante em operações de fresamento similares às deste trabalho é a refrigeração que o fluido proporciona e não a lubrificação do mesmo.

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** acabamento. **Ferramentas:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN e M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $a_p=1,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $f_z=0,08(0,04)$  mm/inserto. Para  $v_c=100$  m/min:  $v_f=401(200)$  mm/min e  $n=1670$  rpm. Para  $v_c=120$  m/min:  $v_f=481(240)$  mm/min e  $n=2005$  rpm. **Fluido de corte:** base vegetal (Blaser MKS 42). **Aplicação:** externa em BV e MQF.

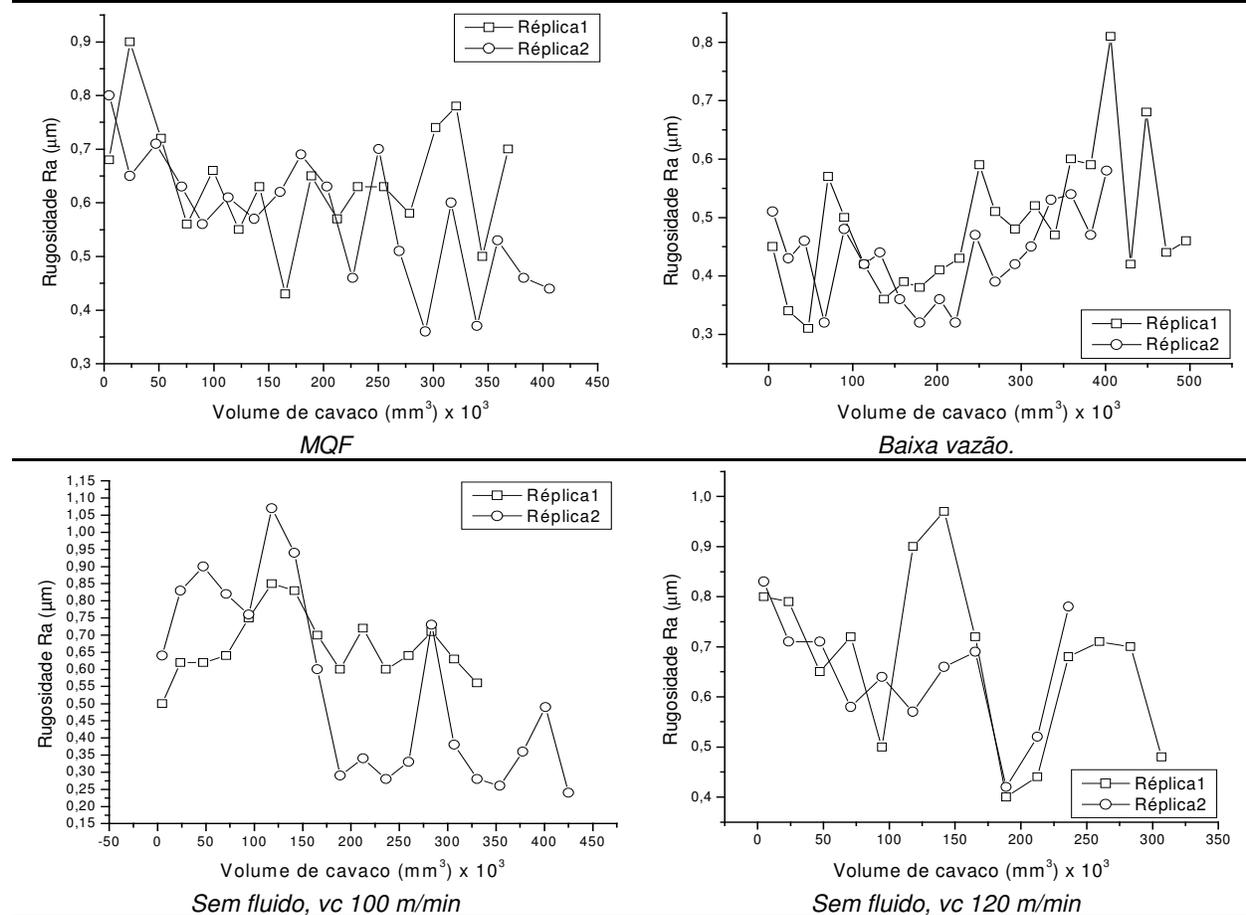


Figura 5.37 – Resultados de rugosidade Ra obtidos nos ensaios com aplicação de fluido integral em baixa vazão e MQF, metal duro ISO M20-M40 (IN2005) e velocidade de corte de 120 m/min.

Para os experimentos com velocidade de corte de 120 m/min e fluido integral em baixa vazão (BV) e MQF (Figura 5.37), a dispersão da rugosidade também está presente, mesmo sem a presença de grande quantidade de material da peça aderido na aresta de corte. Mesmo com a

aplicação de fluido integral que possui maior capacidade lubrificante que a emulsão, a dispersão e o comportamento aleatório da rugosidade permanece. Na condição em que foi utilizado MQF a diferença entre o maior e o menor valor de rugosidade foi de 0,47  $\mu\text{m}$ . Para a condição em que foi aplicado fluido integral em baixa vazão a diferença é de 0,5  $\mu\text{m}$ .

As dispersões dos valores de Ra nos ensaios com MQF e fluido integral com baixa vazão foram semelhantes aos que já ocorrera nos experimentos com corte sem fluido, pois os mecanismos de desgaste da ferramenta foram semelhantes, a menos da velocidade de ocorrência. Nestes dois casos, também se teve adesão de material da peça sobre a ferramenta. Há que se notar que o lascamento da aresta de corte ao fim da vida da ferramenta que ocorreu quando se utilizou óleo integral com baixa vazão, influenciou a rugosidade da peça, pois seus maiores valores ocorreram próximos ao fim da vida da ferramenta. Então, isto mostra que estes lascamentos possivelmente atingiram a aresta secundária de corte.

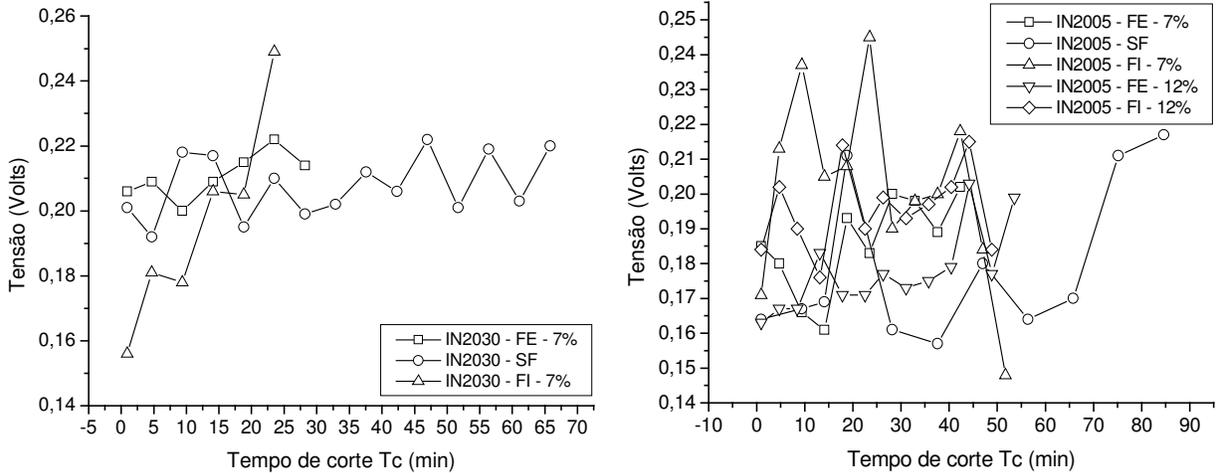
#### **5.2.4 – Resultados relativos à potência de corte**

Finalizando o presente capítulo serão agora analisados os resultados obtidos, em relação à potência de corte, nos ensaios de acabamento e desbaste. Serão analisados inicialmente os resultados dos ensaios de acabamento e em seguida dos ensaios de desbaste. Como descrito no item 4.1.2 do *Capítulo 4 – Materiais, Equipamentos e Procedimentos Experimentais*, a potência elétrica consumida foi obtida através da retirada do sinal de potência do comando numérico da máquina, com uma taxa de amostragem de 100 pontos por segundo. Esta aquisição foi efetuada através de uma placa de aquisição de dados analógico/digital e de um software feito em LabView. O sinal de potência fornecida pela máquina-ferramenta fornece um valor de tensão que é proporcional à potência consumida pela máquina. Os valores de tensão plotados nos gráficos apresentados nas figura seguintes correspondem às médias obtidas nos passes em que foram efetuadas as medições de  $VB_{\text{Bmax}}$ . São as médias dos pontos obtidos pela placa de aquisição de dados, excluídos os mil primeiros pontos e os mil últimos pontos, que correspondem à entrada e saída da ferramenta na peça.

### 5.2.4.1 – Resultados de potência nos ensaios de acabamento.

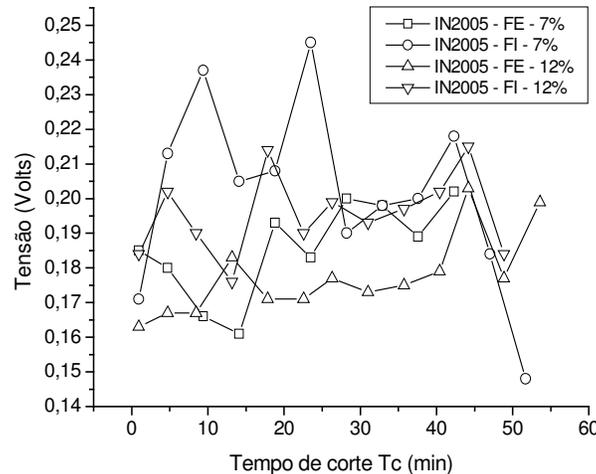
A figura 5.38 mostra os resultados de potência obtidos nos ensaios de acabamento realizados com velocidade de corte de 100 m/min, para as duas classes de ferramentas utilizadas.

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** acabamento. **Ferramentas:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN e M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $a_p=1,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $f_z=0,08(0,04)$  mm/inserto;  $v_c=100$  m/min;  $v_f=401(200)$  mm/min e  $n=1670$  rpm. **Fluidos de corte:** base vegetal (Blaser Vasco 1000), concentração 7% e 12%. **Aplicação:** externa e interna.



a) Ferramenta IN2030, todas as condições.

b) Ferramenta IN2005, todas as condições.



c) Ferramenta IN2005, somente condições com emulsão.

**Legenda:**

SF – Sem fluido

E – Aplicação externa de emulsão (vazão 45 l/min)

I – Aplicação interna de emulsão (vazão 22,5 l/min)

7% – concentração 7%

12% – concentração 12%

Figura 5.38 – Resultados de potência para operação de acabamento e velocidade de corte de 100 m/min.

Pode-se observar nos gráficos da figura 5.38 que a potência consumida na usinagem do material apresenta um comportamento em geral aleatório, alternando altos e baixos sem demonstrar uma tendência ao longo dos ensaios. Segundo Diniz et al. (2002) o aumento do

desgaste causa um aumento nas forças de corte, originando um aumento na potência consumida, quando o desgaste de flanco é o desgaste predominante sobre a ferramenta. Isto pode ser verificado comparando-se a variação da potência para as condições com emulsão na figura 5.38(a), com a evolução do desgaste na figura 5.10(a), tanto com aplicação interna quanto externa. Nestas condições o desgaste evolui muito rapidamente (ver figura 5.10(a)) causando um aumento na potência consumida (ver figura 5.38(a)). Quando ocorre a aderência do material da peça nas superfícies de saída e de folga da ferramenta, ocorre uma alteração na geometria efetiva da ferramenta, ocasionando uma flutuação na tensão e, portanto, na potência. Como já foi visto anteriormente, a aderência é um fenômeno cíclico, fazendo com que o volume e a geometria do material aderido seja bastante variável, o que causa a variação da potência. Isto é facilmente verificado na condição sem fluido da figura 5.38(b). Neste caso, como visto no item 5.2.2.1, ocorre grande aderência do material da peça na aresta de corte, modificando, a cada ciclo da ferramenta, sua geometria efetiva de corte. O mesmo se verificou quando se utilizou ferramenta de metal duro ISO M20-M40 (IN 2005). Esta classe de ferramenta apresentou maior vida que a IN 2030, devido ao desgaste mais lento, como pôde ser verificado na figura 5.10(c). O gráfico da figura 5.38(b) mostra que a aderência do material da peça gera uma oscilação da potência consumida, devido à modificação da geometria efetiva a cada passe da ferramenta. Para esta classe de material, o desgaste foi mais lento o que possibilitou a ocorrência da flutuação na potência, mesmo nas condições em que a emulsão foi aplicada, independente da concentração de fluido.

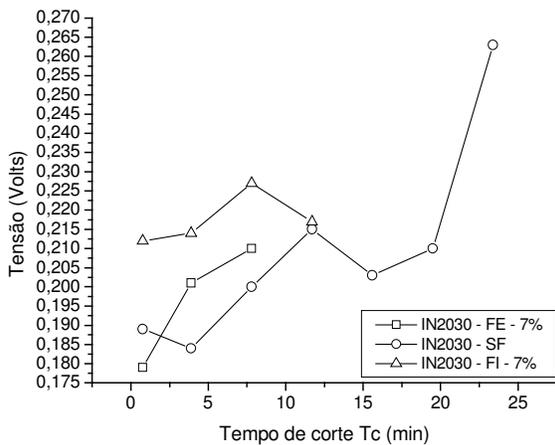
Deve-se destacar também que nos ensaios de acabamento foram utilizadas fresas de três insertos e como o ângulo de contato  $\phi_0$  para as condições de diâmetro da fresa e largura fresada ensaiadas foi de  $113,35^\circ$ , por alguns instantes, a cada rotação da ferramenta, não se tinha nenhum dente cortando. Isto também contribuiu para o comportamento de altos e baixos da potência. Nos ensaios de desbaste, como se utilizou fresa de dois insertos, também, a cada volta da ferramenta, nenhum inserto estava cortando por alguns instantes .

Outro ponto que deve ser destacado diz respeito ao fato de que a potência consumida nos ensaios ocupou uma porção muito pequena da potência da máquina. Embora as variações de tensão nos gráficos pareçam grandes, devido à escala utilizada, na realidade elas são muito pequenas. Para a máquina utilizada, 1 V de tensão corresponde a 2,2 kW de potência. Assim, para

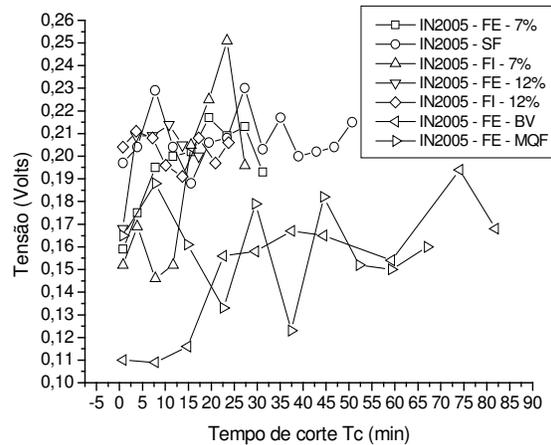
uma tensão de 0,2 V, por exemplo, tem-se uma potência de 0,44 kW, correspondente a 2% da potência da máquina. Desta forma, qualquer variação no material ou na ferramenta, que cause uma variação na potência de 0,1 kW, por exemplo, fará com que a potência nos gráficos sofra uma alteração aparentemente grande.

Quando se aumenta a velocidade de corte para 120 m/min os resultados são semelhantes, como podem ser vistos nos gráficos da figura 5.39, que mostra os resultados de potência obtidos para as duas classes de metal duro utilizadas nestes ensaios de acabamento.

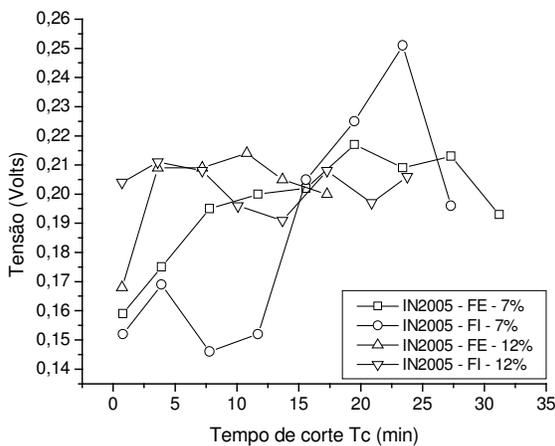
**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** acabamento. **Ferramentas:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN e M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $a_p=1,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $f_z=0,08(0,04)$  mm/inserto;  $v_c=120$  m/min;  $v_f=481(240)$  mm/min e  $n=2005$  rpm. **Fluidos de corte:** base vegetal (Blaser Vasco 1000), concentração 7% e 12%; integral base vegetal (Blaser MKS 42). **Aplicação:** externa; interna, baixa vazão e MQF.



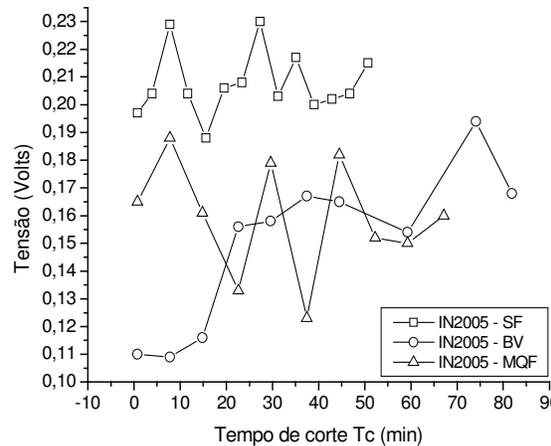
a) Ferramenta IN2030, todas as condições.



b) Ferramenta IN2005, todas as condições.



c) Ferramenta IN2005, condições com emulsão.



d) Ferramenta IN2005, condições sem emulsão.

**Legenda:**

**E** – Aplicação externa de emulsão (vazão 45 l/min)  
**I** – Aplicação interna de emulsão (vazão 22,5 l/min)  
**SF** – Sem fluido

**7%** – concentração 7%  
**12%** – concentração 12%  
**BV** – Baixa Vazão  
**MQF** – Mínima Quantidade de Fluido.

Figura 5.39 – Resultados de potência dos ensaios de acabamento com  $v_c = 120$  m/min.

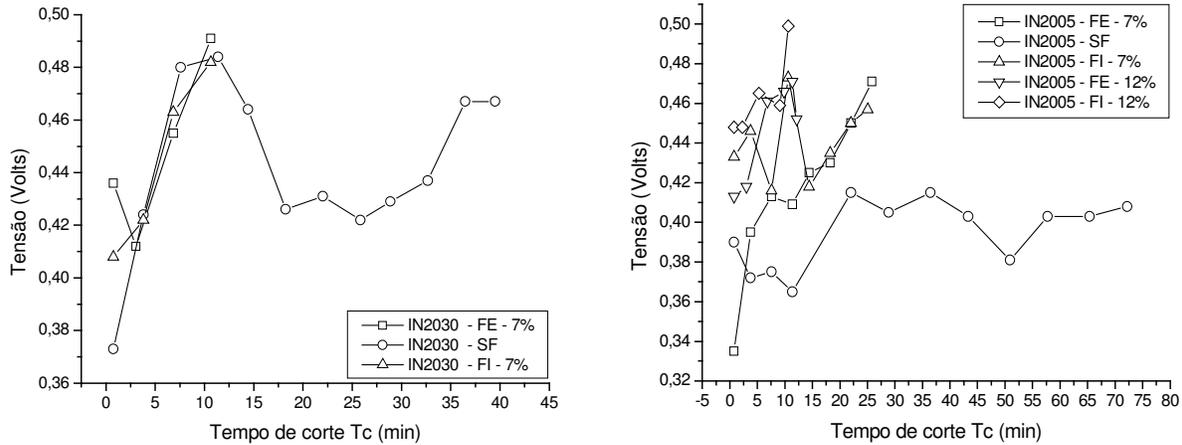
Para a ferramenta de metal duro ISO M30-M40 (IN2030) a potência aumenta rapidamente (Figura 5.39(a)), assim como o desgaste aumentou rapidamente (ver figura 5.10(b)). À medida que a vida da ferramenta cresce em decorrência da diminuição do desgaste, os fenômenos de aderência possibilitam a modificação da aresta efetiva de corte o que causa a oscilação na potência consumida observada.

Na figura 5.39(d) são rerepresentados os resultados da figura 5.39(b), excluindo as condições em que a emulsão foi utilizada. Pode-se verificar nesta figura que nas condições em que o fluido integral foi aplicado (condições de baixa vazão e mínima quantidade de fluido) o nível de tensão foi menor que na condição sem fluido. Isto prova que houve realmente uma ação efetiva de lubrificação do fluido, uma vez que esta ação reduziu o atrito entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta e entre a peça e a superfície de folga da ferramenta, reduzindo os esforços de corte e, em consequência, a potência consumida. Mesmo que a vazão deste fluido integral seja mínima ocorre uma ação de lubrificação, como pode ser visto na condição com MQF.

#### **5.2.4.2 – Resultados de potência nos ensaios de desbaste.**

A figura 5.40 mostra os resultados dos ensaios na operação de desbaste executados com velocidade de corte de 120 m/min e para as duas classes de ferramentas utilizadas.

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** desbaste. **Ferramenta:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN e M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $a_p=4,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $f_z=0,12(0,04)$  mm/inserto;  $v_c=120$  m/min;  $v_f=480(160)$  mm/min;  $n=2005$  rpm. **Fluido de corte:** Blaser Vasco 1000, concentrações 7% e 12%. **Aplicação:** externa (vazão 45 l/min); interna (vazão 22,5 l/min)



a) Ferramenta IN2030, todas as condições.

b) Ferramenta IN2005, todas as condições.

**Legenda:**

SF – Sem fluido de corte

E – Aplicação externa de emulsão.

I – Aplicação interna de emulsão.

7% – Concentração 7%

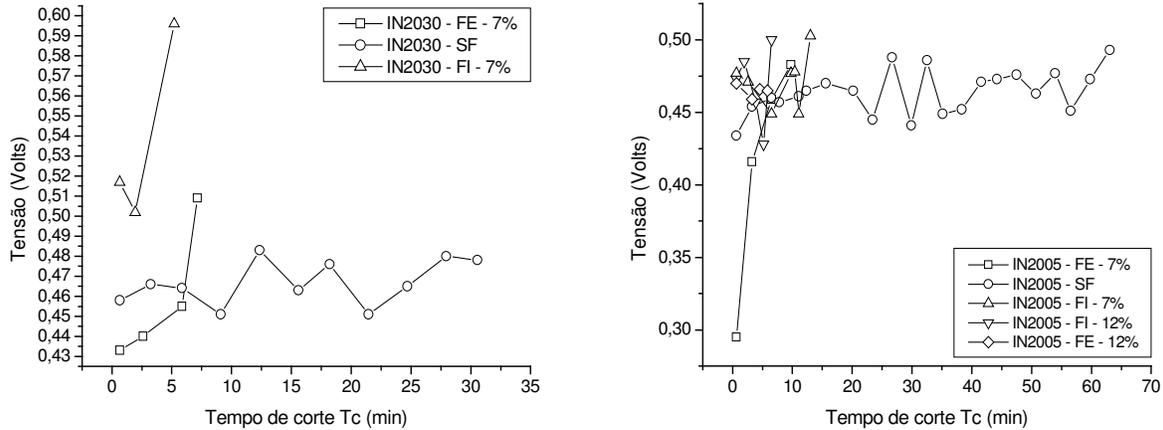
12% – Concentração 12%

Figura 5.40 – Resultados de potência dos ensaios de desbaste com  $v_c = 120$  m/min

Como era de se esperar os níveis de tensão foram maiores do que na operação de acabamento, em virtude do aumento da profundidade de corte, de 1 mm para 4 mm. Para a ferramenta de metal duro ISO M30-M40 (IN2030) o desgaste de flanco evolui rapidamente (ver figura 5.21(b)), causando um crescimento na potência consumida (figura 5.40(a)). Também nesta operação a instabilidade da camada de material da peça aderida à ferramenta causa uma variação na potência consumida, alternando altos e baixos na condição sem fluido de corte. Na figura 5.40(b), para ferramenta de metal duro classe M20-M40 (IN2005), que apresentou maior vida que a classe IN2030, observa-se também a variação nos níveis de tensão. Observa-se ainda que na condição sem emulsão os níveis de tensão são menores que nas condições com emulsão, provavelmente devido ao calor gerado que proporcionou uma redução nos esforços de corte face à elevação da temperatura na região de corte, que causou uma redução na dureza e resistência do material da peça, facilitando a deformação e o cisalhamento do cavaco.

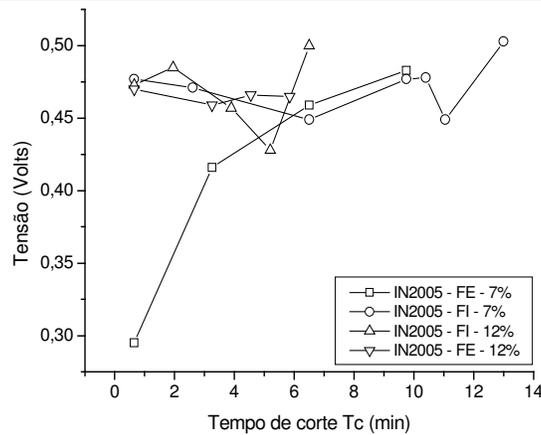
A figura 5.41 mostra os resultados de potência dos ensaios de desbaste realizados com as duas classes de material de ferramenta e velocidade de corte de 140 m/min.

**Material fresado:** aço inoxidável 15-5PH (UNS 15500), dureza 35 HRC. **Operação:** desbaste. **Ferramenta:** Metal duro classe M30-M40 (IN2030), PVD TiAlN e M20-M40 (IN2005), PVD TiAlN. **Inserto:** APKT080304R. **Parâmetros de corte:**  $a_p=4,0$  mm;  $a_e=13,3$  mm;  $f_z=0,12(0,04)$  mm/inserto;  $v_c = 140$  m/min;  $v_f = 563$  (188) mm/min;  $n = 2345$  rpm. **Fluido de corte:** Blaser Vasco 1000, concentrações 7% e 12%. **Aplicação:** externa (vazão 45 l/min); interna (vazão 22,5 l/min)



a) Ferramenta IN2030, todas as condições.

b) Ferramenta IN 2005, todas as condições.



c) Ferramenta IN 2005, condições com emulsão

**Legenda:**

SF – sem fluido de corte

E – Aplicação externa de emulsão.

I – Aplicação interna de emulsão.

7% – concentração 7%

12% – concentração 12%

Figura 5.41 – Resultados de potência dos ensaios de desbaste com  $v_c = 140$  m/min.

Observa-se nos gráficos da figura 5.41 que o comportamento da potência é semelhante às demais condições já apresentadas. A tensão oscila devido à instabilidade da camada aderida à ferramenta, tanto para a classe IN2030 quanto para a classe IN2005, especialmente na condição sem fluido de corte. Na figura 5.41(c) são apresentados os mesmos resultados da figura 5.41(b), excluindo-se a condição sem fluido, para uma melhor visualização da variação da tensão quando se aplica emulsão.

Resumindo, em relação à potência consumida:

- A potência aumenta quando o desgaste aumenta, principalmente nas condições em que o fluido (emulsão) foi aplicado e o desgaste da ferramenta é mais rápido.
- A camada de aderência altera a geometria efetiva da ferramenta e, por isso, a potência varia a cada passe da ferramenta.
- A utilização de fluido integral causa uma diminuição na potência consumida, mesmo que o volume deste fluido seja mínimo.

## Capítulo 6

### Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

Baseado nos resultados obtidos neste trabalho, algumas conclusões podem ser feitas para o fresamento de aço inoxidável endurecível por precipitação 15-5PH (UNS 15500) com ferramentas de metal duro revestidas com TiAlN.

- O fresamento sem fluido de corte sempre gerou uma maior vida da ferramenta quando comparado com a usinagem com emulsão, independente da velocidade de corte, da classe de metal duro utilizada e da maneira de injeção da emulsão.
- O metal duro classe ISO M20-M40 (IN 2005) sempre apresentou melhores resultados quando comparado com a classe ISO M30-M40 (IN 2030), com relação à vida da ferramenta, devido à sua maior dureza a quente e maior tenacidade.
- Na usinagem sem fluido de corte sempre ocorre uma forte adesão do material da peça na superfície de folga da ferramenta e o desgaste abrasivo está sempre presente.
- Na usinagem com emulsão em acabamento o principal mecanismo de desgaste é a remoção de partículas da ferramenta causada pela adesão de material da peça na região desgastada da ferramenta (“*attrition*”).
- O comportamento da rugosidade ao longo da vida da ferramenta não mostrou relação com o desgaste de flanco da ferramenta.

- A aplicação de fluido de corte integral em baixa vazão (250 ml/min) aumenta a vida da ferramenta devido ao aumento da ação lubrificante do fluido de corte.
- A aplicação de fluido de corte em mínima quantidade de fluido (MQF) aumenta a vida da ferramenta em relação ao fresamento sem fluido, pois, embora a vazão seja muito pequena, existe uma efetiva ação lubrificante do fluido.
- O efeito refrigerante da emulsão é mais prejudicial na operação de desbaste que na operação de acabamento, pois a energia imputada ao processo é maior e o choque térmico mais severo.
- A utilização de fluido integral causa uma diminuição na potência consumida, mesmo que a vazão deste fluido seja mínima.

Como sugestões para trabalhos futuros pode-se propor:

- Avaliar o desempenho da ferramenta utilizando-se a emulsão em baixa vazão de modo a reduzir o choque térmico.
- Utilizando emulsão em baixa vazão avaliar o desempenho da ferramenta em diferentes concentrações desta emulsão.
- Testar ferramentas mais positivas e com raios de aresta menores no corte em acabamento de modo a diminuir a adesão de material da peça sobre a ferramenta.
- Testar a técnica de baixa vazão de óleo integral com outras vazões, outras pressões e outros tipos de óleo.
- Testar a técnica de Mínima Quantidade de Fluido (MQF) com outras vazões de fluido e outras pressões de ar.

## Referências Bibliográficas

- Abele, E.; Dörr, J.; 2002.** Ferramentas de corte protegidas contra a defasagem tecnológica. *Máquinas e Metais*, n. 439, pp. 38-53, agosto.
- Abou-El-Hossein, K. A.; Yahya, Z.; 2005.** High-speed end-milling of AISI 304 stainless steels using new geometrically developed carbide inserts. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 162-163, p. 596-602.
- AB Sandvik Coromant, 1994.** Modern Metal Cutting – a practical handbook. Sweden, ISBN 91-972299-0-3.
- AB Sandvik Coromant, 2001.** Esqueça a alegação de que o aço inoxidável é difícil de usar. *Revista O Mundo da Usinagem*, vol. 1.2001, p. 19-26.
- Ackroyd, B.; Akcan, N. S.; Chhabra, P.; Krishnamurthy, K.; Madhavan, V.; Chandrasekar, S.; Compton, W. D.; Farris, T. N.; 2001.** Exploration of contact conditions in machining. *Proceedings of Institution of Mechanical: part B – Engineers Journal of Engineering Manufacture*, v. 215, n. 4, p. 493-507.
- Advanced Materials & Processes, 1999.** Minimum mechanical properties of stainless steel. P. 55-60, December.
- Akasawa, T.; Sakurai, H.; Nakamura, M.; Tanaka, T.; Takano, K.; 2003.** Effects of free-cutting additives on the machinability of austenitic stainless steels. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 143-144, p. 66-71.

**AK Steel Corporation, 2000.** Product Data Bulletin – 15-5PH stainless steel. [www.aksteel.com](http://www.aksteel.com). (24/01/2004).

**AK Steel Corporation, 2004.** AK Steel Comparator.

**Almond, E. A., 1981.** Towards improved tests based on fundamental properties. *Proceedings of the International Conference on Towards Improved Performance of Tool Materials*. The National Physical Laboratory and The Metals Society, Teddington, Middlesex, April 28-29, p. 161-169. Apud Sreejith & Ngoi, 2000, p.288.

**Arisoy, F. C.; Başman, G.; Şeşen, M. K.; 2003.** Failure of a 17-4 PH stainless steel sailboat propeller shaft. *Engineering Failure Analysis*, v. 10, p. 711-717.

**Aronson, R. B., 1995.** Why dry machining? *Manufacturing Engineering*, v. 114, n.1, p.33-36, Jan.

**Arndt, M.; Kacsich, T.; 2003.** Performance of new AlTiN coatings in dry and high speed cutting. *Surface & Coatings Technology*, v. 163-164, p. 674-680.

**ASM Handbook, 1997.** Machining. Vol. 16, p. 681-707.

**Balazinski, M.; Ennajimi, E.; 1994.** Influence of feed variation on tool wear when milling stainless steel 17-4PH. *Transaction of ASME, Journal Eng. Industry*, v. 116(4), p. 516-520.

**Ball, A., 1997.** A Survey of Metalworking Fluid Mist in Manufacturing Plants. *Lubrication Engineering, Park Ridge, Illinois*, v. 53, n. 9, p.18-22, September.

**Bathia, S.M.; Pandey, P.C.; SHAW, H.S.; 1986.** The Thermal Condition of the Tool Cutting Edge in Intermittent Cutting. *Wear*, vol. 61, pp. 21-30.

**Belejchak, P.; 1997.** Machining stainless steel. *Advanced Materials & Processes*, v. 152, p. 23-25.

**Berg, H. V. D.; Dreyer, K.; Westphal, H.; Kassel, D.; Gesell, R.; 2002.** A importância da escolha do revestimento e do projeto da ferramenta. *Revista Máquinas e Metais*, novembro, p. 28-37.

- Bossert, M.; 1995.** Machining Stainless alloys. *Advanced Materials & Processes*, n<sup>o</sup>. 7, p. 43-44.
- Boothroyd, G.; Knight, W. A., 1989.** Fundamental machining and machine tools. 2. ed. New York, Marcel Dekker.
- Booser, E. R., 1988.** Handbook of Lubrication - Theory and Practice of Tribology. v. II. 6<sup>o</sup>Ed., p. 335- 379.
- Braga, D. U.; Diniz A. E.; Coppini, N. L.; Miranda, G.W.A.; 1999.** Performance do Processo de Furação de Liga de Alumínio Silício Utilizando a Técnica de Mínima Lubrificação por Névoa. XV COBEM, Anais em CD, Águas de Lindóia, Novembro.
- Brucker, R.; 1995.** Precipitation-hardening alloys. *Advanced Materials & Processes*, vol.12, pp.25-27.
- Byrne, G.; Scholta, E.; 1993.** Environmentally clean machining processes – a strategic approach. *Annals of the CIRP*, v. 42, n. 1, p. 471-474.
- Byrne, G., 1996.** Usinagem em Ambiente Limpo: Não se Trata Apenas de uma Questão de Higiene. *Revista Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 363, p.66-80, abril.
- Campos Júnior, W. M., 2005.** Cromo e alumínio: o grande salto na “usinagem verde” e HSC. *Revista Máquinas e Metais*, v. 475, p. 90-105, Agosto.
- Carpenter Specialty Alloys, 2002.** Guide to Machining Carpenter Specialty Alloys. Pennsylvania, USA, 9-02/7.5M.
- Chandraserkaram, H., 1985.** Thermal Fatigue on Tool Carbides and its Relevance of Milling Cutters. *Annals of CIRP*, vol. 34/1, pp. 125-128.
- Chandrasekaran, H.; Johansson, J. O.; 1994.** Chip Flow and Notch Wear Mechanisms during the Machining of High Austenitic Stainless Steels. *Annals of the CIRP*, Vol. 43/1, pg. 101-105.
- Chiaverini, V., 1986.** Tecnologia Mecânica – Processos de Fabricação e Tratamento, vol. 3. São Paulo, SP, 2<sup>a</sup> ed., Ed. McGraw-Hill.

- Chien, W.-T.; Tsai, C.-S.; 2003.** The investigation on the prediction of tool wear and the determination of optimum cutting conditions in machining 17-4PH stainless steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 140, p. 340-345.
- Childs, T. H. C.; Maekawa, K.; Maulik, P.; 1988.** Effects of coolant on temperature distribution in metal machining. *Materials Science and Technology*, v. 4, n. 11, p.1006-1019.
- Dahl, J. M.; Martin, J. W.; 2001.** Stainless aerospace alloy offers superior machinability. *Advanced Materials & Processes*, May, v. 159, i5, p67.
- Dearnley, P.A.; Trent, E.M.; 1982.** Wear Mechanisms of Coated Carbide Tools. *Metals Technology*, vol.9, pp. 60-75.
- De Melo, A. C. A.; Machado, A. R.; 2005.** Comparação entre os desenvolvimentos de desgaste e avarias em ferramentas de corte da classe ISO P45 revestidas com TiN/TiCN e ISO P25 sem revestimento durante o fresamento frontal do aço ABNT 1045. *3º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação – COBEF*, de 12 a 15 de abril, Joinville – SC, anais em CD.
- Dias, A. M., 2000.** Avaliação Ambiental de Fluidos de Corte utilizados em Processos Convencionais de Usinagem. Dissertação de Mestrado UFSC.
- Diniz, A. E.; Marcondes, F. C.; Coppini, N. L.; 2000.** Tecnologia da usinagem dos materiais. São Paulo: Art Líber Editora.
- Diniz, A. E., Micaroni, R.; 2002.** Cutting conditions for finish turning process aiming: the use of dry cutting. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 42, p. 899-904.
- Diniz, A. E.; Ferreira, J. R.; Teixeira Filho, F.; 2003.** Influence of refrigeration/lubrication condition on SAE 52100 hardened steel turning at several cutting speeds. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 43/3, p. 317-326.
- Diniz, A. E.; Oliveira, A. J.; 2004.** Optimizing the use of dry cutting in rough turning steel operations. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v.44, p.1061-1067.

**Dunlap, C., 1997.** Should you try dry? *Cutting Tool Engineering*, v. 49, n.1, p. 22-33, Feb.

**Edwards, R., 1993.** - Cutting Tools. The Institute of Materials. London. The University Press, Cambridge. 200p.

**El Baradie, M. A., 1996a.** Cutting fluids: part I – characterisation. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 56, n. 1-4, p. 786-797, Jan.

**El Baradie, M. A., 1996b.** Cutting fluids: part II – recycling and clean machining. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 56, n. 1-4, p. 798-806, Jan.

**Fang, X. D. e Zhang, D., 1996.** An investigation of adhering layer formation during tool wear progression in turning of free-cutting stainless steel. *Wear*, no. 197, p. 169-178.

**Ferraresi, D.** *Fundamentos da Usinagem dos Metais*, São Paulo: Editora Edgard Blucher, 1977.

**Fisher, T., S., et al., 1999.** Dioxins and Furans Urban Runoff. *Journal of Environmental Engineering*, Reston, USA, v.125, n.2, p.185-191, Feb..

**Gennari, W. e Machado, A. R., 1999.** Melhorias na usinabilidade dos aços inoxidáveis. *Revista Máquinas e Metais*, Setembro, p. 84-98.

**Grzesik, W., 2003.** Friction behaviour of heat isolating coatings in machining: mechanical, thermal and energy-based considerations. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 43, p; 145-150.

**Grzesik, W., 1999.** Experimental investigation of the cutting temperature when turning with coated indexable inserts. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 39, p. 355-369.

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

**Heisel, U.; Lutz, M.; 1998.** Pesquisa de fluidos de refrigeração e de lubrificação. *Revista Máquinas e Metais*, p. 40-49, maio.

- Jang, D. Y.; Watkins, T. R.; Kozaczek, K. J.; Hubbard, C. R.; Cavin, O. B., 1996.** Surface residual stresses in machined austenitic stainless steel. *Wear*, no. 194, p. 168-173.
- Jawaid, A.; Olajire, K. A.; Ezugwu, E. O.; 2001.** Machining of martensitic stainless steel (JETHETE) with coated carbides. *Journal of Engineering Manufacture*, vol. 215, part B, p. 769-779.
- Jawahir, I. S.; van Luttervelt, C. A.; 1993.** Recent developments in chip control research and applications. *Annals of the CIRP*, v. 42, n. 2, p. 659. Apoud Grzesik (1999), p. 358.
- Kakino, Y.; Shoda, M.; Hassitani, M.; Fujiwara, A.; 1984.** A Study on the Generation of Thermal Crack of Cutting Tool. *Proceeding of 5th. Int. Conf. Of Prodction Engineering*, Tokyo, pp. 161-167.
- Kalpakjian, S., 1991.** Manufacturing processes for engineering materials. 2. ed., New York, Addison-Wesley.
- Klim, Z.; Ennajimi, E.; Balazinski, C. F.; 1996.** Cutting tool reliability analysis for variable feed milling of 17-4 PH stainless steel. *Wear*, v. 195, p. 206-213.
- Klocke, F.; Eisenblätter, G.; 1997.** Dry Cutting. *CIRP Annals*, v. 46, n.2, p. 519-526.
- Klocke, F.; Krieg, T.; Gerschwiler, K.; Fritsch, R.; Zinkann, V.; Pohls, M.; Eisenblatter, G.; 1998.** Improved Cutting Processes with Adapted Coating Systems. *Laboratory for Machine Tools and Production Engineering*. RWTH, Aachen. 4p.
- Klujszo, L. A. C.; Soares, R. B.; 2005.** Elementos que melhoram a usinabilidade de aços. *Revista Máquinas e Metais*, n. 471, p. 76-99, abril.
- Koelsch, J. R.; 2000.** Ferramentas de carbetto ... o estado da arte. *Revista Máquinas e Metais*, p. 186-201, agosto.
- Komanduri, R.; Hou, Z. B.; 2001.** 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.

- Kondo, T., 1997.** A tecnologia de usinagem tem de avançar, mas em harmonia com o meio ambiente. *Revista Máquinas e Metais*, p. 64-80, abril.
- König, W.; Schemmel, U.; 1975.** Untersuchung Moderner Schneidstoffe - Beanspruchungsgerechte Anwendung Sowie Verschleißursachen, Forschungsber, Nr. 2472 des. Lds. Nordrh. - Westf, Westdeutercher Verlag, Köln, Opladen. Apud Sales, 1999, p. 30.
- Krabbe, D. F. M.; Diniz, A. E.; 2005.** Como obter a máxima remoção por vida de ferramenta na usinagem do aço 15-5PH. *Revista Máquinas e Metais*, n. 471, p 26-55, abril.
- Kustas, F. M.; Fehrehnbacher, L. L.; Komanduri, R.; 1997.** Nanocoatings on cutting tools for dry machining. *CIRP Annals*, v. 46(1), p.39-42,.
- Letellier, J. e Sain-Chely, 1993.** Como tornear materiais difíceis: inconel, inox, titânio. *Revista Máquinas e Metais*, Agosto, p. 70-73.
- Liew, W. Y. H.; Ngoi, B. K. A.; Lu, Y. G.; 2003.** Wear characteristics of PCBN tools in the ultra-precision machining of stainless at low speeds. *Wear*, v. 254, p. 265-277.
- Lin, T-R.; 1998.** Reliability and failure of face-milling tools when cutting stainless steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 79, p. 41-46.
- Lin, T-R.; 2002.** Cutting behavior of a TiN-coated carbide drill with curved cutting edges during the high-speed machining of stainless steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 127, p 8-16.
- Machado, A.R., 1990.** Machining of Ti6Al4V and Inconel 901 with High Pressure Coolant System, PhD Thesis, University of Warwick, England. Apud Sales, 1999.
- Machado, A.R.; Da Silva, M.B., 1993.** Usinagem dos Metais. Editora UFU, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia - MG, Brasil.
- Machado, A. R.; Diniz, A. E.; 2000.** Vantagens e desvantagens do uso (ou não) de fluidos de corte. *Revista Máquinas e Metais*, n. 419, p. 134-150, dez.

- Marano, R. S., 1997.** Polymer Additives as Mist Suppressants in Metal Cutting Fluids. *Lubrication Engineering, Park Ridge, Illinois*, v. 53, n. 10, p. 25-35, October.
- Matsumoto, H.; Minatogawa, J.; 2005.** Estudo da usinabilidade do aço inoxidável AISI-630 na operação de torneamento. *3º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação – COBEF*, de 12 a 15 de abril, Joinville – SC, anais em CD.
- Meyrick, G., 2002.** Physical Metallurgy of Steel – Section 6 – Special Steels. [www.engr.sjsu.edu/cme/cmcourses/MatE152/Others/nucleationandgrowth2.pdf](http://www.engr.sjsu.edu/cme/cmcourses/MatE152/Others/nucleationandgrowth2.pdf). (05/06/2003).
- Mills, B. ; Redford, A. H.; 1983.** Machinability of Engineering Materials. Applied Science Publisher Ltd., Exxex, England.
- Motta, M. F.; Machado, A. R.; 1995.** Fluidos de corte: tipos, funções, seleção, métodos de aplicação e manutenção. *Revista Máquinas e Metais*, v. 30, p. 44-56, setembro.
- M'Saoubi, R.; Outeiro, J. C.; Changeux, B.; Lebrun, J. L.; Mourão dias, A.; 1999.** Residual stress analysis in orthogonal machining of standard and resulfurized AISI 316L steels. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 96, p. 225-233.
- Nakagawa, H., 2000.** Mínima quantidade de lubrificação não agride o meio ambiente. *Revista Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 415, p. 40-49, agosto.
- Nordin, M.; Sundström, R.; Selinder, T. I.; Hogmark, S.; 2000.** Wear and failure mechanisms of multilayered PVD TiN/TaN coated tools when milling austenitic stainless steel. *Surface & Coating Technology*, vol. 1330134, pp. 240-246.
- Novaski, O.; Ambrogi, V. S.; Correa, M.; Lima, F.; 2002.** Usinabilidade dos aços inoxidáveis austeníticos e comportamento das brocas de metal duro no processo de furação. *Revista Máquinas e Metais*, fevereiro, p. 54-61.
- Novaski, O.; Dörr, J.; 1999a.** Usinagem sem refrigeração. *Revista Máquinas e Metais*, p. 18-27, março.

- Novaski, O.; Dörr, J.; 1999b.** Usinagem quase a seco. *Máquinas e Metais*, p. 34 a 41. *Revista Máquinas e Metais*, novembro.
- O’Sullivan, D.; Cotterell, M.; 2002.** Machinability of austenitic stainless steel SS303. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 124, p. 153-159.
- Owen, J. V., 1998.** Picking a coolant. *Manufacturing Engineering*, v. 120, n.5, p. 92-100, may.
- Palmai, Z., 1987.** Cutting Temperature in Intermittent Cutting, *International Journal of Machine Tools Manufacture*, vol. 27 2 , pp. 261-274.
- Paul, S.; Dhar, N. R.; Chattopadhyay, A. B.; 2001.** Beneficial effects of cryogenic cooling over dry and wet machining on tool wear and surface finish in turning AISI 1060 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 116, p.44-48.
- Pizzi, R.; Abrão, A. M.; Sales, W. F.; Machado, A. R.; 1997,** Fresamento de Aços Inoxidáveis Austeníticos ABNT 316, *Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica - COBEM*, Bauru, São Paulo, Brasil.
- Pizzi, R.; Sales, W. F.; Abrão, A. M.; Machado, A. R., 1998.** Aço inox austenítico ABNT 316 ou ABNT 316M? Fique com o último. *Revista Máquinas e Metais*, Abril, p. 190-201.
- Qi, H. S.; Mills, B. 1996.** On the formation mechanism of adherent layers on a cutting tool. *Wear*, n°. 198, p. 192-196.
- Queiroz, J. L. L.; Boehs, L.; Sant’ana, F.; 1999.** Proposta para aprimorar o manejo dos fluidos de corte. *Revista Máquinas e Metais*, p. 250-255, abril.
- Rael, V.; Diniz, A. E.; 2004.** Utilização do corte a seco, da mínima quantidade de fluido e do fluido em abundância no fresamento de matriz endurecida usando “high speed machining”. Usinagem 2004 – Feira e Congresso.
- Rios, M. R. S.; 2002.** Estudo do Comportamento do Fluido Sintético na Furação de Aço Inoxidável. Universidade Estadual de Campinas (UNICAMP), Faculdade de Engenharia Mecânica (FEM), Campinas, SP. Dissertação de mestrado, 81 p.

- Rossmore, H., W., 1995.** Microbiology of Metalworking Fluids: Deterioration, Disease and Disposal. *Lubrication Engineering, Park Ridge, Illinois*, v. 51, n. 2, p. 113-118.
- Ruffino, R. T., 1977.** Fluidos de corte. In: Ferraresi, D. Fundamentos da usinagem dos metais. São Paulo, Edgard Blücher, cap. 11, p. 512-565.
- Sales, W. F.; 1999.** Determinação das características refrigerantes e lubrificantes de fluidos de corte. Universidade Federal de Uberlândia (UFU), Uberlândia, MG. Tese de doutorado, 176 p.
- Schamisso, A., 1992.** Os Cavacos Contaminados Podem até se Tornar Sucata Rentável. *Revista Máquinas e Metais*, n.314, p.28-31, março.
- Scandiffio, Innocenzo, 2000.** Uma contribuição ao estudo do corte a seco e ao corte com mínima quantidade de lubrificante em torneamento de aço. 63 p. Dissertação (Mestrado). Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.
- Schnell, R.; 1999.** Machining stainless steel? Here are some ideas for improving machinability, productivity and profitability. <http://crsnew.cartech.com/wnew/techarticles/TA00001.html>. (24/01/2004).
- Schroeter, R. B.; Teixeira, C. R.; Markus, W.; 2000.** Estudo comparativo com diferentes fluidos de corte no torneamento com metal duro revestido com TiN. *Congresso Nacional de Engenharia Mecânica (CONEM 2000)*, Natal. Anais. Natal, CD, código HC 9230.
- Selinder, T. I.; Sjöstrand, M. E.; Nordin, M.; Larsson, M.; Östlund, Å.; Hoogmark, S.; 1998.** Performance of PVD TiN/TaN and TiN/NbN superlattice coated cemented carbide tools in stainless steel machining. *Surface & Coatings Technology*, v. 105, p. 51-55.
- Seah, K. H. W.; Li, X.; 1997.** Influence of coolant on cutting tool performance. *Journal of Materials Science and Technology*, v. 13, n.3, p. 199-205.
- Shaw, M. C., 1984.** *Metal Cutting Principles*. New York: Clarendon Press Oxford..

- Sheng, P. S.; Oberwalleney, S.; 1997.** Life – cycle planning of cutting fluids – a review. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, v. 119, n. 4 (b), p. 791-800.
- Silva, E. J.; Bianchi, E. C.; 2000.** Procedimentos-padrão para uso correto de fluidos de corte. *Revista Máquinas e Metais*, n. 410, p. 88-103, março.
- Sokolowski, A. Barbosa, C. A.; 2003.** Aços inoxidáveis com usinabilidade melhorada – Linha Usifac. *Revista O Mundo da Usinagem*, 2<sup>a</sup> edição, p. 8-11.
- Sreejith, P. S.; Ngoi, B. K. A.; 2000.** Dry machining: machining of the future. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 101, p. 287-291
- Sun, F.; Li, Z.; Jiang, D.; Chen, B., 1998.** Adhering wear mechanism of cemented carbide cutter in the intervallic cutting of stainless steel. *Wear*, no. 214, p. 79-82.
- Takahashi, D. F., 2005.** Biocidas garantem a vida útil do fluido de corte. *Revista Máquinas e Metais*, v. 475, p. 164-173, agosto.
- Tessler, M. B. e Barbosa, C. A., 1993.** A usinabilidade dos aços inoxidáveis. *Metalurgia & Materiais – ABM*, vol. 49, n.º. 413, p. 32-41.
- Tolbert, P. E.; Eisen, E. A.; Pothier, L. J.; Monson, R. R.; Hallock, M. F.; Smith, T. J.; 1992.** Mortality studies of machining-fluid exposure in the automobile industry – II risks associated with specific fluid types. *Scandinavian Journal Work Environment Health*, v. 18, p. 351-360.
- Tomita, K. 1999.** O atual estágio da HSM e dos materiais de ferramentas de corte. *Revista Máquinas e Metais*, p. 20-39, outubro.
- Trent, E.M., 1988.** Metal Cutting and the Tribology of Seizure: I Seizure in Metal Cutting, *Wear*, 128, pp. 29-45.
- Trent, E. M., 1991.** Metal cutting. 3. ed. Oxford, Butterworth – Heinemann.

- Vieira, J. M., 1997.** Influência de fluidos de corte no fresamento do aço NB 8640. Uberlândia. 123 p. Dissertação (Mestrado). Centro de Ciências Exatas e Tecnologia, Universidade Federal de Uberlândia.
- Vieira, J. M.; Machado, A. R.; Ezugwu, E. O.; 2001.** Performance of cutting fluids during face milling of steels. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 116, p. 244-251.
- Weinert, K.; Löbbe, H.; 2002.** A furação profunda do aço inoxidável. *Revista Máquinas e Metais*, Janeiro, p. 54-61.
- Weingaertner, W. L.; Gomes, J. O., 1997.** Avaliação da usinabilidade dos aços inox austeníticos SAE 304 e SAE 316. *Revista Máquinas e Metais*, Fevereiro, p. 108-116.
- Weingaertner, W. L.; Gomes, J. O., 2003.** Características do fresamento do aço inoxidável martensítico (52 HRC) ABNT 420 (SAE 420). *2º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação – COBEF*, de 16 a 21 de maio, Uberlândia – MG, anais em CD Rom.
- Wright, P. K., 1981.** Frictional interactions in machining: comparisons between transparent sapphire and steel cutting tools. *Metals Technology*, v. 8, n. 4, p. 150-160.
- Wright, P.K. and Biagchi, A., 1981.** Wear Mechanisms that Dominates Tool-Life in Machining. *Journal Applied Metal Working*, ASM, vol. 14, pp.15-23.
- Yuhara, D. A.; 2001.** Aplicação de revestimentos por deposição física a vapor. *Revista Máquinas e Metais*, Abril, p. 148-160.
- Zorev, N. N., 1963.** Interrelationship between shear processes occurring along tool face and on shear plan in metal cutting. *Proc. International Production Engineering Research Conference*, Pittsburg, p. 42-49. Apoud Mills & Redford, 1983, p. 5.