

TESE

1080

ESCOLA FEDERAL DE ENGENHARIA DE ITAJUBÁ

*Estudo da Influência da Refrigeração/Lubrificação
no torneamento do Aço ABNT 52100 endurecido*

FERNANDO TEIXEIRA FILHO

ITAJUBÁ - Setembro

2000

ESCOLA FEDERAL DE ENGENHARIA DE ITAJUBÁ – EFEI

INSTITUTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

DEPARTAMENTO DE MECÂNICA

**ESTUDO DA INFLUÊNCIA DA
REFRIGERAÇÃO/LUBRIFICAÇÃO NO
TORNEAMENTO DO AÇO ABNT 52100 ENDURECIDO**

Autor: Fernando Teixeira Filho

Orientador: Prof. Dr. João Roberto Ferreira

ESCOLA FEDERAL DE ENGENHARIA DE ITAJUBÁ – EFEI

INSTITUTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

DEPARTAMENTO DE MECÂNICA

**ESTUDO DA INFLUÊNCIA DA
REFRIGERAÇÃO/LUBRIFICAÇÃO NO
TORNEAMENTO DO AÇO ABNT 52100 ENDURECIDO**

Autor: Fernando Teixeira Filho

Orientador: Prof. Dr. João Roberto Ferreira

Curso: Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Projeto e Fabricação

Dissertação de mestrado apresentada à comissão de Pós Graduação da Escola Federal de Engenharia de Itajubá – EFEI, como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Itajubá, 15 de Setembro de 2000.

MG – Brasil

CLASS.	621.9.034.14(043.2)
CUTTER.	T266e
TOMBO.	1080

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Mauá – Bibliotecária Margareth Ribeiro

621.9-034.14(043.2)
T266e

Teixeira Filho, Fernando.

Estudo da influência da refrigeração/ lubrificação no torneamento do aço ABNT 52100 endurecido / por Fernando Teixeira Filho ; orientado por João Roberto Ferreira e co-orientado por Júlio Navarro Santos. -- Itajubá, MG : EFEI, 2000.

106 p.

Dissertação (mestrado) – Escola Federal de Engenharia de Itajubá.

1. Usinagem. 2. Torneamento – aço endurecido. I. Ferreira, João Roberto, orient. II. Santos, Júlio Navarro, co-orient. III. Escola Federal de Engenharia de Itajubá. IV. Título.

ESCOLA FEDERAL DE ENGENHARIA DE ITAJUBÁ – EFEI

INSTITUTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

DEPARTAMENTO DE MECÂNICA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**ESTUDO DA INFLUÊNCIA DA
REFRIGERAÇÃO/LUBRIFICAÇÃO NO TORNEAMENTO DO
AÇO ABNT 52100 ENDURECIDO**

Autor: Fernando Teixeira Filho

Orientador: Prof. Dr. João Roberto Ferreira

Co-orientador: Prof. Dr. Júlio Navarro Santos

Prof. Dr. João Roberto Ferreira, Presidente

Escola Federal de Engenharia de Itajubá – EFEI

Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz,

Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP

Prof. Dr. Júlio Navarro Santos

Escola Federal de Engenharia de Itajubá – EFEI

Itajubá, 15 de Setembro de 2000.

Dedicatória

Dedico este trabalho à minha mãe Maria Conceição (*in memoriam*), ao meu pai Fernando, à minha esposa Myriam e aos meus filhos Fernando, Henrique e Alexandre

Agradecimentos

Ao prof. Dr. João Roberto Ferreira pela orientação, dedicação e amizade.

Ao prof. Dr. Júlio Navarro Santos, pela orientação e amizade.

Ao prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz pelo apoio na realização dos ensaios.

À FAPEMIG pela bolsa concedida.

Ao Ari pelo auxílio na realização dos ensaios.

À UNICAMP pela cessão do Laboratório de Usinagem para realização dos ensaios.

Ao colega de turma Durval pelo apoio na realização dos ensaios na UNICAMP.

Aos colegas de pós-graduação pela convivência, amizade e companheirismo.

À Deus, pela graça da vida.

Sumário

Resumo.....	x
Abstract.....	xi
Lista de Figuras.....	xii
Lista de Tabelas.....	xv
Nomenclatura.....	xvi

Capítulo 1: Introdução	1
------------------------------	---

Capítulo 2: O torneamento de aços endurecidos	5
2.1. Introdução	5
2.2. Ferramentas de corte na usinagem de aços endurecidos	6
2.2.1. Materiais para ferramentas na usinagem de aços endurecidos	7
a. Materiais Cerâmicos	7
a.1. Materiais cerâmicos a base de alumina (Al_2O_3)	7
i. Cerâmica pura, óxida ou branca	7
ii. Cerâmica mista	8
iii. Alumina reforçada com whiskers	9
a.2. Insertos cerâmicos a base de nitreto de silício (Si_3N_4)	9
i. Sialon	10
a.3. Propriedades dos insertos cerâmicos	11
i. Dureza	11
ii. Resistência Mecânica	12
iii. Resistência ao Choque Térmico	13
iv. Resistência à Reações Químicas	14

a.4. A utilização dos materiais cerâmicos nos processos de usinagem	14
i. Usinagem de ferro fundido	15
ii. Usinagem de aços	16
iii. Usinagem de ligas de titânio e níquel, resistentes ao calor	16
b. Nitreto de Boro Cúbico Policristalino (PCBN)	16
b.1. A fabricação do PCBN	17
b.2. A utilização do PCBN nos processos de usinagem	18
b.3. As propriedades do PCBN	20
i. Dureza	20
ii. Tenacidade	21
iii. Resistência ao Choque Térmico	22
iv. Resistência a Reações Químicas	22
2.2.2. Geometria da ferramenta	23
a. Insertos	23
b. Porta insertos	24
c. Parâmetros de corte	24
d. Particularidades na usinagem de materiais endurecidos	26
2.3. Características da usinagem de aços endurecidos	28
a. Mecanismo de formação do cavaco	28
b. O comportamento das forças de corte	28
c. Desgaste da ferramenta	30
d. Integridade da superfície usinada	32
d.1. Rugosidade Superficial	32
d.2. Transformações Estruturais	33
d.3. Tensões Residuais	34
Capítulo 3: A Usinagem a Seco e com Mínimo Volume de Óleo	38
3.1. Introdução	38
3.2. A Usinagem a Seco	39
a. As ferramentas de corte na usinagem a seco	41
a.1. Materiais	41
a.2. Geometria da ferramenta	42
a.3. Revestimentos	42
b. Concepção da máquina-ferramenta para usinagem a seco	45

c. Materiais para usinagem a seco	46
d. Modificação dos parâmetros de usinagem	47
3.3. O Mínimo Volume de Óleo (MVO)	47
3.3.1. Tipos de sistemas de Mínimo Volume de Óleo	49
3.4. Aspectos dos perigos à saúde	55
Capítulo 4: Procedimentos Experimentais	58
4.1. Equipamentos, Instrumentos, Materiais e Ferramentas utilizados	58
4.1.1. Material utilizado	58
4.1.2. Equipamentos e Instrumentos utilizados	60
4.1.3. Ferramentas utilizadas	60
4.2 Ensaio Preliminares	61
4.3 Ensaio Definitivos	64
Capítulo 5: Apresentação e Discussão dos Resultados	66
5.1. Resultados dos Ensaio Preliminares	68
5.2. Resultados para velocidade de corte $v_c = 110$ m/min	73
5.2.1. Rugosidade R_a	73
5.2.2. Desgaste de flanco	75
5.2.3. Conclusões Parciais	76
5.3. Resultados para velocidade de corte $v_c = 130$ m/min	77
5.3.1. Rugosidade R_a	77
5.3.2. Desgaste de flanco	78
5.3.3. Conclusões Parciais	80
5.4. Resultados para velocidade de corte $v_c = 150$ m/min	80
5.4.1. Rugosidade R_a	81
5.4.2. Desgaste de flanco	82
5.4.3. Conclusões Parciais	83
5.5. Resultados para velocidade de corte $v_c = 175$ m/min	84
5.5.1. Rugosidade R_a	84
5.5.2. Desgaste de flanco	85
5.5.3. Conclusões Parciais	87
5.6. Influência da velocidade de corte no desgaste VB_{max} e na Rugosidade R_a	87
5.6.1. Condição a seco	87

5.6.2. Condição úmida	89
5.6.3. Condição MVO 10 ml/h	91
5.7. Análise de Vida da Ferramenta	93
5.7.1. Quanto à Rugosidade Ra	93
5.7.2. Quanto ao Desgaste de Flanco V_{Bmax}	94
Capítulo 6: Conclusões e Sugestões Para Trabalhos Futuros	95
6.1. Conclusões	95
6.2. Sugestões para trabalhos futuros	97
Referências Bibliográficas	98

Neste trabalho verificamos a influência do Método Volume de Óleo (MVO) no desempenho de um AMNT 32100 acionada, utilizando-se ferramentas de PCBN, comparativamente a outras duas condições de corte: a seco e uma condição de corte úmida (fúido). Durante os testes foram utilizadas peças de prova de aço AISI 32100, com geometria média de 60 HRC, com ferramentas comerciais de PCBN, sob condições de corte a seco, úmido e com MVO, com velocidades de 10, 15 e 20 m/min. Foram utilizadas quatro velocidades de corte diferentes. A profundidade de corte foi de 0,2 mm e o avanço foi de 0,1 mm/rev. Foram avaliados o desgaste de flanco das ferramentas e a rugosidade da peça. Após análise dos resultados, chegou-se às seguintes conclusões: a) A condição a seco apresentou o melhor desempenho referente à vida da ferramenta; b) A condição úmida demonstrou o maior desgaste da ferramenta; c) A condição MVO (10 ml/h) apresentou um desgaste intermediário entre as condições a seco e úmida; d) A velocidade de corte teve maior influência no desgaste da ferramenta, ao corte com refrigeração abundante; e) O aumento de velocidade de corte teve um efeito mínimo de rugosidade superficial.

Palavras-chave:

Desgaste, Desgaste de Aço Endurecido, Ferramenta de PCBN, Método Volume de Óleo, Condição de Corte.

Resumo

Teixeira Filho, Fernando. Estudo da influência da refrigeração/lubrificação no torneamento do aço ABNT 52100 endurecido. Itajubá: Escola Federal de Engenharia de Itajubá, 2000. 105 p. Dissertação de Mestrado.

Neste trabalho verificou-se a influência do Mínimo Volume de Óleo (MVO) no torneamento de aço ABNT 52100 endurecido, utilizando-se ferramentas de PCBN, comparativamente a outras duas condições de corte: a seco e com fluido de corte abundante (úmida). Durante os ensaios foram usinados corpos de prova de aço ABNT 52100, com dureza média de 60 HRC, com ferramentas comerciais de PCBN, sob três condições de corte: a seco, úmida e com MVO, com vazão de 10 ml/h. Foram utilizadas quatro velocidades de corte diferentes. A profundidade de usinagem e o avanço de foram os mesmos em todos os ensaios. Foram avaliados o desgaste de flanco das ferramentas e a rugosidade da peça. Após análise dos resultados, chegou-se às seguintes conclusões: a) A condição a seco apresentou o melhor desempenho, referente à maior vida da ferramenta; b) A condição úmida determinou um maior desgaste da ferramenta; c) A condição MVO (10 ml/h) apresentou um desgaste intermediário entre as condições a seco e úmida; d) A velocidade de corte teve maior influência no desgaste da ferramenta, no corte com refrigeração abundante; e) O aumento da velocidade de corte favorece a obtenção de rugosidades menores.

Palavras chave

- Usinagem, Torneamento de Aços Endurecidos, Ferramenta de PCBN, Mínima Lubrificação, Condições de Corte.

Abstract

Teixeira Filho, Fernando. Study of the refrigeration/lubrication influence in the hardened ABNT 52100 steel turning. Itajubá: Escola Federal de Engenharia de Itajubá, 2000. 105 p. Dissertação de Mestrado.

In this work the Minimum Oil Volume Technique (MOV) influence in the hardened ABNT 52100 steel turning, using a PCBN tool, was studied. Two others machining conditions were carried out: dry cutting and abundant cutting fluid. During the tests ABNT 52100 steel workpieces were machined, with average hardness of 60 HRC, using PCBN tools, under three cutting conditions: dry cutting, abundant cutting fluid and MOV, with 10 ml/h flow. Four different cutting speeds were carried out. Depth of cutting and feedrate were the same for all experiments. During the tests, PCBN tool wear and workpiece surface roughness were measured. The experimental results showed that: a) Dry cutting condition presented the best performance, regarding tool life; b) The abundant cutting fluid presented larger PCBN tool wear; c) The MOV technique had a intermediate performance between the abundant cutting fluid and dry cutting conditions; d) Tool wear was very influenced by the cutting speed in the abundant cutting fluid condition; e) The cutting speed increase is in favor of the obtainment of lower surface roughness.

Keywords

- Hard Turning, Machining, PCBN Tools, Minimum Lubrication, Cutting Conditions.

Lista de Figuras

Figura 2.1 – Divisão dos materiais cerâmicos para ferramentas de corte	7
Figura 2.2 – Variação da dureza com a temperatura para diversos materiais de insertos cerâmicos e metal duro	12
Figura 2.3 – Variação da resistência à compressão com a temperatura para insertos de cerâmica (alumina) e metal duro P10	13
Figura 2.4 – Variação da dureza com a porcentagem de CBN	20
Figura 2.5 – Variação da dureza com a temperatura para diversos materiais para ferramentas de corte	21
Figura 2.6 – Chanfro para evitar quebras prematuras da aresta de corte	26
Figura 2.7 – Término da operação de faceamento antes de atingir o furo	27
Figura 2.8 – Término do torneamento longitudinal antes da saída da ferramenta	27
Figura 2.9 – Distribuição das tensões na aresta de corte	34
Figura 2.10 – Estimativa da distribuição da temperatura devido ao atrito	35
Figura 2.11 – Distribuição da profundidade da tensão residual durante a vida da ferramenta	36
Figura 3.1 – Comparativo dos custos de refrigeração nos custos de fabricação	39
Figura 3.2 – Torneamento de um aço St 52-3	44
Figura 3.3 – Desenvolvimento da camada de revestimento PVD	45
Figura 3.4 – Perspectivas da utilização da usinagem a seco e quase a seco (MVO)	49
Figura 3.5 – Diagrama esquemático de um sistema de MVO com o princípio de pressão	50
Figura 3.6 – Conceitos de sistemas de MVO	51
Figura 3.7 – Câmara misturadora	51
Figura 3.8 – Largura da aresta postiça de corte, no fresamento de liga de alumínio, após um percurso usinado de 6 metros	53

Figura 3.9 – Desenvolvimento do desgaste no torneamento de aço 100Cr6	54
Figura 3.10 – Temperatura sob o inserto versus desgaste de flanco no torneamento de aço 100Cr6	54
Figura 3.11 – Vida da ferramenta (em metros) no fresamento de pás de turbina em aço St12, nas condições a seco e MVO	55
Figura 3.12 – Utilização de óleos não danosos ao meio ambiente	57
Figura 4.1 – Dimensões dos corpos de prova dos ensaios preliminares	59
Figura 4.2 – Dimensões dos corpos de prova dos ensaios definitivos	59
Figura 4.3 – Esquema do banco de ensaios	62
Figura 4.4 – Esquema dos pontos de medição da rugosidade da peça	62
Figura 4.5 – Esquema do bico injetor nos ensaios com ar comprimido e com Mínimo Volume de Óleo	63
Figura 4.6 – Montagem do bico injetor diretamente sobre a região de corte	63
Figura 5.1 – Resultados dos ensaios preliminares relativos ao desgaste de flanco ($L_c=553m$)	69
Figura 5.2 – Resultados dos ensaios preliminares relativos à rugosidade ($L_c=553m$)	70
Figura 5.3(a) – Insertos de PCBN utilizados nos ensaios preliminares, condições a seco e úmida; $v_c=110$ m/min; $a_p=0,3$ mm; $f=0,08$ mm/v; $L_c=553m$	70
Figura 5.3(b) – Insertos de PCBN utilizados nos ensaios preliminares, condições ao ar comprimido e MVO 10 ml/h; $v_c=110$ m/min; $a_p=0,3$ mm; $f=0,08$ mm/v; $L_c=553$ m.	71
Figura 5.3(c) – Insertos de PCBN utilizados nos ensaios preliminares, condições MVO 30 e 60 ml/h; $v_c=110$ m/min; $a_p=0,3$ mm; $f=0,08$ mm/v; $L_c=553m$	71
Figura 5.4 – Resultados dos ensaios preliminares relativos à corrente do motor	72
Figura 5.5 – Evolução da rugosidade com o comprimento de corte (L_c) para a condição a seco	73
Figura 5.6 – Evolução da rugosidade R_a com o comprimento de corte, para as três condições	74
Figura 5.7 – Evolução do desgaste de flanco VB_{max} com o comprimento de corte L_c , para as três condições	75
Figura 5.8 – Detalhe do lascamento do inserto de PCBN utilizado na condição úmida, $v_c=110$ m/min; $L_c=1941$ m	76

Figura 5.9 – Evolução da rugosidade Ra, para as três condições ensaiadas, para $v_c=130$ m/min	77
Figura 5.10 – Evolução do desgaste de flanco para as três condições ensaiadas, para $v_c=130$ m/min	78
Figura 5.11 – Fotos de cavacos colhidos nos ensaios com $v_c=130$ m/min	79
Figura 5.12 – Vista mostrando o lascamento do inserto de PCBN usado na condição a seco, após o comprimento de corte de 2765m; $v_c=130$ m/min	80
Figura 5.13 – Evolução da rugosidade para as três condições ensaiadas, velocidade de corte de 150 m/min	81
Figura 5.14 – Evolução do desgaste para as três condições ensaiadas, para $v_c=150$ m/min	82
Figura 5.15 – Fotos da ferramenta de PCBN utilizada na condição MVO (10 ml/h), velocidade de corte de 150 m/min, $L_c=1659$ m	83
Figura 5.16 – Evolução da rugosidade para as condições a seco e MVO 10 ml/h, para $v_c=175$ m/min	85
Figura 5.17 – Evolução do desgaste de flanco para as duas condições ensaiadas, $v_c=175$ m/min	86
Figura 5.18 – Fotos mostrando o desgaste de cratera do inserto de PCBN, condição MVO 10 ml/h, $v_c=175$ m/min, $L_c=2494$ m	86
Figura 5.19 – Variação da rugosidade em função do comprimento de corte, para a condição a seco	88
Figura 5.20 – Variação do desgaste de flanco em função do comprimento de corte, para a condição a seco	89
Figura 5.21 – Variação da rugosidade para a condição úmida, em função do comprimento de corte	90
Figura 5.22 – Desgaste de flanco em função do comprimento de corte para a condição úmida	91
Figura 5.23 – Variação da rugosidade para a condição com MVO, em função do comprimento de corte	92
Figura 5.24 – Variação do desgaste de flanco para a condição com MVO, em função do comprimento de corte	92
Figura 5.25 – Vida da ferramenta de PCBN para o critério $R_a = 0,75 \mu\text{m}$	93
Figura 5.26 – Vida da ferramenta de PCBN para o critério $V_B = 0,15$ mm.....	94

Lista de Tabelas

Tabela 2.1 – Propriedades relativas dos materiais cerâmicos comparados com o metal duro	15
Tabela 2.2 – Coletânea de propriedades dos insertos cerâmicos e de PCBN, baseado em diversas fontes	23
Tabela 2.3 – Parâmetros de corte recomendados para insertos de cerâmica e PCBN para usinagem de peças com dureza superior a 60 HRC	25
Tabela 2.4 – Parâmetros de corte recomendados para o torneamento de peças duras, na operação de acabamento	25
Tabela 4.1 – Composição química do aço ABNT 52100	58
Tabela 4.2 – Condições dos ensaios realizados	65

Nomenclatura

Letras Latinas

- P**força (N)
Vtensão elétrica (V)
Icorrente elétrica (A)
f avanço (mm/volta)
a_p.....profundidade de usinagem (mm)
P_cpotência de corte (W)
F_cforça de corte (N)
v_c velocidade de corte (m/min)

Abreviações

- R_a**rugosidade média aritmética (μm)
VB_{max}desgaste de flanco máximo da ferramenta (mm)
L_ccomprimento de corte (mm)
CNCcomando numérico computadorizado
CBNnitreto de boro cúbico
PCBNnitreto de boro cúbico policristalino
PCDdiamante policristalino
HBdureza Brinell
HRCdureza Rockwell
HVdureza Vickers
MFDPsistema máquina-ferramenta, ferramenta de corte, dispositivos de fixação da peça e peça
MVOmínimo volume de óleo

CAPÍTULO 1

Introdução

O torneamento de materiais endurecidos é aquele realizado em materiais com dureza superior a aproximadamente 45 HRC (Rockwell C). A utilização do processo de torneamento visa eliminar etapas na fabricação de peças que necessitam, por imposição de projeto, apresentar elevada dureza, além dos requisitos de acabamento superficial, precisão de dimensões e de forma. Até alguns anos atrás, estas peças eram usinadas somente pelo processo de retificação. O torneamento destas peças tem sido possível graças ao desenvolvimento de materiais para ferramentas que apresentam alta dureza e grande resistência ao desgaste à elevadas temperaturas, e ao desenvolvimento de máquinas-ferramentas mais rígidas e de elevada precisão em altas rotações.

Desta forma, o torneamento de aços endurecidos tem, em muitos casos, substituído com vantagens o processo de retificação, particularmente na indústria automobilística. Segundo Tönshoff et al., (1995) e Klocke et al., (1995), citados por Matsumoto (1998), as principais vantagens do torneamento de aços endurecidos em relação à retificação são:

- Possibilidade de eliminar etapas de fabricação;
- Possibilidade de trabalhar sem fluido de corte;
- Possibilidade de trabalhar com várias operações de corte simultâneas;
- Maior produtividade;
- Baixo consumo de energia por volume de material usinado;
- Máquinas-ferramentas mais simples e de menor custo;

- Possibilidade de realização de operações múltiplas em uma só fixação da peça, mantendo as características geométricas da peça e reduzindo o tempo de montagem;
- Flexibilização do processo;
- Menor custo das ferramentas de corte, uma vez que é possível realizar várias operações com a mesma ferramenta, tornando viável a usinagem de pequenos lotes de peças.

Segundo Klocke et al., (1995), qualidades IT6 e IT7 e rugosidades Ra de 0,2 a 0,3 μm , são possíveis de se obter na produção industrial em tornos de precisão comandados numericamente. Esta qualidade corresponde à obtida na retificação em geral. Pesquisas mais recentes mostram que com a utilização de tornos de alta precisão (alta rigidez e mancais hidrostáticos), geometrias especiais das ferramentas e parâmetros de corte otimizados, é possível a obtenção de peças com qualidades como as obtidas na retificação fina (IT3 até IT5 e Ra < 0,1 μm) e também praticamente evitar a ocorrência de camada superficial danificada da peça.

O torneamento de aços endurecidos tem sido citado na literatura como sendo, normalmente, a seco. Nesta condição, a alta temperatura desenvolvida favorece a deformação e cisalhamento do cavaco, facilitando e reduzindo os esforços de corte. Isto é possível devido à alta dureza e resistência ao desgaste dos materiais para ferramentas utilizadas nestas operações, como o Nitreto de Boro Cúbico Policristalino (PCBN) e os materiais cerâmicos. No entanto, uma nova técnica chamada de Mínimo Volume de Óleo (MVO), que visa substituir o uso da refrigeração convencional, onde uma grande quantidade de fluido de corte é injetada na região de corte, tem sido pesquisada na usinagem de vários materiais e processos. A utilização de fluido de corte abundante tem sérios inconvenientes quanto ao manuseio, manutenção e descarte destes fluidos, causando poluição da água e do solo, além de danos à saúde do ser humano.

O Mínimo Volume de Óleo (MVO), também conhecido como mínima lubrificação ou Mínima Quantidade de Refrigerante (MQR), 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. As pesquisas têm mostrado que a utilização de mínimo volume de óleo pulverizado na região de corte em muitas operações reduz o desgaste da ferramenta, quando comparado com o processo a seco, ocasionando uma melhoria da qualidade superficial e apresenta uma performance similar ao processo com refrigeração abundante.

Procurou-se neste trabalho estudar a influência da mínima lubrificação (10 ml/h) no desgaste de flanco da ferramenta e na rugosidade da peça, na usinagem de aço ABNT 52100, endurecido (60HRC). Foram ensaiados também corpos de prova com outras duas condições de usinagem: a seco e com óleo solúvel abundante, para comparação de resultados. Verificou-se também o comportamento do desgaste e da rugosidade com a variação da velocidade de corte. E para atingir estes objetivos, este trabalho está dividido em 6 capítulos, da seguinte forma:

- **Capítulo 1 – Introdução**
- **Capítulo 2 – A Usinagem de Aços Endurecidos:** neste capítulo, fez-se uma revisão teórica sobre os materiais para ferramentas de corte utilizados na usinagem de materiais endurecidos e sobre os aspectos da usinagem de aços endurecidos.
- **Capítulo 3 – A Usinagem a Seco e o Mínimo Volume de Óleo (MVO):** revisou-se aqui as características da usinagem a seco e com MVO, com as vantagens e desvantagens de cada técnica.
- **Capítulo 4 – Procedimento Experimental:** descreveu-se as características das máquinas, instrumentos, ferramentas de corte, material usinado, corpos de prova e as condições de corte adotadas.

- **Capítulo 5 – *Apresentação e Discussão dos Resultados***: neste capítulo serão apresentados os resultados obtidos nos ensaios experimentais, bem como será discutida a fenomenologia envolvida no estudo proposto deste trabalho.
- **Capítulo 6 – *Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros***: apresentou-se as principais conclusões do capítulo anterior e algumas sugestões para trabalhos futuros.
- ***Referências Bibliográficas***.

CAPÍTULO 2

Revisão da Literatura

A USINAGEM DE AÇOS ENDURECIDOS

2.1 Introdução

A usinagem de materiais endurecidos tem sido possível graças ao desenvolvimento de materiais de ferramentas, como o Nitreto de Boro Cúbico Policristalino (PCBN) e os materiais cerâmicos e das máquinas-ferramentas. O torneamento destes materiais exige ferramentas de corte de alta dureza e resistência a elevadas temperaturas e máquinas-ferramentas com rigidez e grande precisão a altas rotações. Neste capítulo será apresentado uma revisão de literatura sobre as características do torneamento de aços endurecidos e dos materiais e geometrias para ferramentas utilizadas para este fim. Será apresentado ainda os aspectos particulares do torneamento de aços endurecidos, como desgaste da ferramenta, mecanismo de formação do cavaco, comportamento das forças de corte e a integridade da superfície usinada.

2.2 – Ferramentas de corte na usinagem de aços endurecidos

Para o torneamento de aços endurecidos as ferramentas de corte devem ser confeccionadas com materiais que atendam alguns requisitos. Segundo König et al. (1984), estes requisitos são:

- Alta dureza à temperatura ambiente e à quente
- Alta resistência à ruptura transversal (maior que 390 N/mm^2)
- Alta tenacidade à fratura
- Alta resistência à compressão
- Alta resistência ao choque térmico
- Alta resistência à reações químicas

O metal duro e o aço rápido, materiais tradicionais para ferramentas, têm dureza a quente insuficiente e não são recomendados quando a dureza da peça é superior a 50 HRC. O diamante policristalino (PCD) tem quase todos os requisitos mas, em temperaturas acima de 800°C , reage quimicamente com o ferro, perdendo o gume cortante (Diniz et al., 1999). Dos materiais para ferramentas, as cerâmicas e o PCBN, são os que podem ser utilizados na usinagem de aços endurecidos. Os insertos de material cerâmico têm boa dureza à quente e alta resistência à abrasão, porém, devido a sua fragilidade, suas aplicações são limitadas a condições pouco severas. O PCBN é o material recomendado para a usinagem de aços endurecidos, pois suas características são as que mais se aproximam das exigências citadas anteriormente. Embora neste trabalho tenha sido utilizado ferramenta de PCBN, será apresentado a seguir um breve resumo sobre os materiais cerâmicos e suas características como ferramentas de usinagem. Além do material em si, será apresentado também um resumo sobre as recomendações de geometria da ferramenta, condições de corte e as particularidades que envolvem a usinagem dos materiais endurecidos.

2.2.1 – Materiais para ferramentas na usinagem de aços endurecidos

a) Materiais cerâmicos

As ferramentas de material cerâmico são divididas em dois grandes grupos, em função do material empregado como matriz – óxido de alumínio ou alumina (Al_2O_3) ou nitreto de silício (Si_3N_4), figura 2.1. Estes dois grupos são subdivididos e estes materiais diferem entre si pela composição química, pelo processo de fabricação e propriedades.

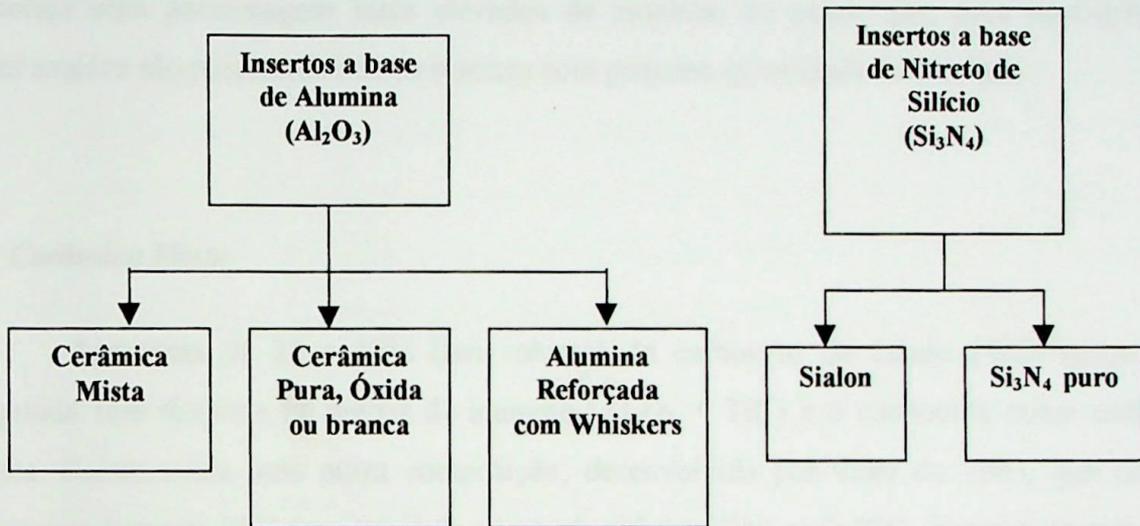


Figura 2.1 – Divisão dos materiais cerâmicos para ferramentas de corte (NN, 1998).

a.1 – Materiais cerâmicos a base de alumina (Al_2O_3)

Este grupo de ferramentas cerâmicas a base de alumina é subdividido em:

i) *Cerâmica Pura, Óxida ou Branca*

Estas cerâmicas surgiram no mercado por volta de 1980, com o objetivo de expandir a faixa de aplicação das cerâmicas para usinagem de aços. São compostos de óxido de alumínio mais zircônia (ZrO_2). A quantidade de partículas de zircônia tetragonal dispersa na matriz de alumina varia de 10 a 40%. Conhecido comercialmente como cerâmica óxida, este tipo de inserto é geralmente de cor branca quando prensados a frio, ou de cor cinza quando prensados a quente (Jack, 1986).

Por se tratar de um material frágil, os insertos de alumina reforçada com zircônia devem ser empregados utilizando-se ângulo de saída negativo (cerca de -5°) e aresta de corte chanfrada ($0,2\text{mm} \times 20^\circ$) para melhorar a resistência à fratura. A cerâmica óxida possui alta resistência ao desgaste e por isso são indicadas para usinagem de ferros fundidos cinzento, nodular e maleável, podendo atingir velocidades de corte em torno de 900 m/min (Matsumoto, 1998). Podem ser também empregados no torneamento de aços ao carbono e aços liga com dureza inferior a 300 HB com velocidades de corte até 1100 m/min e avanço inferior a $0,25\text{ mm/volta}$ (Gruss, 1988). Para operações de desbaste são recomendados insertos com porcentagem mais elevados de zircônia, ao passo que, para operações de acabamento são recomendados os insertos com pequena quantidade de zircônia.

ii) Cerâmica Mista

Apresenta de 25 a 40% (em volume) de carboneto de titânio (TiC) como uma segunda fase dispersa na matriz de alumina ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$) e é conhecida como cerâmica preta. Existe ainda uma outra composição, desenvolvida por volta de 1983, que contém aproximadamente 23% (em peso) de nitreto de titânio (TiN) mais TiC, disperso na matriz de alumina e apresenta a cor marrom escuro (Jack, 1986). Estas ferramentas têm uma maior faixa de utilização pois possuem maior resistência ao choque térmico e maior dureza à quente que a cerâmica branca. Estas propriedades superiores, devidas à presença de TiC e TiN na matriz de alumina, permitem que estas ferramentas sejam empregadas com velocidades de corte mais elevadas, com menor risco de fratura súbita. A alumina mista apresenta uma dureza a quente superior à das outras ferramentas a base de alumina, sendo por isso, indicadas na usinagem de aços endurecidos e ferros fundidos de elevada dureza. Em ensaios comparativos entre os diferentes tipos de ferramentas cerâmicas no torneamento de aço temperado ABNT 52100, alguns pesquisadores (Costa, 1993; Abrão et al., 1996) obtiveram melhores resultados com as ferramentas de cerâmica mista.

Por apresentarem dureza a quente e condutividade térmica maiores, as ferramentas de cerâmica mista são mais resistentes ao desgaste de flanco, porém, devido à alta solubilidade dos carbeto no cavaco, apresentam resistência ao desgaste de cratera inferior (Brandt, 1986). Para a utilização destas ferramentas é recomendado o uso de ângulos de saída e inclinação negativos, aresta chanfrada e elevado raio de ponta.

iii) Alumina reforçada com whiskers

Nestes insertos de material cerâmico, a alumina é reforçada com cilindros monocristalinos de carboneto de silício (SiC), visando aumentar a tenacidade à fratura e a resistência ao choque térmico. Estes cilindros monocristalinos de SiC (whiskers) são caracterizados pelo seu comprimento L e diâmetro D, sendo L/D a taxa de forma. O diâmetro D varia de 0,05 a 10 μm e o volume de whiskers presentes no composto varia de 20 a 40% nos produtos comerciais. Os insertos de $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{SiC}_w$ têm a cor verde claro (Billman et al., 1988).

As ferramentas de alumina reforçada com whiskers são indicadas para usinagem a altas velocidades (aproximadamente 500 m/min) de superligas a base de níquel e cobalto, ferro fundido endurecido e aços temperados, com dureza superior a 45 HRC. Segundo Abrão et al. (1996) não são indicadas para usinagem de aços de média e baixa dureza devida às altas taxas de desgaste de cratera, provocado pela afinidade entre as fibras de SiC e os aços.

a.2 – Insertos cerâmicos a base de nitreto de silício (Si_3N_4)

Apesar de ter sido um dos primeiros nitretos a serem isolados e caracterizado em 1884, somente em 1955 é que o nitreto de silício (Si_3N_4) teve suas propriedades térmicas, químicas e mecânicas notadas e o interesse por ele foi renovado. Existem duas formas hexagonais de nitreto de silício: α e β . A forma β apresenta melhores propriedades mecânicas, sendo a forma mais vantajosa para utilização como ferramenta de corte, pois sua microestrutura fibrosa aumenta sua dureza e resistência. A forma α é transformada irreversivelmente em β sob temperaturas superiores a 1500° C. Dentre os materiais cerâmicos a base de nitreto de silício, tem-se o sialon e o próprio Si_3N_4 puro (Matsumoto, 1998).

i) Sialon

Sialon é uma solução sólida de nitreto de silício, alumínio e oxigênio. Tem propriedades físicas e mecânicas similares às do nitreto de silício β . Apresenta algumas vantagens em relação ao nitreto de silício convencional (Bhattacharyya e Jawaid, 1981):

- mais barato
- maior resistência à oxidação
- maior resistência à reações químicas
- maior resistência à abrasão
- mais fácil de ser fabricado

Os Sialons são ótimos em termos de dureza a quente e resistência ao choque térmico e são bons com relação à tenacidade, porém péssimos com relação à estabilidade química. Devido a isto, são principalmente utilizados na usinagem do ferro fundido (onde o cavaco curto formado não tende a causar difusão na superfície de saída da ferramenta – não é necessário que a ferramenta tenha estabilidade química), principalmente em desbaste, onde a dureza a quente, resistência ao choque térmico e tenacidade são fundamentais ou em fresamento (onde se deseja resistência ao choque térmico e tenacidade) (Diniz et al., 1999).

Para uma mesma composição química, os insertos cerâmicos diferem entre si pelo processo de fabricação e, conseqüentemente, pelas propriedades. A produção de insertos cerâmicos é feita pela sinterização de pós, e pode ser precedida por compactação. A sinterização é usada para promover a densificação dos pós e pode ser realizada com ou sem pressão. Os processos de fabricação variam em função do produto a ser obtido. São utilizadas três técnicas diferentes na produção dos insertos comerciais:

- Sinterização convencional
- Prensagem a quente
- Prensagem isostática à quente.

Estes processos de fabricação não serão abordados, pois não fazem parte dos objetivos deste trabalho. A seguir será apresentado um resumo das propriedades dos materiais cerâmicos, interessantes para os processos de usinagem.

a.3 – Propriedades dos insertos cerâmicos

i. Dureza

Conforme Nakayama et al. (1988), a dureza da aresta de corte deve ser, geralmente, três vezes maior que a dureza da peça. Desta forma, para tornear aços com dureza superior a 60 HRC (\cong 760 HV), seria necessário uma ferramenta com dureza maior que 2200 HV. Dos insertos cerâmicos citados anteriormente, os que apresentam maior dureza à temperatura ambiente, são as cerâmicas à base de alumina reforçada com *whiskers* e a cerâmica mista, que apresentam durezas da ordem de 2000 a 2200 HV, respectivamente (Baldoni e Buljan, 1988). No entanto, quando em trabalho sob alta temperatura, a dureza dos materiais em contato (peça-ferramenta) cai sensivelmente. A dureza a quente (\cong 1000° C) dos insertos mencionados anteriormente, varia na faixa de 900 a 1400 HV, conforme mostra a figura 2.2 (Komanduri e Samanta, 1989). Por outro lado, a dureza da peça também diminui. Portanto, o fato dos insertos cerâmicos não apresentarem dureza, medida à temperatura ambiente, compatível com as exigências do torneamento de aços endurecidos (\cong 60 HRC) não deve ser considerado isoladamente, como determinante da inviabilidade de tais materiais. Pode-se observar também na mesma figura, que apesar de alguns cerâmicos apresentarem dureza similar ao metal duro à temperatura ambiente, a 1000° C todos os cerâmicos possuem dureza bem superior ao metal duro.

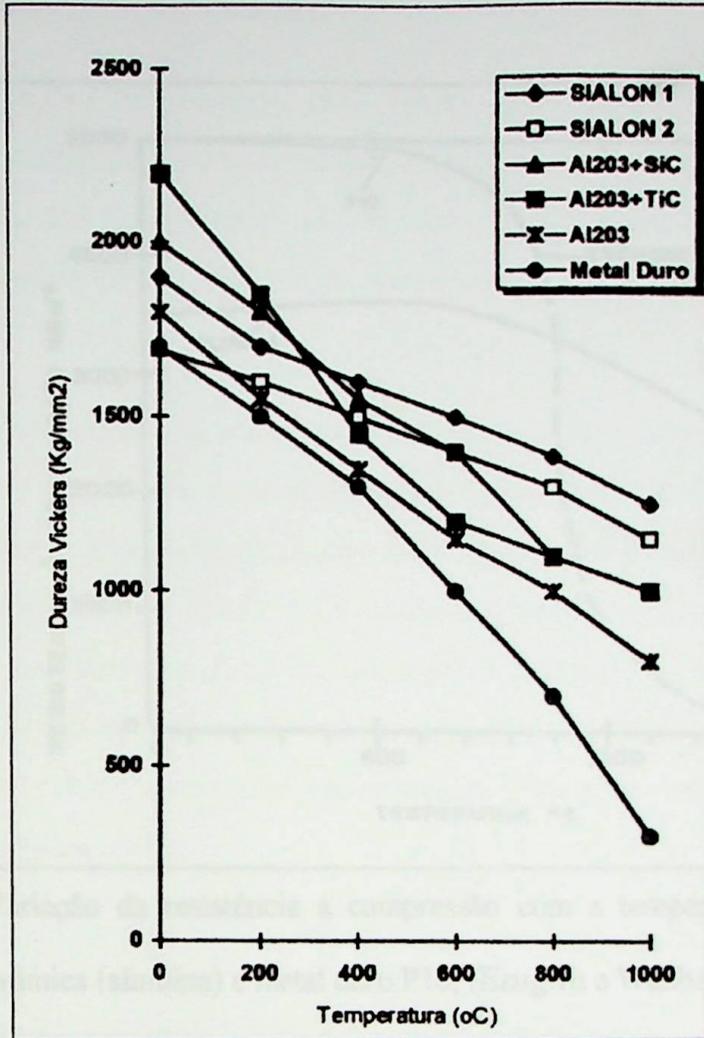


Figura 2.2 – Variação da dureza com a temperatura para diversos materiais de insertos cerâmicos e metal duro (Komanduri e Samanta, 1989).

ii. Resistência Mecânica

As cerâmicas geralmente falham por fratura frágil, apresentando uma deformação plástica muito pequena antes da ruptura. A ruptura ocorre devido à propagação catastrófica de um defeito (trinca), quando sujeito a tensões suficientemente altas. Os insertos cerâmicos apresentam alta resistência à compressão, que varia muito pouco com a variação da temperatura (figura 2.3), porém são poucos resistentes a choques mecânicos. O metal duro, por exemplo, apresenta alta resistência à compressão, mas diminui sensivelmente com o aumento da temperatura. Por outro lado, a resistência à tração dos materiais cerâmicos é muito baixa, razão pela qual recomenda-se usar insertos com ângulo de saída negativo, visando tirar vantagens da alta resistência à compressão.

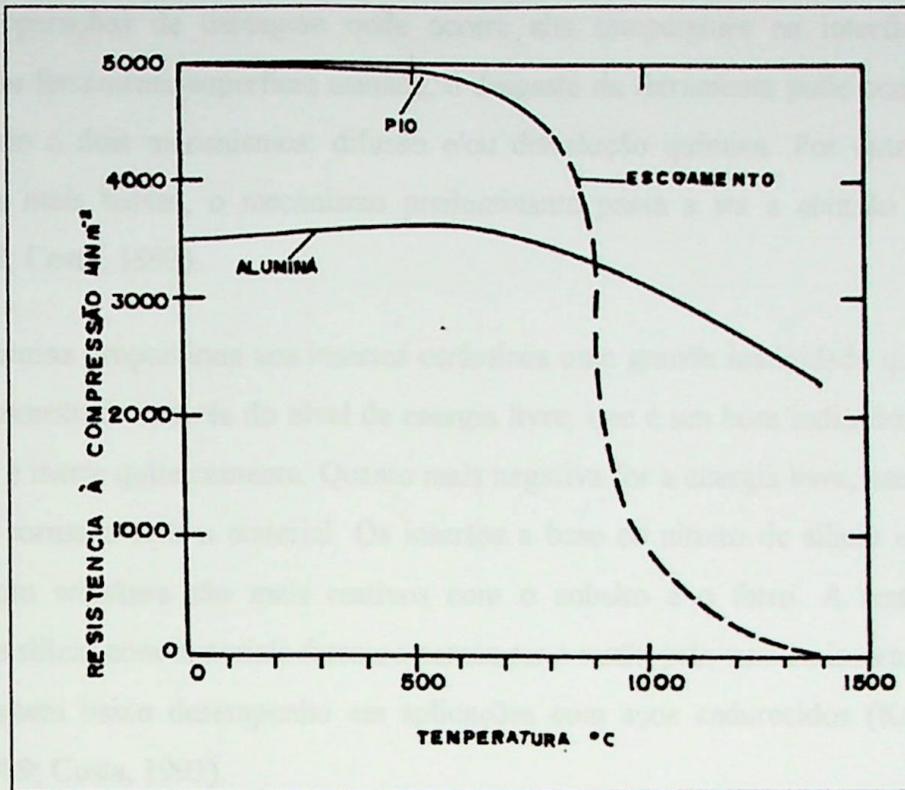


Figura 2.3 – Variação da resistência à compressão com a temperatura para insertos de cerâmica (alumina) e metal duro P10, (Ezugwu e Wallbank, 1987).

iii. Resistência ao Choque térmico

A resistência ao choque térmico é inversamente proporcional ao coeficiente de expansão térmica e diretamente proporcional à condutividade térmica. Alterações bruscas de temperatura, corte interrompido ou o uso ininterrupto de fluido refrigerante, podem causar fraturas nos insertos cerâmicos. Como as primeiras cerâmicas (Al_2O_3 pura) apresentavam baixa resistência ao choque térmico, seu uso em operações de fresamento, por exemplo, não é recomendado. Isto só veio a ser melhorado com a geração das cerâmicas mistas, com a adição de TiN e TiC. Os insertos a base de nitreto de silício são os mais resistentes ao choque térmico, devido à sua boa condutividade e baixo coeficiente de expansão (Ezugwu e Wallbank, 1987).

iv. Resistência à reações químicas

Em operações de usinagem onde ocorre alta temperatura na interface cavaco-ferramenta ou ferramenta-superfície usinada, o desgaste da ferramenta pode ocorrer, dentre outros, devido a dois mecanismos: difusão e/ou dissolução química. Por outro lado, em temperaturas mais baixas, o mecanismo predominante passa a ser a abrasão (Baldoni e Buljan, 1988; Costa, 1993).

A alumina proporciona aos insertos cerâmicos uma grande inatividade química. Isto pode ser demonstrado através do nível de energia livre, que é um bom indicador de quanto um material é inerte quimicamente. Quanto mais negativa for a energia livre, mais inerte ou resistente à corrosão será o material. Os insertos a base de nitreto de silício e a alumina reforçada com whiskers são mais reativos com o cobalto e o ferro. A reatividade do carboneto de silício com materiais ferrosos parece ser a razão pela qual os insertos de $Al_2O_3 + SiC_w$ possuem baixo desempenho em aplicações com aços endurecidos (Komanduri e Samanta, 1989; Costa, 1993).

a.4 A utilização dos materiais cerâmicos nos processos de usinagem

Pode-se dizer que os requisitos de um inserto cerâmico são exigências da aplicação em si. Ou seja, o tipo de material a ser usinado, as condições de corte e as condições da máquina-ferramenta. E que a capacidade do inserto cerâmico em atender a esses requisitos é função direta de suas propriedades mecânicas, físicas, químicas e térmicas. E estas, por sua vez, são dependentes da composição química, microestrutura e do processo de fabricação dos insertos.

A tabela 2.1 mostra algumas propriedades relativas dos diversos tipos de materiais cerâmicos comparados com o metal duro.

Tabela 2.1 – Propriedades relativas dos materiais cerâmicos comparados com o metal duro (Sandvik, 1995).

	Tenacidade	Dureza a quente	Resistência ao choque térmico	Estabilidade química (Fe)	Estabilidade química (Ni)
Cerâmica Pura	2	2	1	5	5
Cerâmica Mista	1	3	2	4	4
Cerâmica + whiskers	4	3	3	2	3
Sialon	3	5	4	1	2
Metal duro	5	1	5	3	1

Baseado em várias fontes, Matsumoto (1998) cita alguns exemplos de aplicação do material cerâmico na usinagem dos materiais, que são descritos a seguir.

i. Usinagem de ferro fundido

As ferramentas de cerâmica encontram grande aplicação na usinagem de ferro fundido em peças da indústria automobilística e todas as categorias podem ser utilizadas, dependendo da aplicação. Os cerâmicos a base de alumina são recomendados para a usinagem de fundidos de boa qualidade ou pré-usinados, onde o risco de choques é menor ou a variação térmica causada pela variação da profundidade de usinagem é menor e, portanto, não se exige da ferramenta grande tenacidade e resistência ao choque térmico. Os cerâmicos mistos, principalmente os com TiN e os a base de Si_3N_4 são mais indicados para os casos em que ocorre a variação térmica (operações de desbaste), pois têm alta resistência ao choque térmico (principalmente o Si_3N_4). Em operações de acabamento, exige-se que a ferramenta tenha alta resistência ao desgaste por abrasão, devido às altas velocidades envolvidas. Nestas operações, os cerâmicos baseados em nitreto não são recomendados devido a sua baixa dureza a frio e a quente e à baixa resistência ao desgaste. Neste caso, recomenda-se os

cerâmicos a base de óxidos. No fresamento de ferros fundidos, o cerâmico mais utilizado é aquele a base de Si_3N_4 , pois este tipo de operação exige maior tenacidade da ferramenta.

ii. Usinagem de aços

Atualmente a utilização de cerâmicos na usinagem de aços está restrita ao torneamento de aços de baixa liga ou endurecidos, sendo que, tanto as cerâmicas brancas quanto as mistas podem ser utilizadas. Em geral, à medida que a dureza da peça ou a velocidade de corte crescem, mais adequada é a utilização das cerâmicas mistas que resistem melhor às tensões térmicas e ao efeito combinado de alta temperatura e esforços de corte do que as cerâmicas baseadas em óxidos. Por esta razão, são as mais indicadas para o torneamento de aços endurecidos. Os cermets também são utilizados na usinagem de aços, porém com menores velocidades de corte e, principalmente para aços moles, devido à sua menor resistência ao desgaste.

iii. Usinagem de ligas de titânio e níquel, resistentes ao calor

A usinagem destas ligas é crítica devido ao elevado desgaste de entalhe (tipo de desgaste que ocorre nos dois pontos de começo e fim do contato do cavaco e da peça com a aresta de corte) que elas geram. Para este tipo de desgaste é recomendado um material que tenha baixa adesão com o cavaco e boa microtenacidade, já que o principal mecanismo de desgaste não é a abrasão, como nos casos de desgastes de flanco e de cratera. Se for levado em consideração as principais características dos materiais cerâmicos, os cerâmicos a base de nitreto de silício (principalmente o sialon) são os que atingem maior sucesso na usinagem destes materiais. O Al_2O_3 reforçado com *whiskers* também é utilizado com sucesso na usinagem destas ligas.

b – Nitreto de Boro Cúbico Policristalino (PCBN)

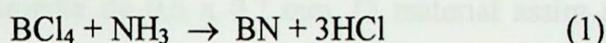
As cerâmicas a base de nitrogênio são substâncias de fórmula geral M_xN_y , onde M é um metal e N o nitrogênio. Elas frequentemente exibem extensas regiões de homogeneidade,

apresentando uma solução sólida considerável. Elas comumente apresentam estrutura hexagonal ou cúbica, como por exemplo o nitreto de boro, que na forma hexagonal, é altamente anisotrópico.

A forma cúbica do nitreto de boro (BN) foi produzida, em 1957, por pesquisadores da General Electric, usando o mesmo aparato empregado na síntese do diamante policristalino (PCD). Os insertos de PCBN, porém, começaram a ser produzidos comercialmente somente a partir de 1972 (Sorrell e McCartney, 1986, citados por Matsumoto, 1998).

b.1) A fabricação do PCBN

O nitreto de boro cúbico é um material sintético obtido pela reação química:



O composto BN tem uma estrutura cúbica hexagonal que pode ser transformada numa estrutura cúbica, através de um processo com pressões de 5000 a 9000 MPa e temperaturas de 1500 a 1900° C, na presença de um catalizador (geralmente o lítio). A produção de plaquetas (ou blanks) de CBN é feita de forma análoga à do diamante policristalino (PCD). Uma camada de 0,5 a 0,7 mm de espessura de partículas de nitreto de boro cúbico é sinterizada com a presença de uma fase ligante, efetivando-se simultaneamente a fixação sobre uma base de metal duro. Estas plaquetas são posteriormente brasadas numa base de metal duro ou diretamente sobre um porta ferramenta de aço (Costa, 1993; Abrão et al., 1995). Podem ainda serem produzidas em forma de pastilhas maciças.

Os grãos monocristalinos de CBN podem ser produzidos por sintetização (sob alta pressão) ou por deposição iônica sob vapor ou por dupla exposição iônica. Os processos baseados na deposição iônica são usados na produção de micro coberturas de CBN, que podem ser empregadas como dielétricos, dissipadores de calor e proteção contra desgaste e corrosão. O processo de sintetização do CBN, empregado na fabricação de ferramentas (matrizes para extrusão, insertos e grãos para ferramentas de usinagem), é feito sob pressões que variam de 4 a 13 GPa e temperaturas que variam desde a temperatura ambiente até 2000° C, com ou sem catalizadores (Costa, 1993).

Os grãos de CBN obtidos após a sintetização são selecionados e então sinterizados, obtendo-se uma grande massa policristalina, pois os insertos para ferramentas de geometria definida requerem uma massa maior, comparados aos grãos abrasivos empregados nos rebolos. Os produtos atualmente comercializados, possuem outro material como segunda fase. Estes material pode ser um metal (geralmente o cobalto) ou uma cerâmica (TiC ou TiN) ou o próprio nitreto de boro na forma hexagonal (wurtizita – w-BN). A proporção desta segunda fase e também sua composição química, variam conforme as propriedades requeridas pelo produto. A temperatura usada na sinterização varia de 1500° C a 1600° C e a aplicação de pressão (na faixa de 5 a 7 GPa) deve ser suficiente para evitar a reversão espontânea da forma cúbica para a forma hexagonal.

O pó de CBN misturado com o material usado como segunda fase, podem ser sinterizado *in situ* sobre uma base de metal duro (WC+Co). A espessura da camada de PCBN varia comercialmente de 0,5 a 0,7 mm. O material assim produzido ainda não se encontra na forma acabada e deverá ser cortado próximo à geometria desejada, brasado e retificado para as dimensões finais (Heath, 1989 citado por Costa, 1993). O corte pode ser feito por eletroerosão ou laser. A brasagem pode ser feita diretamente sobre o porta insertos ou sobre um inserto de metal duro, sendo posteriormente fixado mecanicamente. A operação seguinte é a retificação, onde são empregados rebolos diamantados devido à alta dureza do material a ser retificado.

Os insertos de PCBN podem ainda ser sinterizados mediante a consolidação da mistura de pós sem o substrato, formando uma peça inteiriça. Esta peça é cortada por laser e retificada para a geometria final. Desta forma, são produzidos os insertos intercambiáveis com dupla face, segundo a padronização da norma ISO. Portanto, os insertos de PCBN são produzidos com padrões dimensionais e geométricos sem furo para fixação e sem quebra cavaco sinterizado, ou em forma de plaquetas (*blanks*).

b.2) A utilização do PCBN nos processos de usinagem

Por ser quimicamente mais estável que o diamante, o PCBN pode ser utilizado na usinagem de ligas ferrosas sem que ocorra grande desgaste por difusão. Sua tenacidade é similar ao material cerâmico baseado em nitretos e cerca de duas vezes a da alumina. Sua dureza só é superada pelo diamante, sendo quase duas vezes a dureza da alumina (Sorrel e McCartney, 1986 citados por Matsumoto, 1998).

Existem diversos tipos de PCBN no mercado. As marcas mais conhecidas são o BZN6000 e BZN8100 da General Eletric Superabrasives, o DBC50 e DBC80 da De Beers Industrial Diamond Division e o BN100, BN200, BN300 e BNX4 da Sumitomo Eletric Industrial. Cada fabricante usa diferentes materiais e quantidades de aglomerante e diferentes tamanhos e distribuição de partículas. Os PCBN podem ser, de uma maneira geral, divididos em duas categorias, de acordo com suas aplicações:

- PCBN para usinagem em desbaste (a_p entre 0,5 e 0,8 mm)
- PCBN para usinagem em acabamento (a_p menor que 0,5 mm)

Os PCBNs para desbaste possuem maior concentração de nitreto de boro cúbico (90% em volume) o que aumenta a ligação cristal com cristal e faz sua tenacidade aumentar. Devido ao alto teor de CBN, estes materiais são os que apresentam maior dureza dentre os PCBNs. Devido a estas propriedades, estes PCBNs são muito eficientes quando o mecanismo predominante de desgaste é a abrasão (onde não se verifica um desgaste adesivo ou químico) e/ou onde estão presentes forças de corte muito altas ou corte interrompido, como no torneamento e no fresamento em desbaste de aços endurecidos e ferro fundido cinzento onde as durezas envolvidas estão entre 45 e 65 HRC.

Os PCBNs indicados para operações de acabamento são aqueles onde uma fase cerâmica é adicionada, de maneira que eles possuem menor tenacidade e dureza, mas melhor estabilidade química e térmica que os PCBNs indicado para operações de desbaste, pois a cerâmica possui em geral maior resistência à difusão que o CBN.

Um fator importante que deve ser levado em consideração na comparação das ferramentas com alto e baixo teor de nitreto de boro cúbico é a sua condutividade térmica, pois nas operações de acabamento a geração de calor é muito alta. Uma ferramenta com maior teor de CBN tem maior condutividade térmica, o que faz com que o calor seja retirado da zona de corte, não causando o amolecimento necessário do material da peça ao seu redor, o que facilitaria o corte. Já um material com menor teor de CBN e maior teor cerâmico, tem condutividade térmica menor, não retirando muito calor da região de corte, o que possibilita um certo amolecimento da peça ao redor da região de corte e facilita a usinagem (Bossom, 1994).

As ferramentas de PCBN são geralmente empregadas na usinagem de aços endurecidos (45 a 65 HRC), mesmo em condições severas (corte interrompido), aços-ferramentas, aços rápidos, ligas ferrosas resistentes a altas temperaturas a base de cobalto, metais duros e revestimentos duros com altas percentagens de carboneto de tungstênio ou Cr-Ni, aplicadas por soldagem de deposição ou jato de material liquefeito por chama. De uma maneira geral, o PCBN é utilizado em aplicações onde o diamante policristalino não pode ser utilizado e o metal duro não possui as propriedades adequadas para realizar a tarefa. O PCBN compete, portanto, com o processo de retificação na substituição deste processo pelo torneamento, por exemplo, e com os materiais cerâmicos nos processo de fresamento, torneamento e mandrilamento.

b.3) As propriedades do PCBN

i) Dureza

A dureza dos insertos de PCBN é inferior à do CBN monocristalino e varia de acordo com o conteúdo de CBN presente no inserto. A figura 2.4 mostra a variação da dureza Vickers com o conteúdo de CBN, em porcentagem, onde se observa que o aumento da dureza é diretamente proporcional ao aumento do teor de CBN.

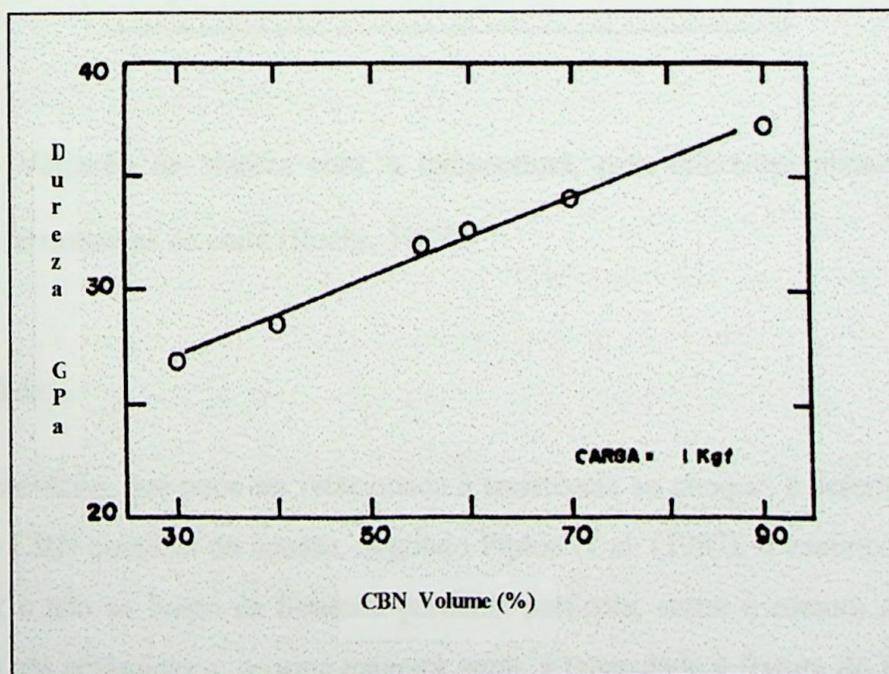


Figura 2.4 – Variação da dureza com a porcentagem de CBN (Wise, 1992 citado por Costa, 1993).

A dureza a quente ($\cong 1000^{\circ}\text{C}$) dos insertos de PCBN é superior à dureza dos insertos cerâmicos comerciais, como pode ser observado na figura 2.5, que mostra a variação da dureza de diferentes materiais para ferramentas com a temperatura.

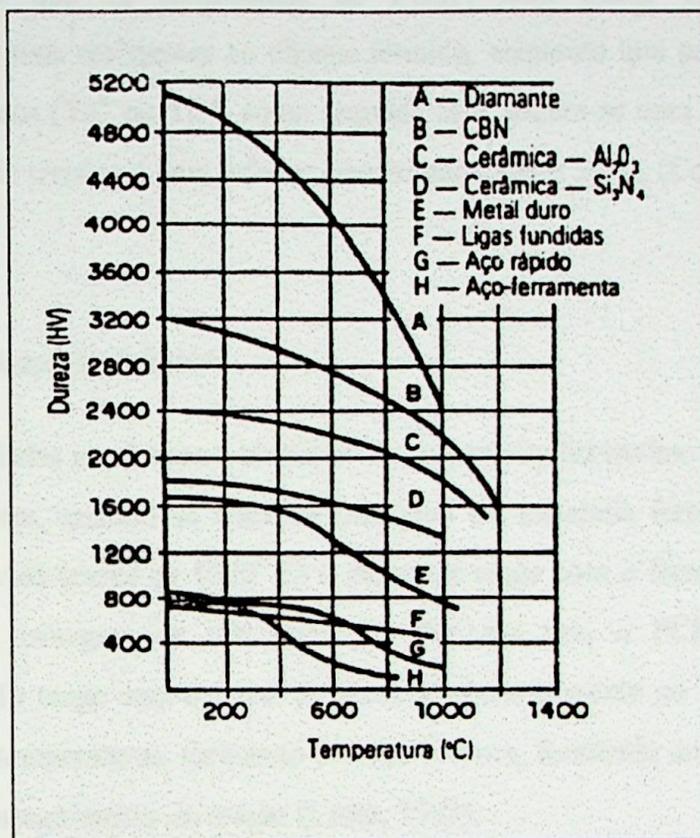


Figura 2.5 – Variação da dureza com a temperatura, para diferentes materiais para ferramentas de corte (Boehs, 1987).

ii) Tenacidade

A tenacidade, que pode ser relacionada à resistência ao choque, é determinada pelas partículas de CBN contidas no inserto. Segundo Pipkin et al. (1987), o caminho da trinca é transgranular e não ao longo da fronteira partícula-partícula, como é comum acontecer no metal duro e nas cerâmicas e, de uma maneira geral, a tenacidade à fratura do PCBN chega próximo à do metal duro e é superior à das cerâmicas.

iii) Resistência ao Choque Térmico

Baseando-se nas propriedades térmicas (coeficiente de expansão e condutividade térmica), supõe-se que as ferramentas de PCBN com maior teor de CBN são consideravelmente mais resistentes ao choque térmico, enquanto que para os insertos com altos teores cerâmicos (TiC ou TiN) como segunda fase, espera-se uma resistência inferior, pois a condutividade térmica é bem inferior (aproximadamente 50%), (Costa, 1993).

iv) Resistência a Reações Químicas

As propriedades mecânicas e térmicas do diamante policristalino são bem superiores às do PCBN. Porém, quando se trata da usinagem de materiais ferrosos, devido a alta temperatura envolvida (cerca de 1000° C) o diamante reage com o ferro, tornando inviável sua aplicação na usinagem de tais materiais. Por sua vez, o PCBN é mais estável quimicamente e não reage com o ferro. O nitreto de boro presente no PCBN reage com o oxigênio em altas temperaturas, formando o óxido de boro, formando uma película protetora que dificulta o prosseguimento da reação (Costa, 1993).

Costa (1993) fez uma coletânea das propriedades dos insertos cerâmicos e de PCBN, baseado em diferentes fontes, que está mostrada na tabela 2.2. Observa-se desta tabela que o PCBN apresenta tenacidade, dureza e condutividade térmica maiores que os materiais cerâmicos. Desta maneira, uma ferramenta de PCBN utilizada na usinagem de aços endurecidos, deve resistir muito mais ao desgaste abrasivo e às trincas e quebras do que os materiais cerâmicos. O PCBN, no entanto, possui menor resistência a reações químicas com o ferro do que os cerâmicos. Isto deve acarretar uma maior taxa de desgaste difusivo (principalmente o desgaste de cratera, cuja principal causa é a difusão) na usinagem de aços endurecidos. Além disso, apesar de duros, os aços endurecidos não formam cavacos curtos, facilitando a formação do desgaste de cratera.

Tabela 2.2 – Coletânea de propriedades dos insertos cerâmicos e de PCBN, baseada em diferentes fontes (Costa, 1993).

	$\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{ZrO}_2$	$\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$	$\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{SiC}_w$	SIALON	PCBN
Densidade (g/cm^3)	3,9	4,2	3,7	3,2	3,1
Dureza HV (20° C)	1700	1900	2000	1600	4500
Tenacidade ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)	5,0 a 8,0	3,5 a 4,5	4,5 a 8,0	4,5 a 6,0	10
Resist. às ruptura transv.(MPa)	700 a 900	600 a 850	550 a 750	700 a 900	-----
Condut. Térm. ($\text{W/m } ^\circ\text{C}$)	8	12	32	23	100
Coef. de exp. térmica	8,5	8	-----	3,2	5

2.2.2 – Geometria da Ferramenta

a) Insertos

Ângulo de saída

Na usinagem de aços endurecidos são recomendados ângulos de saída negativos, pois a ferramenta fica sob a ação de compressão, eliminando a formação de trincas devido à tração (Costa, 1993). Segundo Abrão et al. (1996), a maioria dos trabalhos publicados recomenda o uso de ângulo de saída negativo de 5 a 7°, independente de a condição de corte ser de desbaste ou de acabamento. Para o torneamento contínuo de acabamento, pode-se usar um ângulo de saída neutro, enquanto que para o corte com interrupção, é aconselhável o uso do ângulo de saída negativo, com um grande raio de ponta. As arestas de corte devem ser chanfradas (0,1 mm x 20°) para evitar o lascamento da aresta.

Ângulo de folga

Deve ser suficientemente grande para reduzir o atrito entre a ferramenta e a peça, mas não deve ser exagerado, para prevenir-se contra o enfraquecimento da aresta de corte (Ezugwu e Wallbank, 1987).

Ângulos de posição e de ponta

O fator limitante para estes ângulos é a geometria da peça. No entanto, sempre que possível, deve-se utilizar ângulos de ponta grandes e insertos de forma quadrada ou redonda, para tornar a ferramenta mais robusta (König et al., 1990). Os fabricantes fornecem insertos, geralmente, com ângulo de posição variando de 45° a 107°.

Ângulo de inclinação

A utilização do ângulo de inclinação negativo permite a utilização de insertos com ângulo de folga zero, aumentando a resistência mecânica dos insertos.

b) Porta insertos

Os porta insertos devem ser rígidos, com fixação por grampo, preferencialmente, com dimensões da seção transversal do cabo de no mínimo 25x25mm, com calços de metal duro. A superfície para apoio deve ser retificada para permitir uma maior área de contato com o inserto. O balanço do inserto em relação ao calço deve ser mínimo (cerca de 0,3 mm). O grampo utilizado para fixar o inserto deve ser revestido com camadas duras ou através da brasagem de um metal duro, para evitar a abrasão dos cavacos, quando utilizado em operações severas. O porta insertos, após fixado na torre porta-ferramentas da máquina, dever ter o menor balanço possível (Matsumoto, 1998).

c) Parâmetros de corte

A tabela 2.3 apresenta alguns valores de velocidade de corte, avanço e profundidade de corte recomendados pelos fabricantes de ferramentas (De Beer, Sandvik, General Electric) para o torneamento de aços endurecidos (dureza superior a 60 HRC), utilizando insertos de cerâmica e PCBN.

Tabela 2.3 – Parâmetros de corte recomendados para insertos de cerâmica e PCBN para usinagem de peças com dureza superior a 60 HRC, (Costa, 1993; Matsumoto, 1998).

Operação	Velocidade de corte (m/min)	Avanço (mm/v)	Profundidade (mm)
Acabamento	100 a 150	0,05 a 0,10	0,20 a 0,50
Desbaste	60 a 100	0,20 a 0,50	1 a 2

Geralmente as velocidades de corte recomendadas para as ferramentas de PCBN, em operações de acabamento, são ligeiramente maiores do que para as ferramentas cerâmicas (Tabela 2.4).

Tabela 2.4 – Parâmetros de corte recomendados para o torneamento de peças duras, na operação de acabamento (Sandvik, 1998).

Operação	Velocidade de corte (m/min)	Avanço (mm/v)	Profundidade (mm)
Acabamento <i>(Cortes Contínuos)</i>	100 a 200	0,05 a 0,25	0,1 a 0,5
Acabamento <i>(Cortes Interrompidos)</i>	100 a 200	0,05 a 0,2	0,1 a 0,5

A utilização de fluidos de corte para refrigeração depende do material da ferramentas que está sendo utilizado. Para cerâmicas com baixa condutividade térmica, o uso de fluido refrigerante não é recomendado. Para os insertos de PCBN, o fluido refrigerante pode ser utilizado, mas, se o calor gerado não compromete a qualidade final da peça, o corte a seco é preferível (Matsumoto, 1998). No presente trabalho procurou-se avaliar o desempenho dos insertos de PCBN utilizando as condições a seco e com fluido refrigerante abundante.

d) Particularidades na usinagem de materiais endurecidos

A fragilidade dos materiais de ferramentas usados no torneamento de aços endurecidos, principalmente os materiais cerâmicos, faz com que sejam tomados alguns cuidados adicionais quanto ao início e término do corte. Estes cuidados visam evitar choques que podem ocasionar a quebra do inserto. No início do corte deve ser feito, sempre que possível, um chanfro para corrigir os desvios radial e axial da peça bruta. Isto visa evitar que o aumento da profundidade de corte cause um início de corte brusco. Segundo Vigneau e Boulanger (1982), o ângulo deste chanfro não deve coincidir com o ângulo de posição da ferramenta (Figura 2.6).

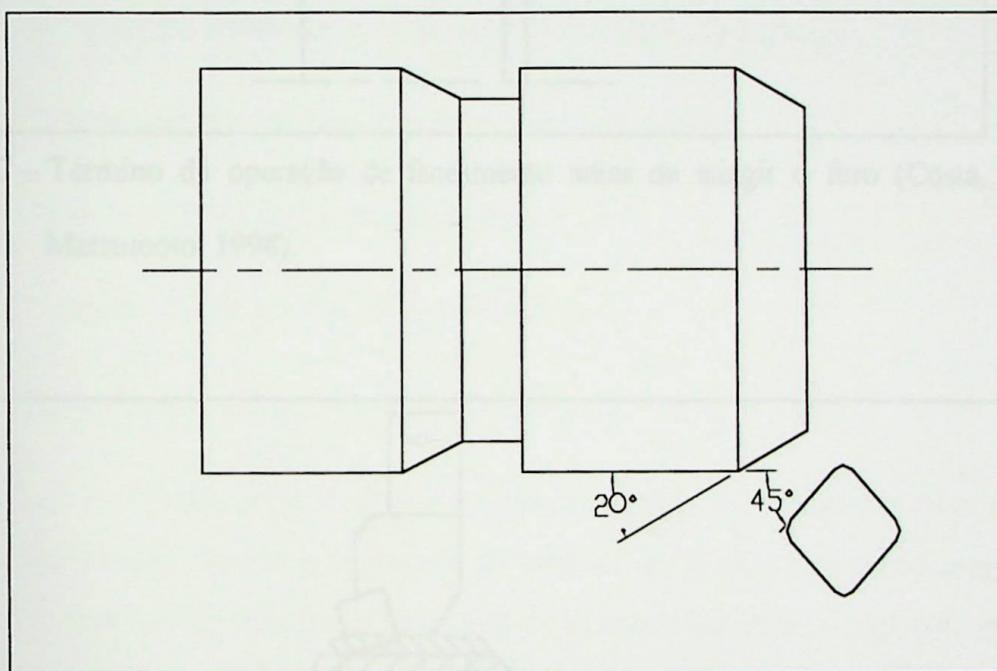


Figura 2.6 – Chanfro para evitar quebras prematuras da aresta de corte (Vigneau e Borlanger, 1982).

Deve-se evitar também que o término do corte seja brusco, pois pode causar a quebra do inserto. Isto pode ser feito das seguintes maneira:

- Através do chanframento da peça (Figuras 2.7 e 2.8).
- Pela redução drástica do avanço. Em muitos casos uma redução pela metade do valor do avanço ao final do corte, já é suficiente para prevenir a quebra.
- Parar a ferramenta antes da saída. O material remanescente deverá ser removido em operações subsequentes.

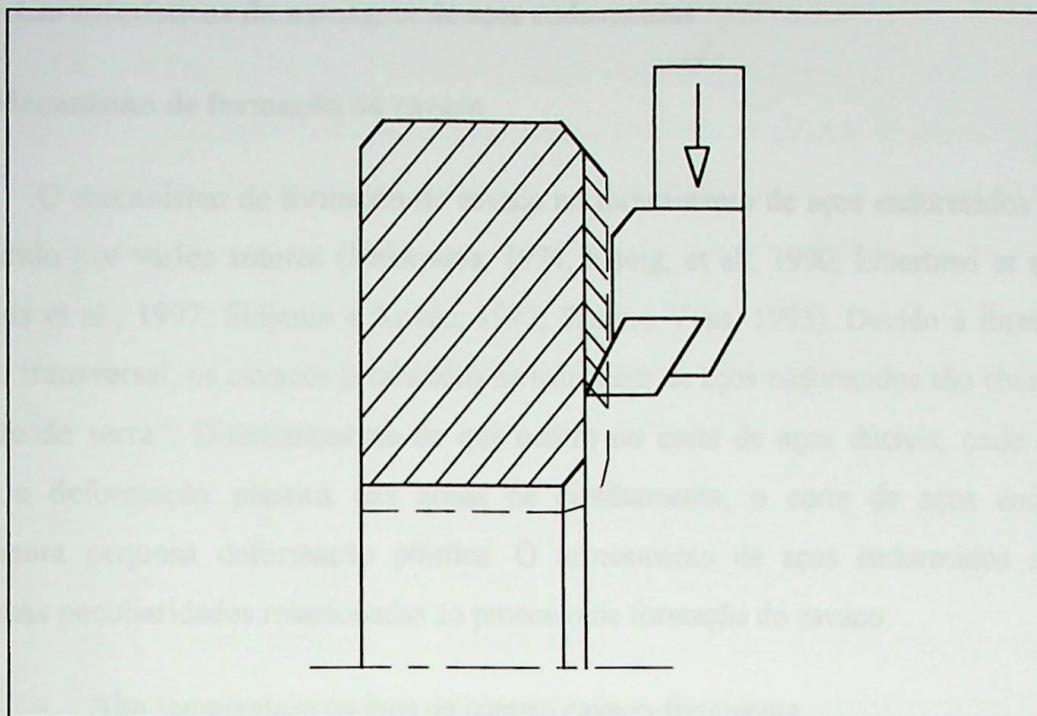


Figura 2.7 – Término da operação de faceamento antes de atingir o furo (Costa, 1993; Matsumoto, 1998).

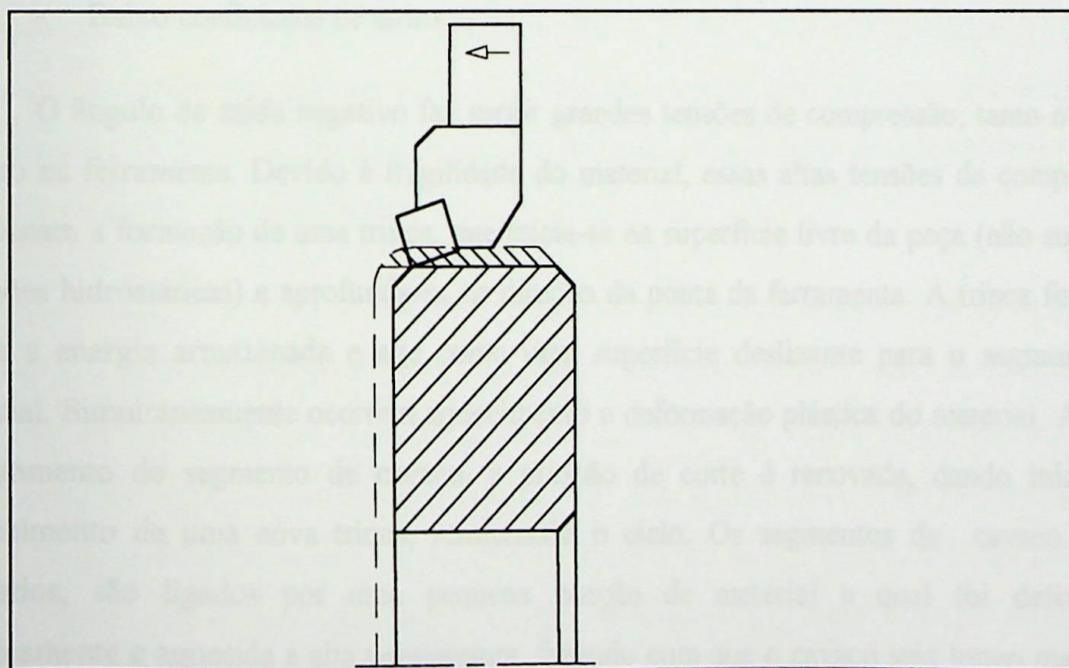


Figura 2.8 – Término do torneamento longitudinal antes da saída da ferramenta, (Costa, 1993; Matsumoto, 1998).

2.3 – Características da usinagem de aços endurecidos

a) Mecanismo de formação do cavaco

O mecanismo de formação do cavaco no torneamento de aços endurecidos tem sido discutido por vários autores (Nakayama, 1974; König, et al., 1990, Elbestawi et al., 1996, Davies et al., 1997; Sidjanin e Kovac, 1997; Shaw e Vyas, 1993). Devido à forma de sua seção transversal, os cavacos produzidos na usinagem de aços endurecidos são chamados de “dente de serra”. Diferentemente do que ocorre no corte de aços dúcteis, onde acontece grande deformação plástica nas zonas de cisalhamento, o corte de aços endurecidos apresenta pequena deformação plástica. O torneamento de aços endurecidos apresenta algumas peculiaridades relacionadas ao processo de formação do cavaco:

- Alta temperatura na área de contato cavaco-ferramenta.
- Grande valor do ângulo de cisalhamento.
- Pequena área de contato cavaco-ferramenta.
- Baixo coeficiente de atrito.

O ângulo de saída negativo faz surgir grandes tensões de compressão, tanto na peça quanto na ferramenta. Devido à fragilidade do material, essas altas tensões de compressão ocasionam a formação de uma trinca, que inicia-se na superfície livre da peça (não sujeita à pressões hidrostáticas) e aprofunda-se na direção da ponta da ferramenta. A trinca formada alivia a energia armazenada e age como uma superfície deslizante para o segmento de material. Simultaneamente ocorrem aquecimento e deformação plástica do material. Após o deslizamento do segmento de cavaco, a pressão de corte é renovada, dando início ao aparecimento de uma nova trinca, reiniciando o ciclo. Os segmentos de cavaco assim formados, são ligados por uma pequena porção de material a qual foi deformada plasticamente e aquecida a alta temperatura, fazendo com que o cavaco seja longo mas com aparência serrilhada (König et al., 1990; Costa, 1993).

b) O comportamento das forças de corte na usinagem de aços endurecidos

Na usinagem de materiais duros, as forças de corte não são necessariamente altas devido à deformação plástica relativamente pequena do cavaco e também por causa da baixa

área de contato entre cavaco e ferramenta, que reduz o atrito (Nakayama et al., 1988). Vários autores (Chao e Trigger, 1951; Matsumoto et al., 1987; Nakayama et al., 1988), concordam que a força de usinagem tende a diminuir com o aumento da dureza do material e com o aumento da velocidade de corte. Porém, outros afirmam que as forças de corte são de 30 a 80% maiores do que quando comparadas com dureza mais baixa e diminuem com o aumento da velocidade de corte (Bordui, 1988; Abrão et al., 1995). Como não existem resultados unânimes em relação ao comportamentos das forças no torneamento de aços endurecidos, serão citados a seguir, alguns resultados para casos particulares:

- Matsumoto et al. (1987) realizaram experimentos onde o aço AISI 4340 foi torneado em diversas condições de tratamento térmico (durezas de 29, 34, 36, 43, 44, 49, 53, 55, 56, 57 HRC). O inserto utilizado foi de cerâmica ($Al_2O_3 + TiC$) com ângulo de saída $\gamma_n = -5^\circ$. A profundidade, o avanço e a velocidade de corte foram, respectivamente, 0,15 mm; 0,89 mm/v e 92 m/min. Segundo estes autores, foram observados dois tipos de mecanismos de formação de cavaco. Primeiramente, quando foram torneados os materiais na faixa de dureza entre 30 e 55 HRC, houve a formação de cavaco contínuo e o aumento da dureza causou uma diminuição das forças de corte. Num segundo momento, quando a dureza do material excedeu a 50 HRC houve o aparecimento de um cavaco segmentado, ao mesmo tempo em que houve um aumento das forças de usinagem. A força de corte foi superior à força de avanço (aproximadamente 2 vezes), para um mesmo valor de dureza.
- Nakayama, et al. (1988) verificaram que as componentes da força de usinagem (corte e avanço), para um ângulo de saída $\gamma_n = -20^\circ$, diminuíram com o aumento da dureza da peça. Porém, para um ângulo de saída $\gamma_n = 0^\circ$ as forças foram praticamente independentes da dureza. Foi utilizado um aço com 0,25% de carbono (a especificação completa não foi fornecida) e a ferramenta de corte foi de aço rápido. Os parâmetros de corte foram: velocidade de corte de 20 m/min; avanço de 0,15 mm/v e largura de corte de 2,0 mm. Observaram que a força de corte sempre foi superior à força de avanço, embora a diferença entre elas tenha sido mais acentuada quando o ângulo de saída foi de 0° . Em outro experimento, estes autores verificaram a influência do ângulo de saída sobre as componentes da força de usinagem (corte e avanço) no torneamento de um aço rolamento sob dois diferentes estados de tratamento térmico (760 e 220 Hv \cong 61 e 23 HRC). Neste caso foi usado uma ferramenta com inserto cerâmico afiado para diversos

ângulos de saída e raio de ponta de 0,8 mm. As demais condições foram semelhantes às daquelas do experimento anterior, exceto para o avanço, que neste caso foi de 0,1 mm/v. Ao contrário dos demais experimentos, nestes verificou-se que a força de avanço, para as duas durezas ensaiadas, foi sempre superior, para um mesmo ângulo de saída, à força de corte.

- Abrão et al., (1995), usinaram o aço AISI E52100 (62 HRC) com ferramentas de PCBN e cerâmica mista e verificaram que na operação de acabamento a força passiva (radial) foi maior que as outras componentes da força, devido ao menor ângulo efetivo de posição (χ_r) causado pelo pequeno valor de profundidade de usinagem em relação ao valor do raio de ponta da ferramenta. Na operação de desbaste, a componente tangencial (força de corte) foi ligeiramente maior. As forças de corte tiveram um ligeiro decréscimo com o aumento da velocidade de corte, e aumentaram linearmente com o avanço e a profundidade de corte. A redução na força devido ao aumento da velocidade de corte foi minimizada pelo aumento no desgaste da ferramenta.
- No torneamento dos aços temperados ABNT 52100 e M2, com ferramentas de PCBN e cerâmica mista, Costa (1993) observou que a força de corte e a força de avanço aumentaram com o aumento do avanço, enquanto a velocidade de corte não teve influência sobre as componentes da força de usinagem. Quanto ao efeito da dureza do material da peça, não se verificou nenhuma diferença acentuada, porém, isto é creditado a problemas ocorridos nos ensaios realizados. A potência de corte monitorada através da corrente do motor principal da máquina teve uma variação muito pequena, provavelmente porque a deterioração da ferramenta foi muito pequena.

c) Desgaste da Ferramenta

A deterioração da ferramenta é significativamente influenciada pela dureza, composição química e pelo processo de endurecimento da peça. Segundo König et al. (1984), existem dois grupos de materiais, independentes do valor da dureza, que devem ser distinguidos e que influenciam diferentemente sobre a deterioração da ferramenta. Estes dois grupos são:

- Materiais ferrosos que são endurecidos por transformação martensítica

- Materiais ferrosos que são endurecidos por precipitação de carbonetos.

No primeiro grupo estão inclusos os aços cementados. Neste caso a alta temperatura gerada durante o corte deforma a matriz como um todo, e a difusão, dependendo do material da ferramenta, passa a ser o mecanismo de desgaste predominante. Ela ocorre, principalmente, onde as temperaturas mais altas são geradas, ou seja, na região de contato cavaco-ferramenta, sendo preponderante o desgaste de cratera. No segundo grupo estão os materiais que apresentam alta concentração de carbonetos distribuídos na matriz. Durante o corte, a alta temperatura gerada deforma a matriz, deixando os carbonetos intactos. Assim, a agressividade dos carbonetos é mantida e o mecanismo de desgaste por abrasão é bastante significativo (König et al., 1984).

Outros tipos de deterioração podem aparecer durante o torneamento de aços endurecidos, decorrentes na maioria das vezes das condições de corte, ou seja: resistência da ferramenta, rigidez da máquina, corte interrompido, irregularidades da peça. Esses outros tipos de deterioração podem ser trincas, lascamentos e quebras e em muitos casos são determinantes da vida da ferramenta.

No torneamento dos aços ABNT M2 e 52100, ambos com dureza 60 HRC, utilizando insertos de cerâmica ($Al_2O_3 + TiC$ e $Al_2O_3 + SiC$) e de PCBN, Costa (1993) verificou que, apesar de apresentarem a mesma dureza, a deterioração dos insertos de PCBN foi diferente para cada material e praticamente não conseguiu torner o aço M2 com avanço igual ou superior a 0,2 mm/v, velocidade de corte entre 60 e 100 m/min e profundidade de usinagem igual a 1,0 mm. Este resultado está de acordo com o que foi postulado por König et al. (1984), que também encontraram diferenças na usinagem de materiais de mesma dureza, porém com composição química e microestrutura diferentes.

Segundo Hooper et al. (1989) e Davies et al. (1996), o desgaste das ferramentas de PCBN ocorre devido ao desgaste químico causado por interações com o meio ambiente (incluindo a oxidação atmosférica), à formação de uma camada protetora na superfície da ferramenta a alta temperatura e à remoção desta camada por cavacos a baixas velocidades de corte, conduzindo ao atrito e ao desgaste por dissolução. O melhor desempenho quanto ao desgaste dos PCBN com menores teores de CBN nas operações de acabamento, deve-se à condutividade térmica mais baixa, que produz temperaturas de corte mais altas na interface ferramenta-peça e à formação de uma camada protetora na superfície de saída da ferramenta.

A presença de uma quantidade substancial de TiC também proporciona uma destacada resistência quanto ao desgaste por cratera. Geralmente é necessário a presença de um ou mais carbeto cúbicos, como por exemplo, o TiC, para a formação de uma película protetora. Bossom (1991), explica que o melhor desempenho das ferramentas DBC50 (baixo teor de CBN) nas operações de acabamento é que a restrição do fluxo de calor na zona de corte “amolece” o material da peça, auxiliando o cisalhamento.

No torneamento do aço AISI E52100 (dureza 62 HRC), utilizando ferramentas de PCBN com baixa concentração de CBN (DBC50 da De Beers) e cerâmica mista (CC650 da Sandvik), Abrão et al. (1995) encontraram que a difusão resultante das altas temperaturas geradas na zona de corte foi o mecanismo predominante de desgaste observado na alumina mista, embora pequenos riscos estivessem presentes e o lascamento da aresta de corte ocorresse nas velocidades de corte mais elevadas. O DBC50 sofreu um desgaste mais severo na cratera do que o CC650, devido à menor solubilidade da alumina no ferro sob estas circunstâncias.

d) Integridade da superfície usinada.

A integridade da superfície usinada pode ser definida como um conjunto de fatores que são conseqüentes do processo de geração de tal superfície e são os seguintes:

- Rugosidade superficial
- Transformações estruturais
- Tensões residuais

Uma vez que, ao se optar pelo torneamento de aços endurecidos, como operação final, busca-se a substituição da retificação, o estudo da integridade da superfície usinada como indicativo da performance e vida dos produtos assim fabricados, ganhou mais importância. Assim, serão comentadas a seguir as conseqüências que o processo de torneamento traz para o aço endurecido em termos dos fatores expostos anteriormente.

d.1 Rugosidade Superficial

No torneamento de aços endurecidos, dificilmente ocorre a formação de aresta postiça, por causa da baixa ductilidade do material da peça e da alta temperatura de corte.

Em função disso, a aresta de corte é transferida para a superfície usinada com razoável precisão. Assim, se o desgaste da superfície de folga permanecer pequeno e uniforme, a rugosidade não aumentará. No entanto, com o aumento do desgaste, a aresta de corte perde a sua forma e, conseqüentemente, deteriora a superfície usinada. Diversos autores (König et al., 1990; Nakayama et al., 1988; König et al., 1984; Costa, 1993; Matsumoto, 1998; Abrão e Aspinwall, 1996) têm reportado sobre os níveis de rugosidade possíveis de serem obtidos no torneamento de aços endurecidos. Valores de rugosidade média (R_a) estão na faixa de 0,1 a 0,4 μm , dependendo dos parâmetros de corte e do material da peça. Por exemplo, ao usinar os aços AISI H13 (52 HRC) e AISI E52100 com ferramentas de PCBN e cerâmica, e utilizando um centro de torneamento MHP MT80 (30 kW, 3000 rpm de rotação máxima), de alta rigidez, Abrão e Aspinwall (1996) obtiveram acabamento superficial de $R_a = 0,18 \mu\text{m}$ para o aço AISI H13 e $R_a = 0,14 \mu\text{m}$ para o aço AISI E52100. Costa, (1993) já obteve R_a em torno de 0,2 a 0,3 μm ao usinar os aços ABNT 52100 e M2 com ferramentas de PCBN e cerâmica mista, utilizando um torno CNC de projeto mecânico convencional de 22 kW (30 HP) e com 10 anos de utilização. Nesta mesma máquina, na usinagem de aço ABNT 52100 (60 HRC) com ferramentas de cerâmica mista e de PCBN, Matsumoto (1998) obteve valores de rugosidade média (R_a) entre 0,2 a 0,6 μm .

d.2 Transformações Estruturais

Segundo König et al. (1993), na usinagem de materiais endurecidos, podem aparecer na superfície da peça, camadas brancas (*White layers*) semelhantes às superfícies queimadas na operação de retificação. Estas camadas ou pequenas variações estruturais, podem causar danos em partes de engrenagens e mancais de rolamentos. As mudanças nas propriedades físicas da superfície usinada ocorrem devido às tensões residuais mecânicas e também devido à temperatura de corte envolvidas no processo (Matsumoto, 1998).

Na operação de retificação, altas temperaturas penetram profundamente na peça, resultando no desenvolvimento de martensita por atrito e de zonas temperadas. A conseqüência é o desenvolvimento da chamada “*soft skin*”, que é uma camada amolecida que se forma imediatamente abaixo da superfície endurecida. Já na operação de torneamento, não se verifica a formação desta camada devido às tensões induzidas no endurecimento do material da peça. Segundo Abrão e Aspinwall, (1996), as alterações superficiais e

subsuperficiais causadas durante o torneamento dos aços AISI E52100 e H13 foram mínimas quando comparadas com as informações publicadas sobre retificação, com a profundidade da camada branca raramente excedendo a 2 μm . A avaliação da microdureza sugeriu uma zona alterada, com uma profundidade não excedendo a 8 μm para o acabamento do aço AISI H13 e a 20 μm para o desbaste do aço AISI H13 e acabamento do aço AISI E52100.

d.3 Tensões Residuais

Em um trabalho publicado em 1993, König et al., descreveram e analisaram as tensões que atuam na usinagem de aços endurecidos. Em sua tese de doutorado, Matsumoto (1998) faz um resumo deste trabalho, que será apresentado a seguir.

Quanto às tensões atuantes no processo de torneamento de aços endurecidos, pode-se dizer que o deslocamento cíclico dos segmentos do cavaco com uma frequência constante, sujeita a aresta de corte à uma tensão dinâmica muito alta. Sob condições desfavoráveis, isto pode resultar em trincas na superfície da peça e na formação de trincas no material da ferramenta de corte. Na área em torno da ponta de corte ocorre um alto nível de tensões compressivas σ_{max} , suficiente para permitir a formação do cavaco, conforme pode ser visto na figura 2.9. Quando ocorre desgaste de flanco, o alto nível de tensões compressivas na área de contato entre a superfície de folga e a peça, faz com que os níveis de tensões de tração σ_{VB} permaneçam aproximadamente constantes na área de contato do material da peça com a região de desgaste (König et al., 1993).

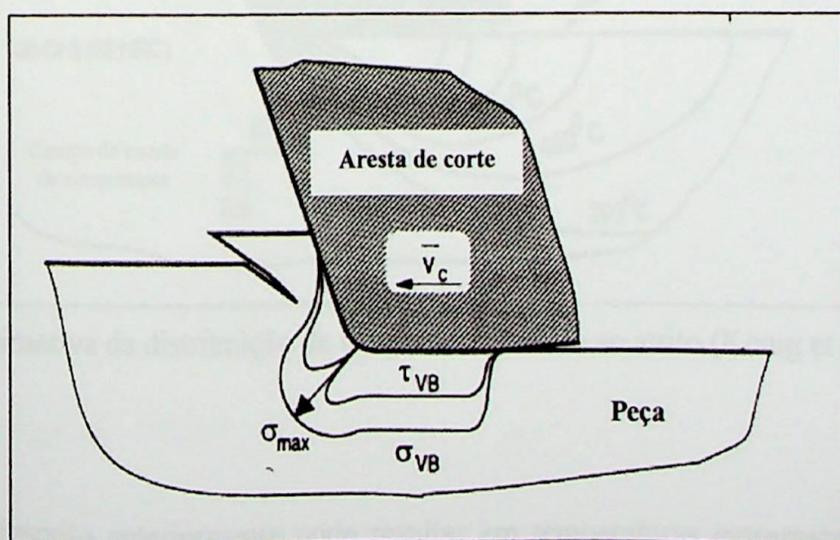


Figura 2.9 – Distribuição das tensões na aresta de corte (König et al., 1993).

Os níveis de tensões de tração alcançam aproximadamente 4000 N/mm^2 , independentemente do nível de desgaste de flanco, quando um aço para rolamento endurecido 100Cr6 é usinado. Isto resulta em tensões mecânicas e térmicas sobre a superfície da peça. A tensão mecânica é resultante da pressão. O estado de tensão induzido causa a transformação da austenita retida e cria tensões de endurecimento na camada superficial da peça. No torneamento, isto causa tensões residuais compressivas e consequentemente desgaste de flanco da ferramenta.

As tensões térmicas são geradas principalmente pelo atrito entre a região de desgaste (V_B) e a peça. Para coeficiente de atrito entre 0,2 e 0,3, o alto nível de tensões de tração causa uma alto nível de tensões tangenciais que, em conjunto com o movimento relativo entre a aresta de corte e a peça, resulta em altos níveis de atrito e geração de calor. Este calor não consegue ser dissipado pelo cavaco. Então, deve-se assumir que a maior parte do calor flui para a peça. As formulações teóricas existentes não são confiáveis. A figura 2.10 mostra o resultado dos cálculos de distribuição de temperatura, com a hipótese de que 80% do calor gerado pelo atrito flui pela peça.

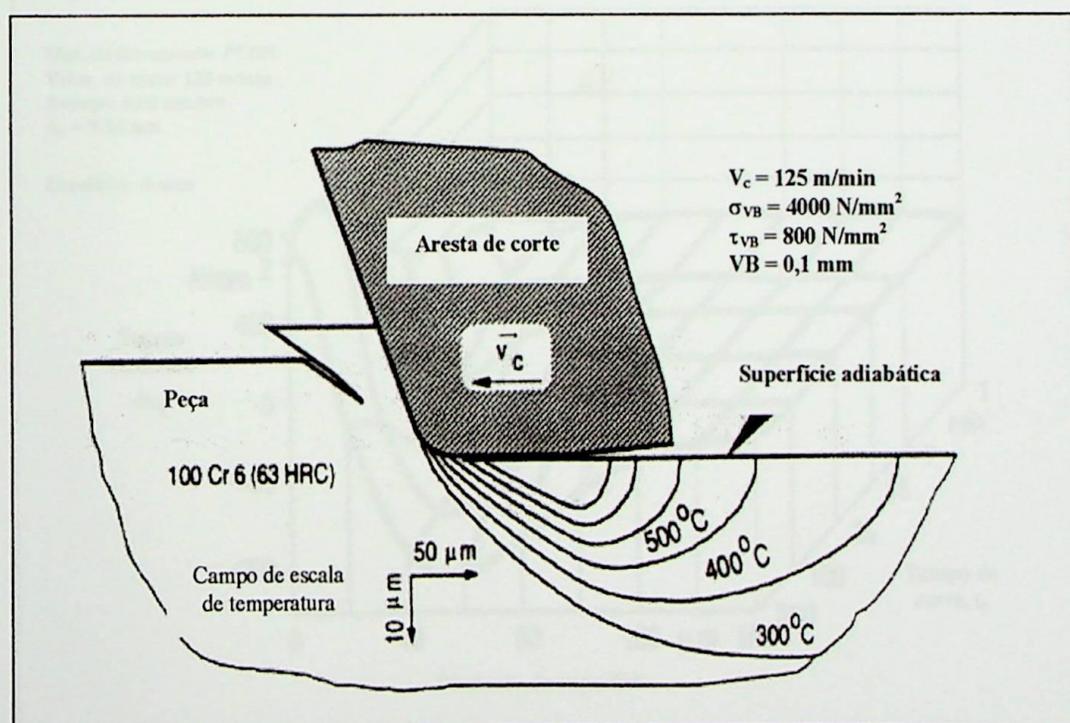


Figura 2.10 – Estimativa da distribuição da temperatura devido ao atrito (König et al., 1993).

O atrito descrito anteriormente pode resultar em temperaturas extremamente altas, que apesar disso, não penetram profundamente na peça. Quando estas temperaturas excedem

a temperatura de transição $\gamma - \alpha$, ocorre a transformação da austenita retida em martensita, que é considerada uma camada branca (*white layer*) na micrografia. A formação da martensita não revenida como resultado do atrito, gera tensões residuais de tração que se sobrepõem às tensões de compressão, resultantes dos esforços mecânicos de compressão.

A figura 2.11, mostra a distribuição de tensões resultantes da tensão tangencial residual na peça de aço endurecido 16MnCr5, 62 HRC que sofreu uma operação de torneamento com PCBN. Tensões residuais de tração (que tem efeito danoso na resistência à fadiga do material) só ocorrem na área próxima à superfície depois de um tempo de corte (e, um conseqüente desgaste da ferramenta) considerável. Isto confirma a tese de que tensões residuais de tração são conseqüência do atrito com a região desgastada da superfície de folga. Quando a ferramenta está no início da vida, as tensões residuais na peça são principalmente de compressão (o que é benéfico para a resistência à fadiga mecânica da peça), ao contrário do que ocorre na retificação, onde as tensões de tração são predominantes, mostrando a vantagem do torneamento neste aspecto.

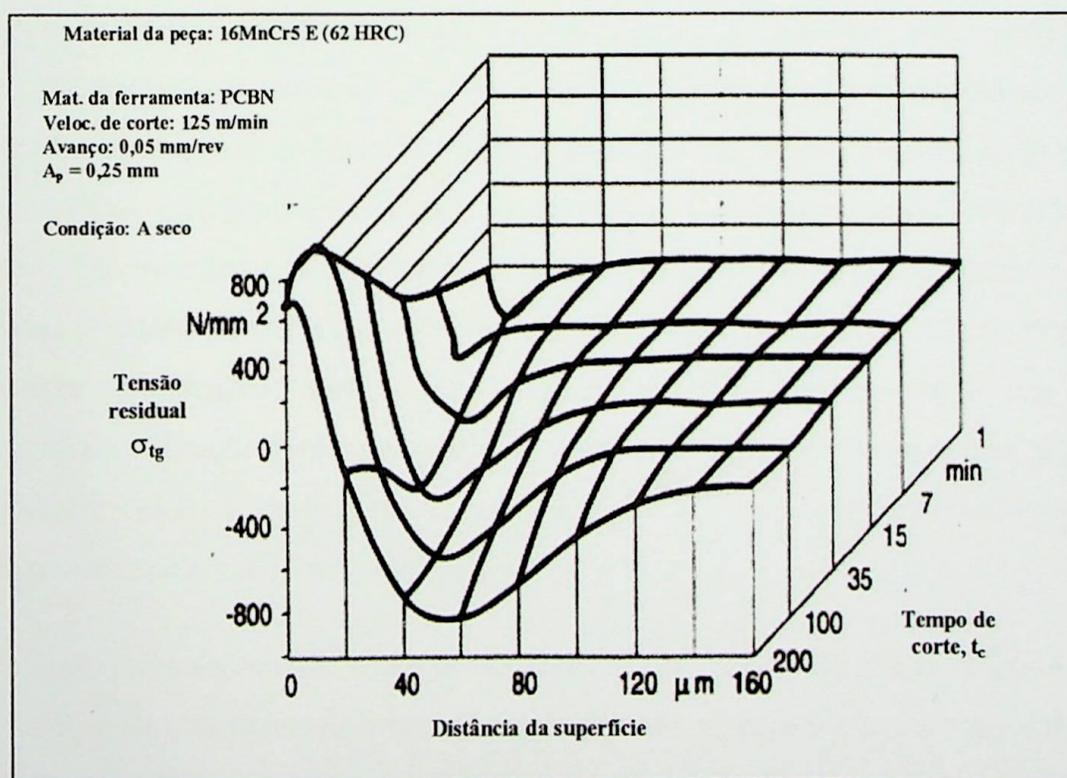


Figura 2.11 – Distribuição da profundidade da tensão residual durante a vida da ferramenta (König et al., 1993).

O comprimento de contato entre o rebolo e peça é muitas vezes maior que a zona de contato entre a superfície de folga da ferramenta e peça em operações de torneamento de aços endurecidos. Devido a isto, as tensões médias sobre toda a zona de contato são muito baixas em operações de retificação. Porém, altos níveis de tensão de compressão ocorrem em cada área adjacente ao contato de cada grão. Estas áreas são pequenas em comparação com o contato da superfície de folga no torneamento, o que faz com que a profundidade de penetração das tensões de compressão seja menor que no torneamento. O maior comprimento de contato entre rebolo e peça resulta numa melhor distribuição das temperaturas da superfície ao longo das camadas interiores da peça. Quando um superaquecimento ocorre na retificação, altas temperaturas penetram profundamente na peça, resultando no desenvolvimento de martensita e de zonas revenidas. A conseqüência é o aparecimento de camadas amolecidas logo abaixo de uma camada bem dura. No torneamento, as mudanças de estrutura não penetram na peça mais que 20 μm , mesmo que o desgaste frontal atinja 0,2 mm. Isto significa que a zona afetada é muito menos profunda que na retificação (onde pode atingir 400 μm).

CAPÍTULO 3

Revisão da Literatura

A USINAGEM A SECO E O MÍNIMO VOLUME DE ÓLEO

3.1 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, onde 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 analisado para cada caso específico. Uma outra alternativa é a utilização da técnica de Mínimo Volume de Óleo (MVO), onde 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 sua vantagens e suas limitações. Neste capítulo, será apresentado cada uma destas técnicas, suas características, vantagens e desvantagens. Assim, o presente capítulo está dividido em três tópicos:

- *A usinagem a seco.*
- *A usinagem com Mínimo Volume de Óleo (MVO).*
- *Aspectos dos perigos à saúde.*

3.2) A USINAGEM A SECO

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(a) e Dörr, 1999]. 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(a) e Dörr, 1999]. Os gastos com os sistemas de refrigeração podem representar 17%, ao passo que os gastos relativos à ferramenta representam apenas de 2 a 4%. A figura 3.1 mostra comparativamente os custos de fabricação na produção de cilindros.

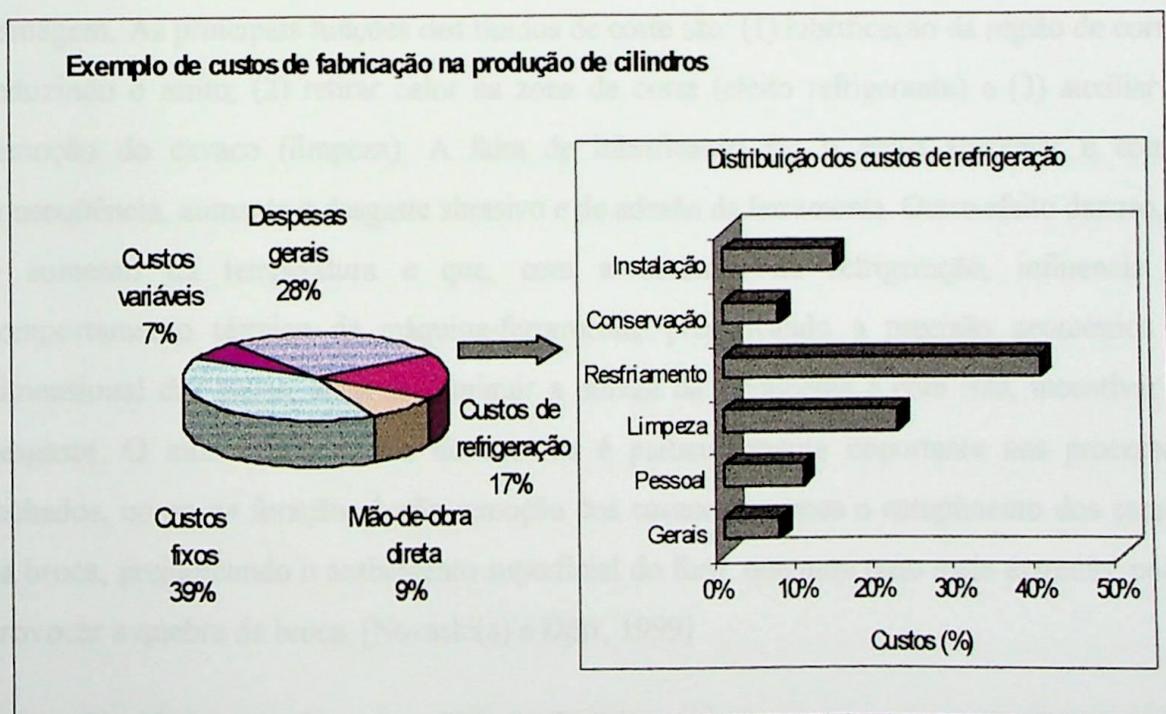


Figura 3.1 – Comparativo dos custos de refrigeração, nos custos de fabricação (fonte:

Daimler Benz AG, Gühring) (Novaski(a) e Dörr, 1999).

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 predispor-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, cujas conseqüências são altamente nocivas aos seres vivos e seus ecossistemas (Queiroz et al., 1999).

Este conjunto de situações 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 constam 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 conseqüência, aumenta o desgaste abrasivo e de adesão da ferramenta. Outro efeito danoso, é o aumento da temperatura e 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. 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. [Novaski(a) e Dörr, 1999].

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(a) e Dörr (1999), 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.

a.1) Materiais

Na usinagem a seco ocorre um intenso aumento da temperatura na área da aresta de corte da ferramenta. Isto causa um amolecimento do material, levando a uma redução das forças de corte (sob este aspecto a usinagem a seco em materiais endurecidos é beneficiada). Assim, 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. 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 a 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.

Como já mencionado no capítulo 2, 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 ($\approx 600^\circ\text{C}$), favorecendo um elevado desgaste da ferramenta por difusão (Diniz, et al., 1999). Na usinagem de aços, as ferramentas de PCBN podem ser utilizadas com sucesso.

a.2) Geometria da Ferramenta

Novaski(a) & Dörr (1999) 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 μm . Obviamente, a utilização desta geometria positiva deve ser analisada, em função da sua aplicação. No torneamento de aço endurecido a geometria positiva não é recomendada, pois, conforme visto no Capítulo 2, devido aos esforços de corte desenvolvidos nesta operação, fragiliza a aresta de corte, favorecendo a ocorrência de lascamentos e quebras.

a.3) Revestimentos

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., 1999).

As principais características dos revestimentos são:

i) *Carboneto de Titânio (TiC)*

Tem excelente resistência ao desgaste por abrasão e é, em geral, ou a única camada de cobertura ou é a camada que está por baixo das outras camadas, devido à sua excelente aderência com o metal duro do núcleo. Sua dureza é da ordem de 3000 HV, maior que a dureza dos outros materiais utilizados como cobertura do metal duro (Tomita, 1999). As outras características importantes do TiC são: baixa tendência de soldagem com o material da peça, dificultando o desgaste por adesão e a formação da aresta postiça de corte; baixo coeficiente de atrito; quimicamente inerte; ótima aparência. A espessura da camada de TiC varia de 4 a 8 μm .

ii) *Carbonitreto de titânio (TiCN)*

É também utilizado como cobertura do metal duro. Suas propriedades são similares às do TiC, porém seu coeficiente de atrito é mais baixo.

iii) *Óxido de alumínio (Al_2O_3)*

Possui alta resistência ao desgaste por abrasão e alta resistência a ataques químicos e à oxidação. Como é um material cerâmico refratário é responsável pela estabilidade térmica em altas temperaturas. O óxido de alumínio é o principal responsável pela baixa tendência de formação do desgaste de cratera das ferramentas de metal duro recoberto. A tenacidade do Al_2O_3 , no entanto é baixa, não resistindo a choques térmicos e mecânicos.

iv) *Nitreto de Titânio (TiN)*

Por ser quimicamente mais estável que o carboneto de titânio, apresenta menor tendência à difusão com aços. Reduz o coeficiente de atrito entre a pastilha e o cavaco e a espessura da camada varia de 5 a 7 μm .

A figura 3.2 mostra a influência da utilização do revestimento de nitreto de titânio na vida da ferramenta e no custo de fabricação, no torneamento de aço St 52-3. Pode-se observar que a vida da ferramenta com revestimento de TiN na usinagem a seco, é três vezes superior à vida da ferramenta sem revestimento na usinagem com refrigeração e o custo de fabricação é 10% menor.

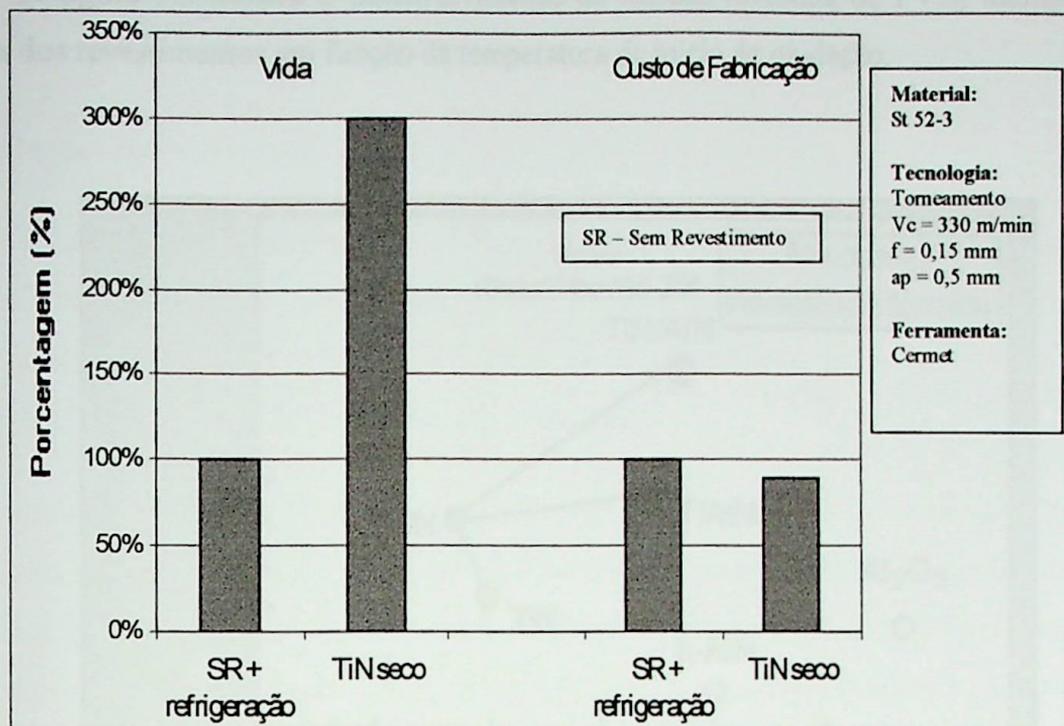


Figura 3.2 – Torneamento de um aço St52-3 (fonte:Hertel) [Novaski(a) e Dörr, 1999].

Há poucos anos 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).

Os revestimentos são aplicados pelo processo PVD (deposição física de vapor) ou CVD (deposição química a vapor). Para a deposição química de uma camada de carboneto de titânio, vaporiza-se uma mistura de tetracloreto de titânio ($TiCl_4$) e metano (CH_4). Esta mistura é colocada em um forno com atmosfera protetora de hidrogênio, a uma temperatura da ordem de $1000^\circ C$ e pressão levemente negativa, onde se encontram os insertos de metal duro que receberão o revestimento. Neste ambiente acontece uma reação química cujo resultado é o vapor de TiC que condensa sobre o metal duro formando a camada de revestimento. As outras camadas também são produzidas e depositadas em processos semelhantes (Diniz et al., 1999)

A figura 3.3 mostra o desenvolvimento da camada revestida de PVD, indicando a dureza dos revestimentos em função da temperatura de início de oxidação.

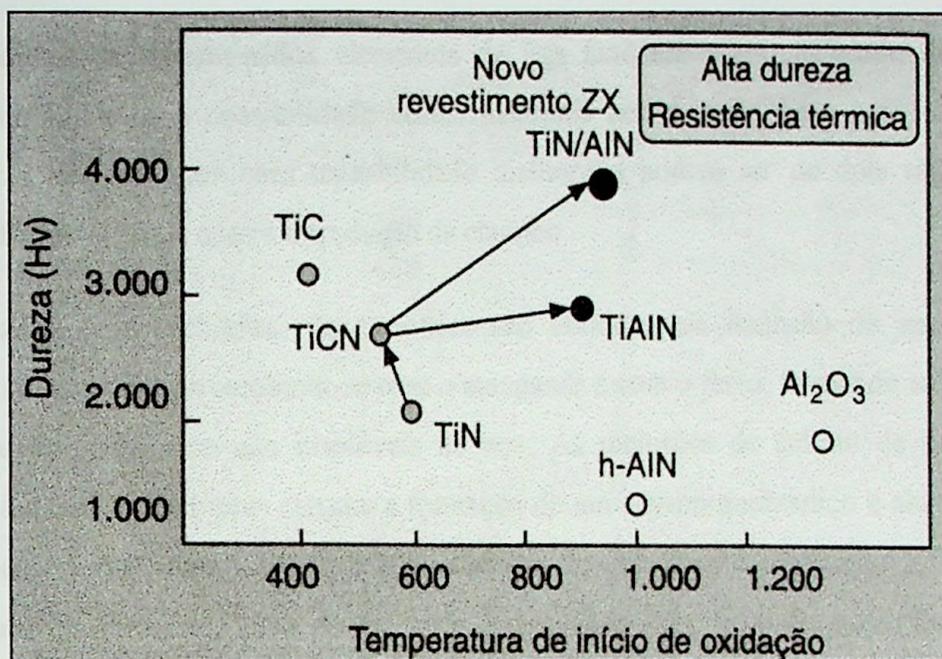


Figura 3.3 – Desenvolvimento da camada de revestimento PVD (Tomita, 1999).

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(a) e Dörr, 1999].

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.(1999) 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.

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(a) e Dörr, 1999].

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 solicitação 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(a) e Dörr, 1999].

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 do mínimo volume de óleo (MVO) ou mínima lubrificação tem-se mostrado uma alternativa eficiente.

3.3 – O MÍNIMO VOLUME DE ÓLEO (MVO)

O Mínimo Volume de Óleo (MVO), também conhecido como mínima lubrificação ou Mínima Quantidade de Refrigerante (MQR), 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 MVO 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 MVO, 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. Algumas companhias chegam a mencionar até 50%, conforme pode ser visto na figura 3.4.

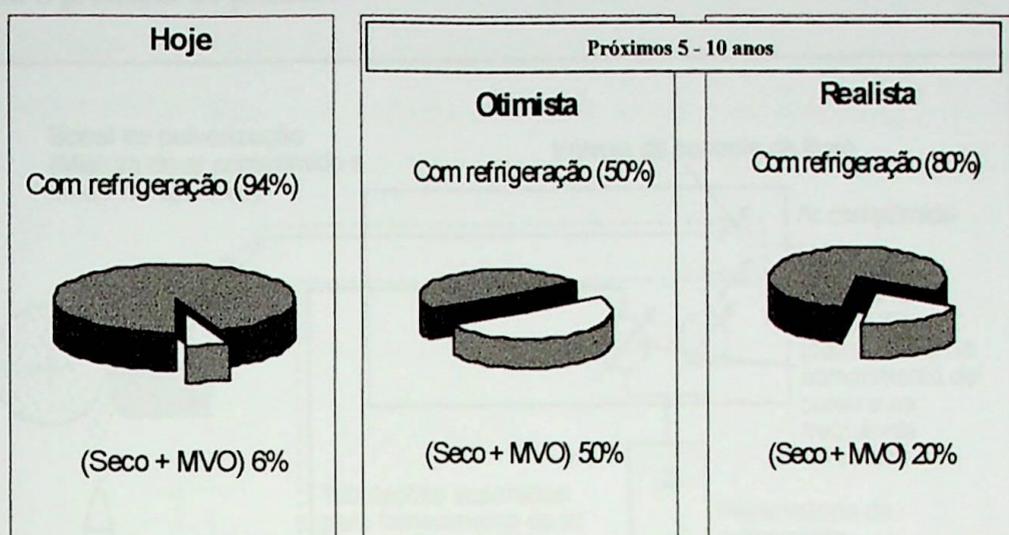


Figura 3.4 – Perspectivas da utilização da usinagem a seco e quase a seco (MVO) [Novaski(b) e Dörr, 1999].

3.3.1 - Tipos de sistemas de Mínimo Volume de Óleo.

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, onde 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 3.5 mostra um diagrama esquemático de uma sistema MVO com o princípio de pressão.

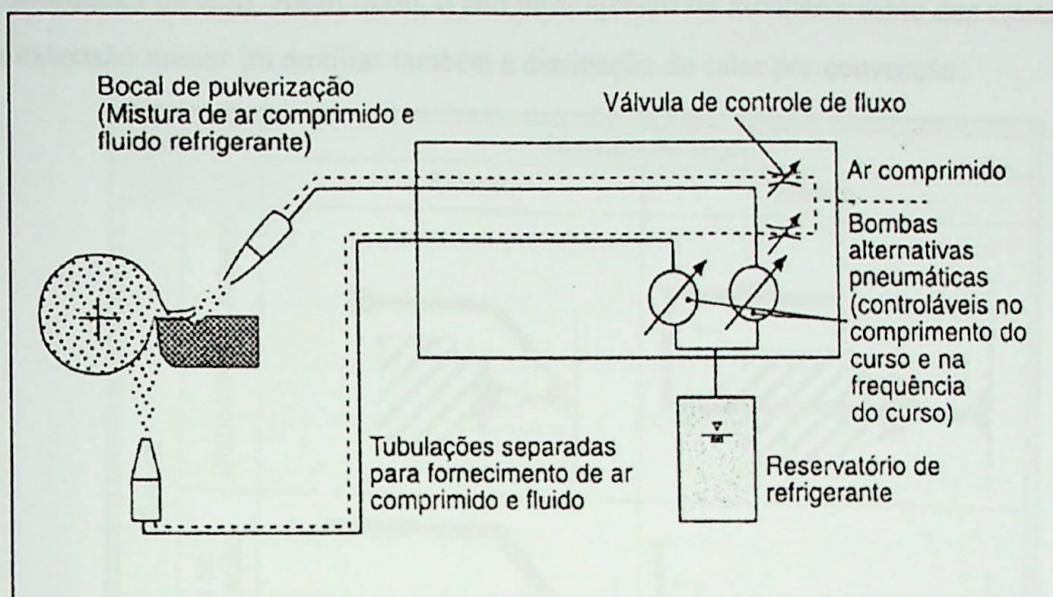


Figura 3.5 – Diagrama esquemático de um sistema de MVO com o princípio de pressão (Heisel et al., 1998).

Segundo Novaski(b) e Dörr (1999) os sistemas de MVO comercialmente disponíveis podem se 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 3.6 mostra os grupos de sistemas MVO disponíveis comercialmente.

Nos casos de furação profunda, a solução mais econômica é a injeção interna. Existe também uma variante do fornecimento do aerossol já pronto, formada por uma unidade rotatória e um fuso até a ferramenta, que é equipada com um duto de refrigeração. Em virtude das elevadas velocidades de rotação, associadas com uma variação de diâmetros dentro do fuso, o óleo pode se acumular e a mistura do aerossol pode se tornar inconstante. Uma alternativa para diminuir esse risco é a utilização de uma sistema onde a mistura ocorre na região de fixação da ferramenta. Neste caso, a mistura pode ser feita pelo princípio de Venturi ou de um sistema de câmara misturadora. A figura 3.7 mostra esquematicamente esta câmara. Como o ar e o óleo são fornecidos através do fuso, por linhas separadas,

necessita-se de uma unidade rotatória que gire em condições secas. A vantagem de um fornecimento interno é que o meio irá chegar consistentemente até o local do corte. Isto permite uma refrigeração adequada das arestas, mesmo em casos de furação com grandes profundidades do furo. Além disso, o jato de ar ejetado irá auxiliar a saída dos cavacos e em uma extensão menor irá auxiliar também a dissipação do calor por convecção.

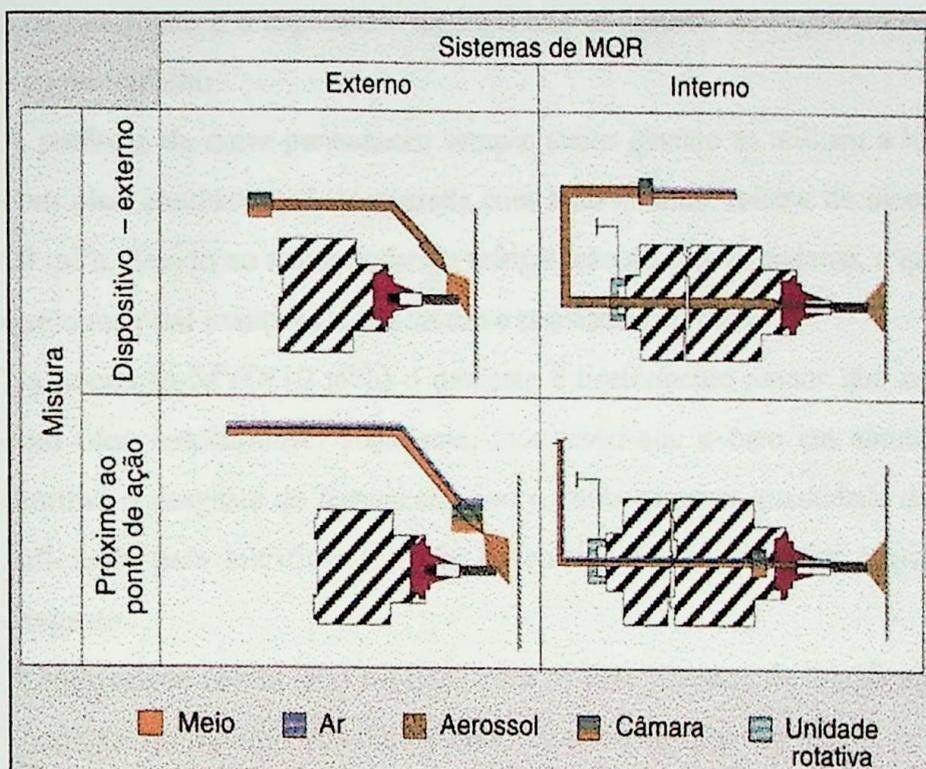


Figura 3.6 – Conceitos de sistemas de MVO [Novaski(b) e Dörr, 1999].

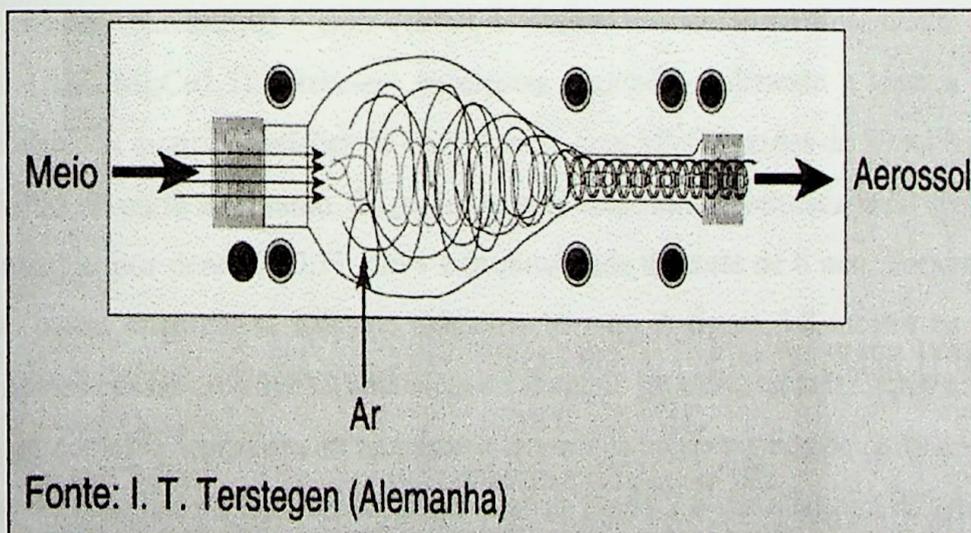


Figura 3.7 – Câmara misturadora [Novaski(b) e Dörr, 1999].

Braga et al. (1999) experimentaram a técnica de MVO no processo de furação de liga de Alumínio-Silício (SAE 323) com broca inteiraça de metal duro tipo K10 de diâmetro 10

mm. Nestes ensaios foram utilizadas duas condições de corte: MVO 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 (V_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 as seguintes resultados e observações deste trabalho:

- A potência de corte permaneceu sempre maior quando se utilizou a lubrificação com óleo emulsionável, comparada com a do mínimo volume de óleo, vazão de 10 ml/h, 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 MVO(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 de mínimo volume de óleo 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(b) e Dörr (1999), em testes realizados no fresamento de liga de alumínio (AlZnMgCu1,5) obteve-se excelentes resultados utilizando a técnica de MVO. Foram ensaiadas quatro condições de corte: a seco, com MVO (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. A figura 3.8 mostra os resultados obtidos nestes ensaios relativos à aderência do alumínio na aresta de corte, após um percurso usinado de 6 m. Na usinagem do alumínio a largura da aresta postiça de corte é um critério relevante de desgaste da ferramenta. Observa-se na figura 3.8 que a largura da aresta postiça de corte é de 2,9 mm na usinagem a seco, o que causa uma qualidade insatisfatória da peça. Nota-se também que com a técnica de MVO obteve-se resultados satisfatórios, pois para uma vazão de 10 ml por hora, as adesões de alumínio na aresta de corte são praticamente evitadas.

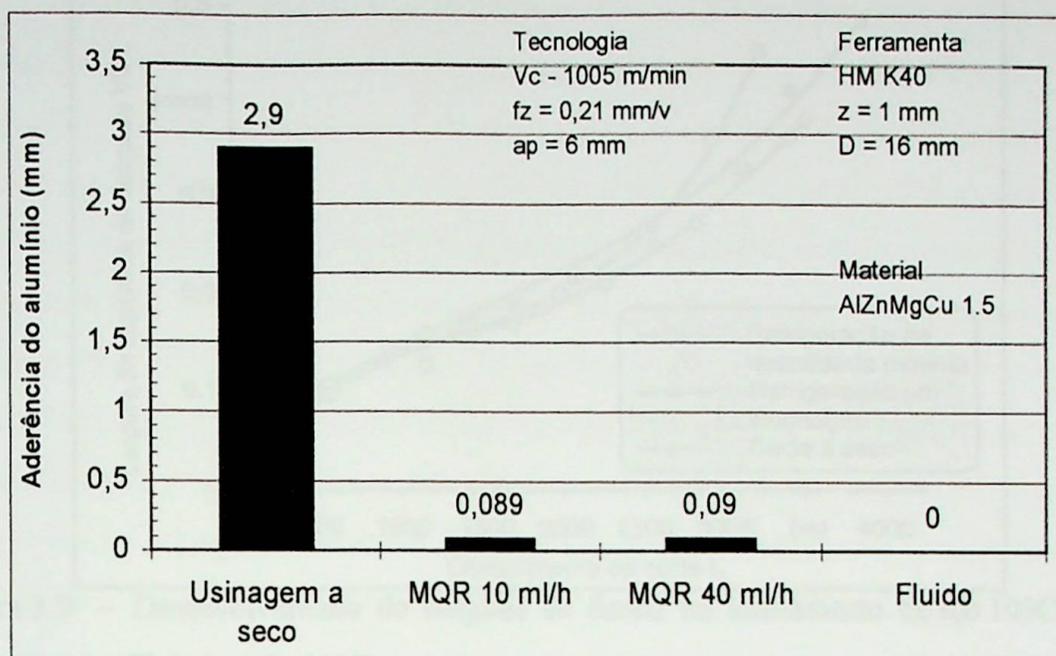


Figura 3.8 – Largura da aresta postiça de corte, no fresamento de liga de alumínio, após um percurso usinado de 6 metros. [Novaski(b) e Dörr, 1999].

Heisel et al. (1998) realizaram ensaios de torneamento de aço DIN 100Cr6 (AISI L3) utilizando três condições de corte: a seco, com MVO 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 figura 3.9 mostra a variação do desgaste de flanco (V_B) da ferramenta com o comprimento de corte para as condições ensaiadas. Observa-se que as curvas de desgaste estão muito próximas e começam a divergir apenas com o aumento do desgaste. A ferramenta resfriada e lubrificada com a mistura de óleo e ar apresenta uma vida cerca de 10% maior do que a que recebeu lubrificação abundante. Em comparação com o corte a seco, este valor aumenta em até 14%.

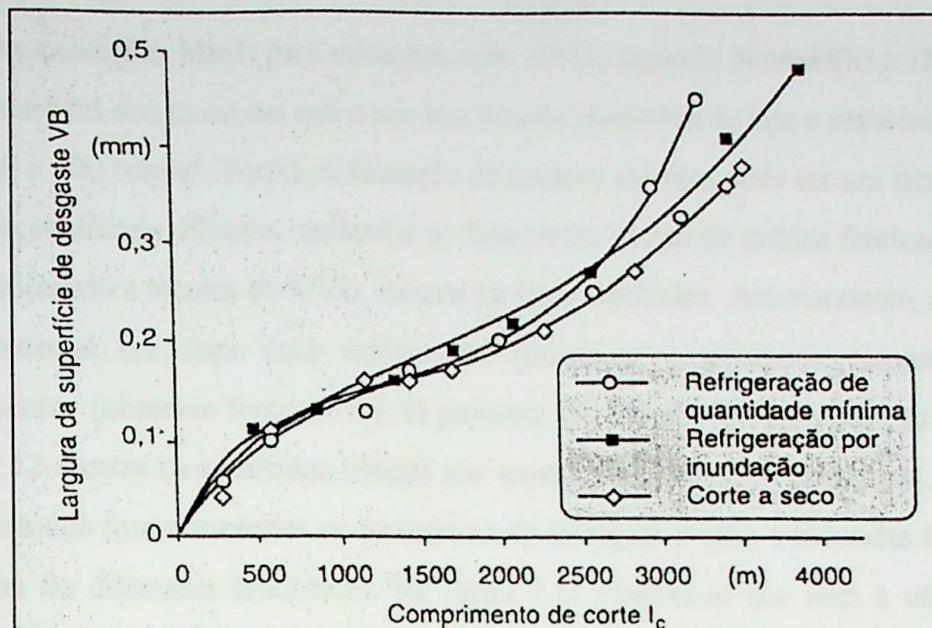


Figura 3.9 – Desenvolvimento do desgaste de flanco no torneamento de aço 100Cr6 (Heisel et al., 1998).

Nestes ensaios foram medidas ainda as temperaturas sob os inserts da ferramenta, mediante a utilização de termoelementos debaixo dos mesmos. A figura 3.10 mostra os resultados obtidos nestes ensaios. Observa-se que as temperaturas medidas para a condição de MVO ficaram entre as temperaturas obtidas para a usinagem a seco e com refrigeração abundante. O efeito de refrigeração do MVO é gerado pela convecção do jato de ar e óleo ou pela entalpia de evaporação.

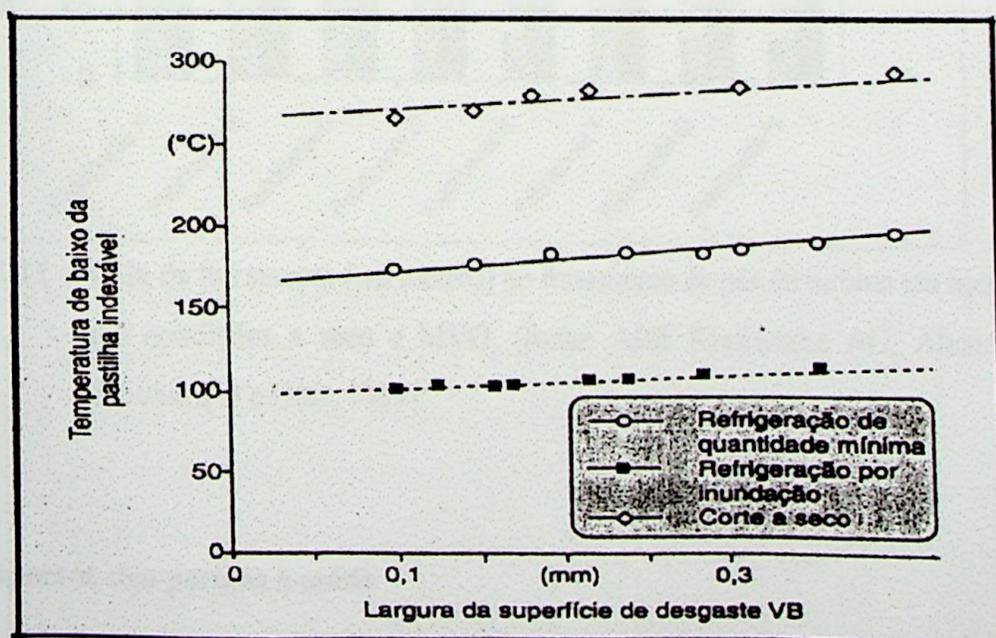


Figura 3.10 – Temperatura sob o inserto versus desgaste de flanco no torneamento de aço 100 Cr6 (Heisel et al., 1998).

As condições ideais para usinagem com MVO, segundo Novaski(b) e Dörr (1999), são encontradas nos casos em que o aço tem poucos elementos de liga e resistência à tração entre 500 e 800 N/mm². 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 MVO, mostraram bons resultados. Anteriormente, a usinagem deste material era feita com refrigeração abundante e utilizando ferramentas sem revestimentos (observar figura 3.12). O processo foi alterado para a condição a seco. A figura 3.12 mostra os resultados obtidos nos ensaios de fresamento destas pás de turbina. Nestes ensaios foram mantidos os parâmetros da usinagem a seco e utilizadas ferramentas revestidas de diferentes fabricantes. Na figura 3.11 observa-se que com a utilização da técnica de MVO, a vida da ferramenta teve um aumento de até 200% em relação à usinagem a seco.

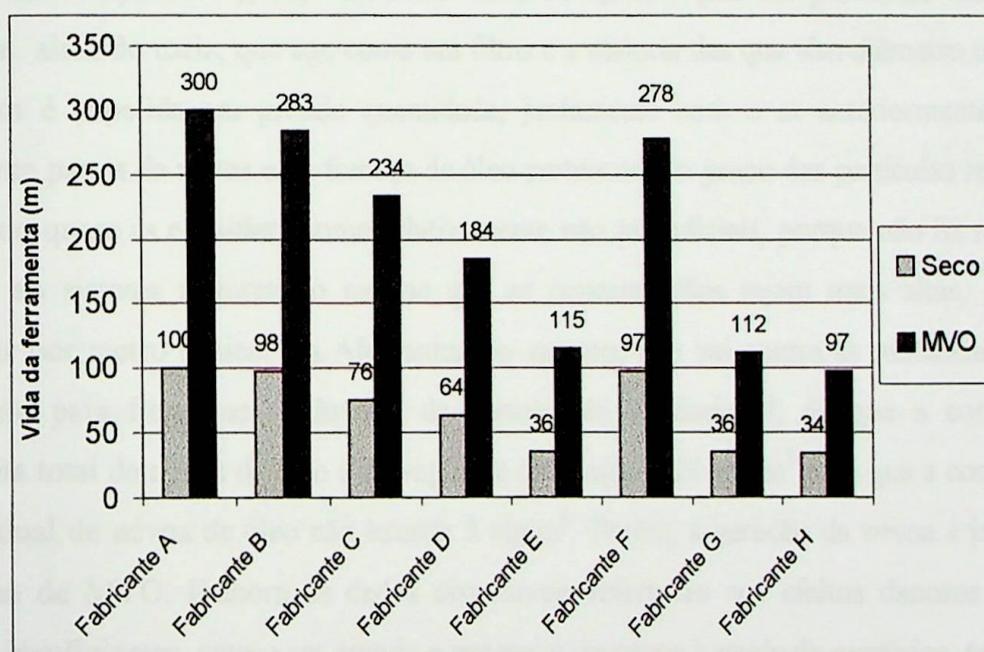


Figura 3.11 – Vida da ferramenta (em metros) no fresamento de pás de turbina em aço St 12, nas condições a seco e MVO, (fonte: ABB Kraftwerke AG, Alemanha). [Novaski(b) e Dörr, 1999].

3.4 – Aspectos dos perigos à saúde

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 intestinal

(assimilação oral); pelos órgãos respiratórios e pela pele e membranas mucosas. No caso da MVO 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 MVO 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.

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 µm. As partículas maiores não passam além do nariz, que age como um filtro e a maioria das que têm diâmetro menor que 0,5 µm 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 mg/m³ e de que a concentração individual de névoa de óleo não exceda 5 mg/m³. Porém, a geração da névoa é inerente ao sistema de MVO. Embora os dados disponíveis referentes aos efeitos danosos da MVO 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 MVO, 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(b) e Dörr, 1998]. A figura 3.12 mostra um exemplo da utilização de óleos não danosos ao meio ambiente, na usinagem de aços St-12. Observa-se que o produto vegetal apresentou uma evolução mais lenta do desgaste de flanco da ferramenta, o que torna viável sua utilização no processo, além de não ser prejudicial ao meio ambiente.

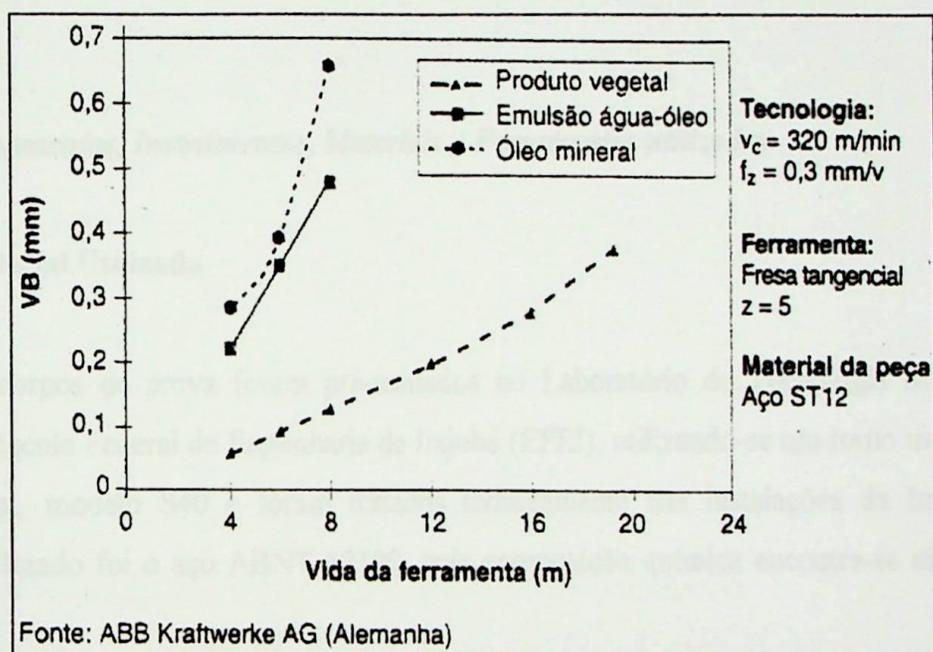


Figura 3.12 – Utilização de óleos não danosos ao meio ambiente [Novaski(b) e Dörr, 1999].

CAPÍTULO 4

PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

4.1 - Equipamentos, Instrumentos, Materiais e Ferramentas utilizados

4.1.1 - Material Utilizado

Os corpos de prova foram pré-usinados no Laboratório de Tecnologia Mecânica (LTM) da Escola Federal de Engenharia de Itajubá (EFEI), utilizando-se um torno mecânico marca Romi, modelo S40 e foram tratados termicamente nas instalações da Imbel. O material utilizado foi o aço ABNT 52100, cuja composição química encontra-se na tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Composição Química do aço ABNT 52100 (Villares).

C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	S	P
1,03	0,23	0,35	1,40	0,04	0,11	0,001	0,01

Os corpos de prova utilizados nos ensaios estavam no estado temperado e revenido. O tratamento térmico foi realizado de acordo com as fases a seguir:

- Pré-aquecimento a 500° C por duas horas;
- Aquecimento até 830° C por 40 minutos;
- Resfriamento (martêmpera a 180° C) por 30 minutos;
- Resfriamento ao ar até 80° C;
- Revenimento a 200° C por duas horas;

- Resfriamento ao ar até aproximadamente 30° C;
- Revenimento a 200° C por duas horas;
- Resfriamento ao ar.

Após o tratamento térmico, os corpos de prova apresentavam dureza que variava de 58 a 62 HRC, até uma profundidade aproximada de 3 mm.

As dimensões dos corpos de prova utilizados nos ensaios preliminares e nos ensaios definitivos são mostradas nas figuras 4.1 e 4.2, respectivamente.

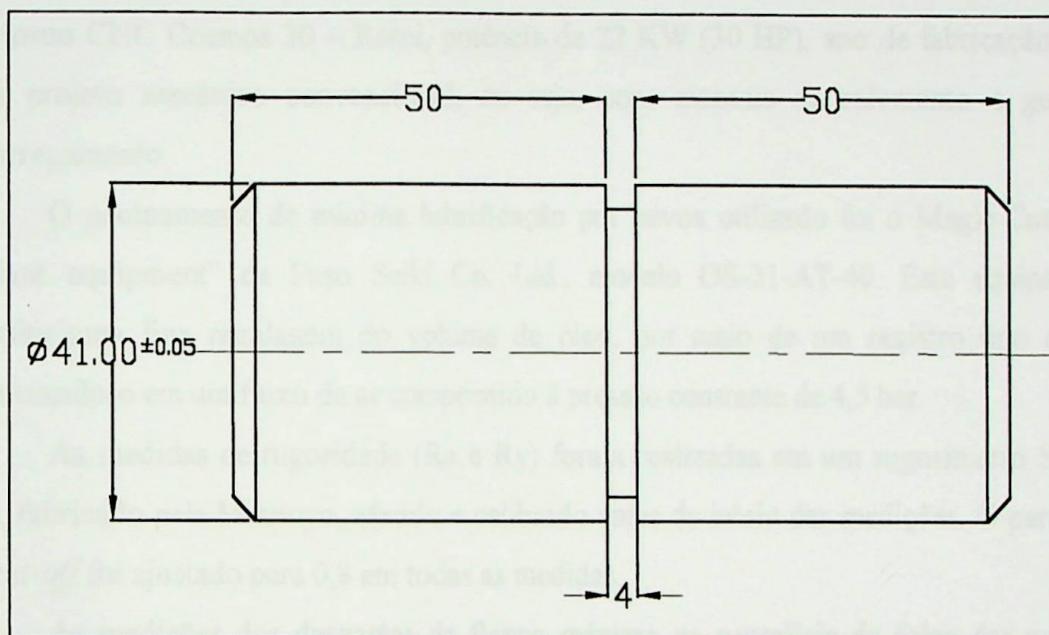


Figura 4.1 – Dimensões dos corpos de provas dos ensaios preliminares.

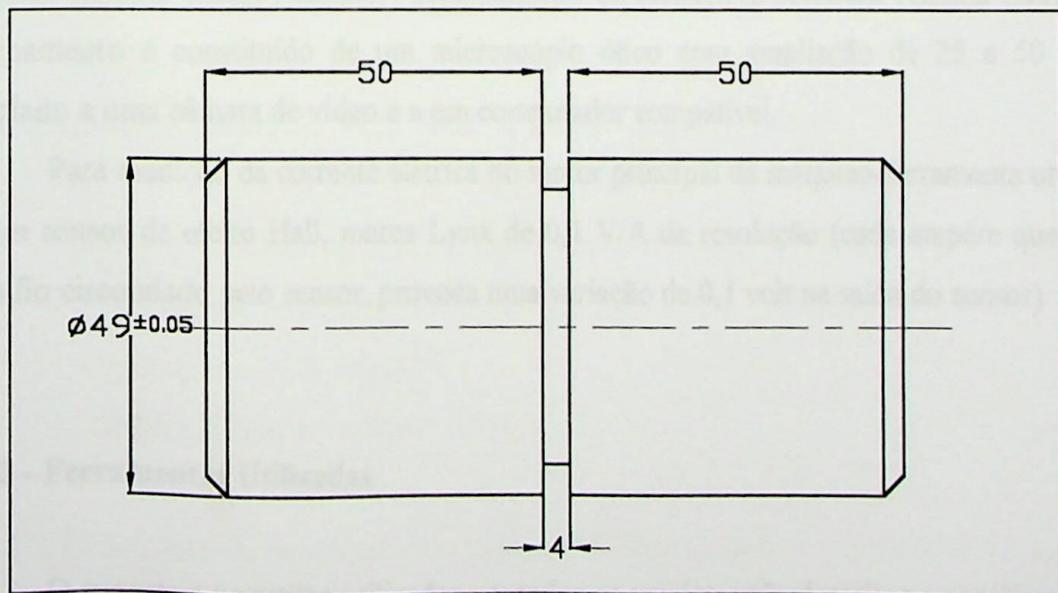


Figura 4.2 – Dimensões dos corpos de prova dos ensaios definitivos.

As diferentes dimensões dos corpos de prova dos ensaios preliminares e definitivos devem-se unicamente à disponibilidade da matéria-prima.

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 torno CNC Cosmos 30 – Romi, potência de 22 KW (30 HP), ano de fabricação 1985, com projeto mecânico convencional, ou seja, com mancais de rolamento e guias de escorregamento.

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 4,5 bar.

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

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 analisador de imagem (Global Image Analyser) acompanhado do respectivo software (Global Lab). Este equipamento é constituído de um microscópio ótico com ampliação de 25 a 50 vezes, acoplado a uma câmara de vídeo e a um computador compatível.

Para medição da corrente elétrica do motor principal da máquina-ferramenta utilizou-se um sensor de efeito Hall, marca Lynx de 0,1 V/A de resolução (cada ampère que passa pelo fio circundado pelo sensor, provoca uma variação de 0,1 volt na saída do sensor)

4.1.3 - Ferramentas Utilizadas

O suporte e a pastilha utilizados em todos os ensaios estão descritos a seguir:

- *Inserto* intercambiável de PCBN (Nitreto de Boro Cúbico Policristalino), geometria quadrada, sinterizado sobre base de metal duro brasado sobre inserto

de metal duro, com furo para fixação (Código ISO *SNGA 120408 S01020*) recobertas com uma camada de Nitreto de Titânio (TiN), de fabricação da Sandvik Coromant, classe CB 7020, chanfrado para evitar grandes choques e quebra da ferramenta.

- *Porta-ferramentas MSSNR 2525M 12* com as seguintes características:
 - Ângulo de saída $\gamma_n = -8^\circ$
 - Ângulo de inclinação $\lambda_s = 0^\circ$
 - Ângulo de posição $\chi_r = 45^\circ$

4.2) Ensaios Preliminares

Os ensaios preliminares foram realizados com o objetivo de determinar a melhor condição de mínimo volume de óleo de corte a ser utilizada nos ensaios definitivos. Nestes ensaios foram utilizados, em operação de torneamento, os corpos de prova da figura 4.1 (fixados com contraponto) e usinados nas seguintes condições de corte:

- a) A seco.
- b) Ao ar comprimido.
- c) Com óleo solúvel abundante (úmido).
- d) Com mínimo volume de óleo de corte, com vazão de 10 ml/hora.
- e) Com mínimo volume de óleo de corte, com vazão de 30 ml/hora.
- f) Com mínimo volume de óleo de corte, com vazão de 60 ml/hora.

Os parâmetros de corte utilizados nestes ensaios foram:

- Velocidade de corte $v_c = 110$ m/min,
- Avanço $f = 0,08$ mm/volta,
- Profundidade de corte $a_p = 0,3$ mm.

O desgaste de flanco máximo (VB_{max}) da ferramenta e as rugosidades R_a e R_y das peças foram medidos a cada três passadas da ferramenta, perfazendo um comprimento de corte de 553 m. Cada ensaio foi realizado mediante a utilização de uma aresta nova da

pastilha. A figura 4.3 mostra um esquema de como foram medidos os valores de corrente elétrica dos ensaios preliminares descritos neste trabalho.

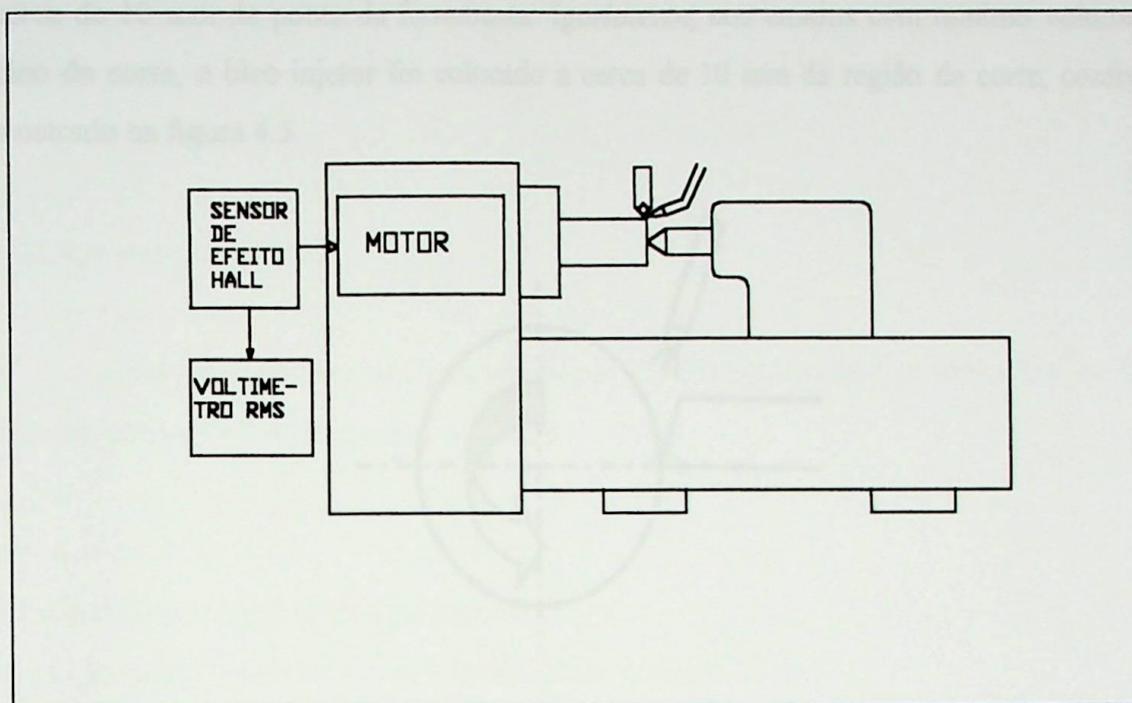


Figura 4.3 – Esquema do banco de ensaios.

As medidas de rugosidade tanto para os ensaios preliminares quanto para os ensaios definitivos foram efetuadas em três pontos diametralmente equidistantes e a aproximadamente 10 mm da extremidade das peças do lado do contraponto, conforme mostrado na figura 4.4, de maneira que fosse possível definir um valor médio para R_a e R_y . Além das medições da rugosidade da peça e do desgaste de flanco da ferramenta, mediu-se também a corrente elétrica do motor (I_L) através de um sensor de efeito Hall.

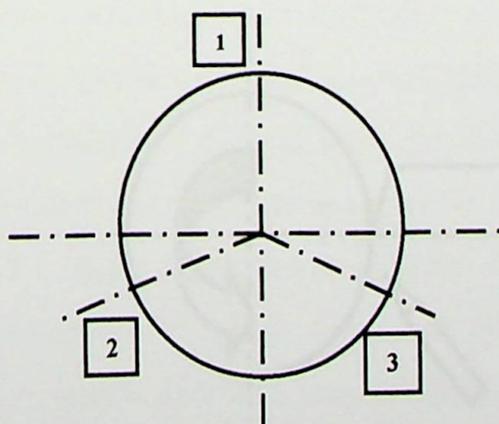


Figura 4.4 – Esquema dos pontos de medição da rugosidade da peça.

Nos ensaios com óleo abundante (condição úmida) utilizou-se óleo emulsionável na proporção 1:20 de água. Nos ensaios com ar comprimido, o bico injetor de ar foi colocado a cerca de 10 mm da ponta da ferramenta. Igualmente, nos ensaios com mínimo volume de óleo de corte, o bico injetor foi colocado a cerca de 10 mm da região de corte, conforme mostrado na figura 4.5.

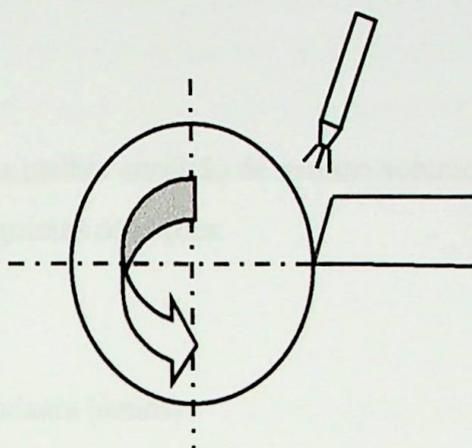


Figura 4.5 – Esquema do bico injetor nos ensaios com ar comprimido e mínimo volume de óleo.

No ensaio com MVO tentou-se também colocar o direcionamento do bico injetor na parte inferior da ferramenta, ou seja, sobre a região de corte, conforme mostrado na figura 4.6. No entanto, não foram obtidos resultados satisfatórios, pois, além da dificuldade de montagem do dispositivo nesta posição, observou-se que após a usinagem, a peça estava completamente seca, sem a camada de óleo que a condição MVO (com o bico injetor montado conforme mostrado na figura 4.5) proporcionou.

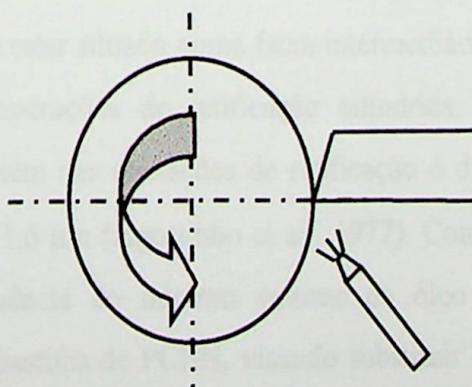


Figura 4.6 – Montagem do bico injetor diretamente sobre a região de corte.

Assim, os ensaios preliminares serviram para determinar a melhor condição de MVO. Como será visto no item 5.1 do próximo capítulo, a melhor condição de MVO foi a de vazão 10 ml por hora de fluido de corte. Portanto, esta foi a vazão de MVO utilizada nos ensaios definitivos, relatados a seguir.

4.3) Ensaios Definitivos

Após determinada a melhor condição de mínimo volume de óleo foram realizados os ensaios definitivos, nas seguintes condições:

- a) A seco.
- b) Com óleo solúvel abundante (úmida).
- c) Com mínimo volume de óleo de corte, com vazão de 10 ml/h.

Os parâmetros de corte utilizados foram:

- Velocidade de Corte (v_c) – 110, 130, 150 e 175 m/min,
- Avanço (f) – 0,08 mm/volta, em todos os ensaios,
- Profundidade de corte (a_p) – 0,3 mm, em todos os ensaios.

Os critérios utilizados para o fim de cada ensaio foram: 0,75 μm de rugosidade R_a e/ou 0,3 mm de desgaste de flanco (VB_{max}) da ferramenta. Os desgastes e rugosidades foram medidos a cada três passadas da ferramenta, perfazendo um comprimento de corte de 553 m.

O valor de rugosidade escolhido como critério de fim de vida da ferramenta ($R_a \leq 0,75 \mu\text{m}$), deve-se ao fato de estar situado numa faixa intermediária de rugosidade que pode ser obtida nas principais operações de retificação cilíndrica. Geralmente, a faixa de rugosidade média que se obtém nas operações de retificação é de 0,05 a 6,3 μm , sendo a mais usual, a faixa de 0,2 a 1,6 μm (Agostinho et al., 1977). Como um dos objetivos deste trabalho é verificar a influência do mínimo volume de óleo na qualidade das peças endurecidas torneadas com pastilha de PCBN, visando substituir a operação de retificação, os valores relativos à qualidade da peça têm que ser similares àqueles da retificação. Desta

forma, quando a rugosidade das peças torneadas, devido ao crescimento do desgaste da ferramenta, atingia este valor de rugosidade, aquele ensaio tinha chegado ao seu fim.

Após 3 passes de torneamento cilíndrico, as peças e insertos eram retirados do torno e tinham medidas a rugosidade (R_a e R_y) e o desgaste de flanco (VB_{max}) da ferramenta. As rugosidades foram medidas em três pontos diametralmente equidistantes, na extremidade do lado do contraponto, e foram calculadas as médias, de maneira idêntica aos ensaios preliminares. As medidas de desgaste de flanco (VB_{max}) dos insertos foram feitas no microscópio acoplado a um micro computador. As imagens dos insertos foram gravadas e algumas delas serão mostradas no próximo capítulo deste trabalho.

A tabela 4.2 mostra as velocidades de corte utilizadas nos ensaios e as condições de refrigeração de cada ensaio.

Tabela 4.2 – Velocidade de corte e condições de refrigeração dos ensaios realizados.

Velocidade de corte (m/min)	Condições de ensaio
Ensaio Preliminares 110	A seco C/ ar comprimido Úmido MVO 10 ml/h MVO 30 ml/h MVO 60 ml/h
110	A seco Úmido MVO 10 ml/h
130	A seco Úmido MVO 10 ml/h
150	A seco Úmido MVO 10 ml/h
175	A seco MVO 10 ml/h

CAPÍTULO 5

APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Como já foi mencionado anteriormente, um dos objetivos deste trabalho é verificar o desempenho de uma ferramenta de PCBN no torneamento de aço ABNT 52100 endurecido, sob três condições de corte: a seco, com Mínimo Volume de Óleo (MVO) e úmida (óleo abundante). Outro objetivo é verificar a influência da velocidade de corte na vida da ferramenta de PCBN e na rugosidade da peça para cada condição de ensaio. Desta forma, neste capítulo, os resultados serão apresentados e discutidos segundo os tópicos seguintes:

5.1) Resultados dos Ensaios Preliminares.

5.2) Resultados para Velocidade de Corte $v_c = 110$ m/min.

- 5.2.1) Rugosidade Ra
- 5.2.2) Desgaste de Flanco
- 5.2.3) Conclusões Parciais

5.3) Resultados para Velocidade de Corte $v_c = 130$ m/min.

- 5.3.1) Rugosidade Ra
- 5.3.2) Desgaste de Flanco
- 5.3.3) Conclusões Parciais

5.4) Resultados para Velocidade de Corte $v_c = 150$ m/min.

- 5.4.1) Rugosidade Ra
- 5.4.2) Desgaste de Flanco
- 5.4.3) Conclusões Parciais

5.5) Resultados para Velocidade de Corte $v_c = 175$ m/min.

- 5.5.1) Rugosidade Ra
- 5.5.2) Desgaste de Flanco
- 5.5.3) Conclusões Parciais

5.6) Influência da velocidade de corte no desgaste VB_{max} e na Rugosidade Ra

- 5.6.1) Condição a Seco
- 5.6.2) Condição Úmida
- 5.6.3) Condição com MVO (Vazão 10 ml/h)

5.7) Análise de vida da ferramenta

- 5.7.1) Quanto à Rugosidade Ra
- 5.7.2) Quanto ao Desgaste de Flanco

5.1) Resultados dos Ensaio Preliminares.

Os ensaios preliminares foram realizados, visando determinar a melhor condição de MVO a ser utilizada nos ensaios definitivos, nas seguintes condições:

- a) A seco.
- b) Ao ar comprimido.
- c) Com óleo solúvel abundante (úmido).
- d) Com MVO, com vazão de 10 ml/h.
- e) Com MVO, com vazão de 30 ml/h.
- f) Com MVO, com vazão de 60 ml/h.

Os parâmetros de corte utilizados nestes ensaios foram: velocidade de corte $v_c = 110$ m/min; avanço, $f = 0,08$ mm/volta; profundidade de corte, $a_p = 0,3$ mm. Após usinado um comprimento de corte de 553 m, foram medidas as rugosidades das peças R_a e R_y , o desgaste de flanco máximo (VB_{max}) das ferramentas de PCBN. A figura 5.1 mostra os resultados dos ensaios preliminares relativos ao desgaste de flanco da ferramenta de PCBN, após um comprimento de corte de 553 m. Observa-se que a condição a seco apresentou o menor desgaste de flanco, enquanto que a condição ao ar comprimido apresentou o maior desgaste. Isto devido ao efeito da alta temperatura desenvolvida na região de corte e à alta dureza a quente do PCBN (cerca de 1800 HV, a 1000°C). Segundo Bosson (1994), quando se usinam peças endurecidas com ferramentas de alta dureza a quente, a vida da ferramenta aumenta com o aumento da velocidade de corte, pois a temperatura na região de corte aumenta, facilitando a deformação e o cisalhamento do cavaco e não acentuando substancialmente o desgaste da ferramenta, já que a mesma resiste bem ao calor. Na condição ao ar comprimido, o esfriamento do cavaco devido ao fluxo de ar e à convecção, faz com que a ferramenta esteja sujeita à alta dureza do material durante o corte, o que aumenta o desgaste da mesma. Na condição úmida a temperatura do cavaco também é mantida a um nível mais baixo, causando um desgaste maior que na condição a seco, porém menor que na condição ao ar comprimido, devido ao efeito lubrificante do fluido de corte. Para as três condições de MVO, observa-se que os desgastes das ferramentas são similares entre si e à condição úmida, porém superiores ao desgaste da condição a seco, evidenciando que o ar comprimido causa um resfriamento do cavaco, mantendo sua dureza alta. Por outro lado, o baixo volume de fluido de corte reduz a abrasão diminuindo o desgaste, comparativamente à condição com ar comprimido.

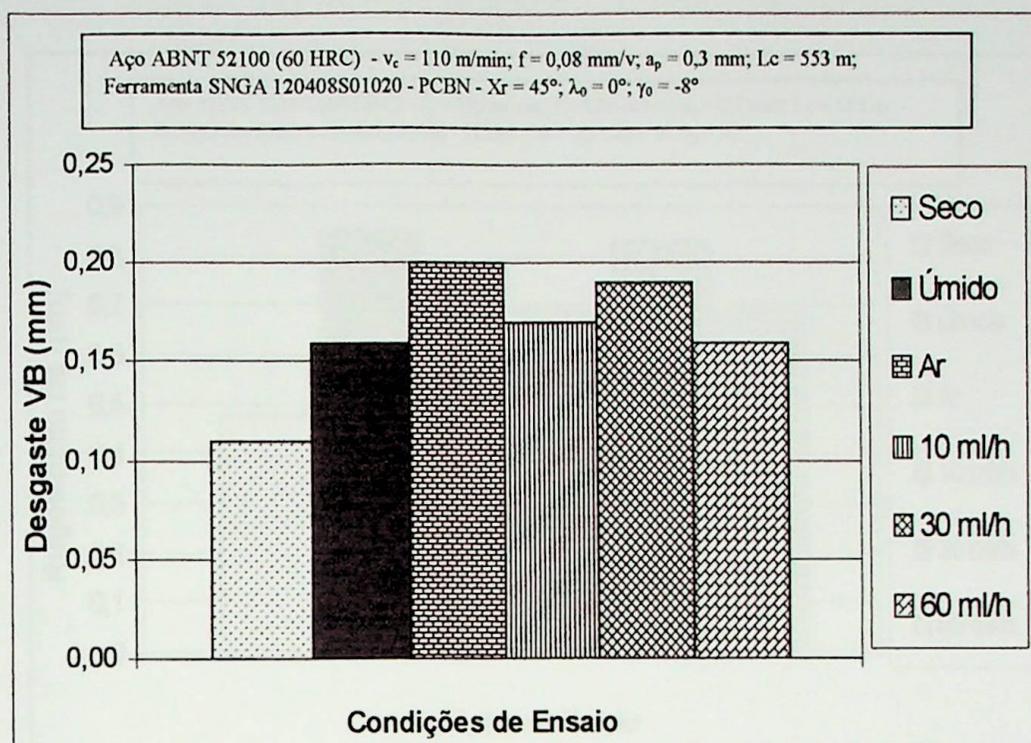


Figura 5.1 – Resultados dos ensaios preliminares relativos ao desgaste de flanco ($L_c = 553$ m).

A figura 5.2 mostra os resultados dos ensaios preliminares referentes à rugosidade da peça. Nota-se que, após um comprimento de corte de 553 m, a condição a seco apresentou os melhores resultados referentes à rugosidade superficial, favorecida pela temperatura de corte que facilita o corte do material, reduzindo os esforços de corte. A condição úmida apresentou a maior rugosidade, possivelmente devido aos maiores esforços de corte, provenientes da manutenção da temperatura pelo efeito refrigerante do fluido de corte, dificultando o cisalhamento do cavaco. As condições de MVO apresentaram resultados semelhantes, porém superiores à condição a seco.

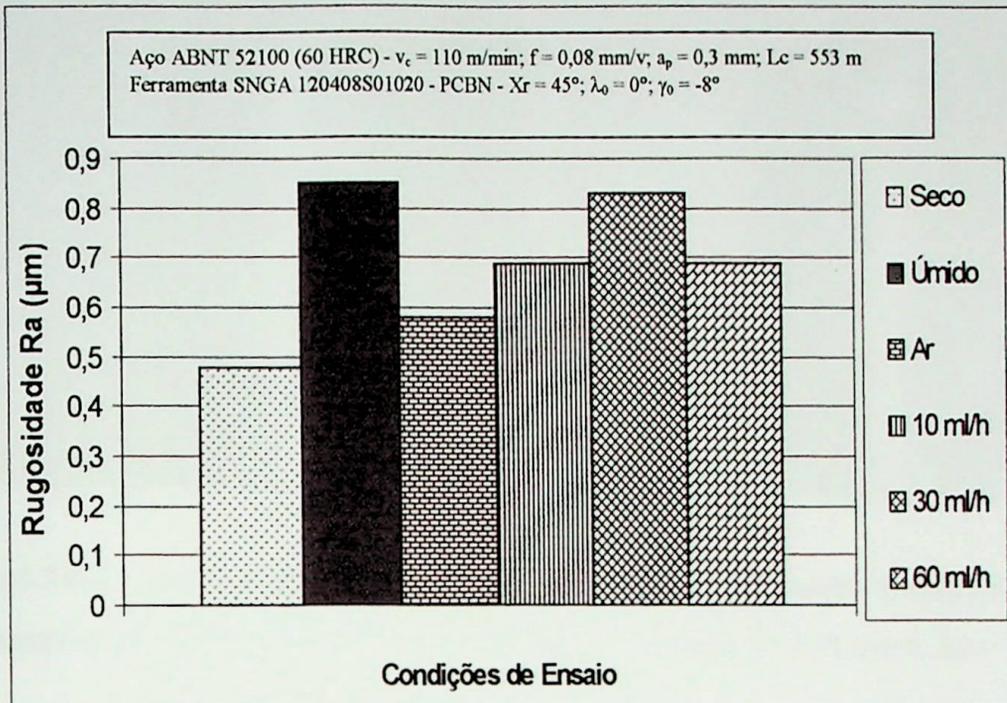


Figura 5.2 – Resultados dos ensaios preliminares relativos à rugosidade ($L_c = 553$ m).

As figuras 5.3 (a), 5.3 (b) e 5.3(c) mostram os detalhes dos desgastes de flanco das ferramentas de PCBN utilizadas nos ensaios preliminares. Observa-se nestas figuras que os desgastes se apresentaram bem homogêneos e similares de uma condição para outra.

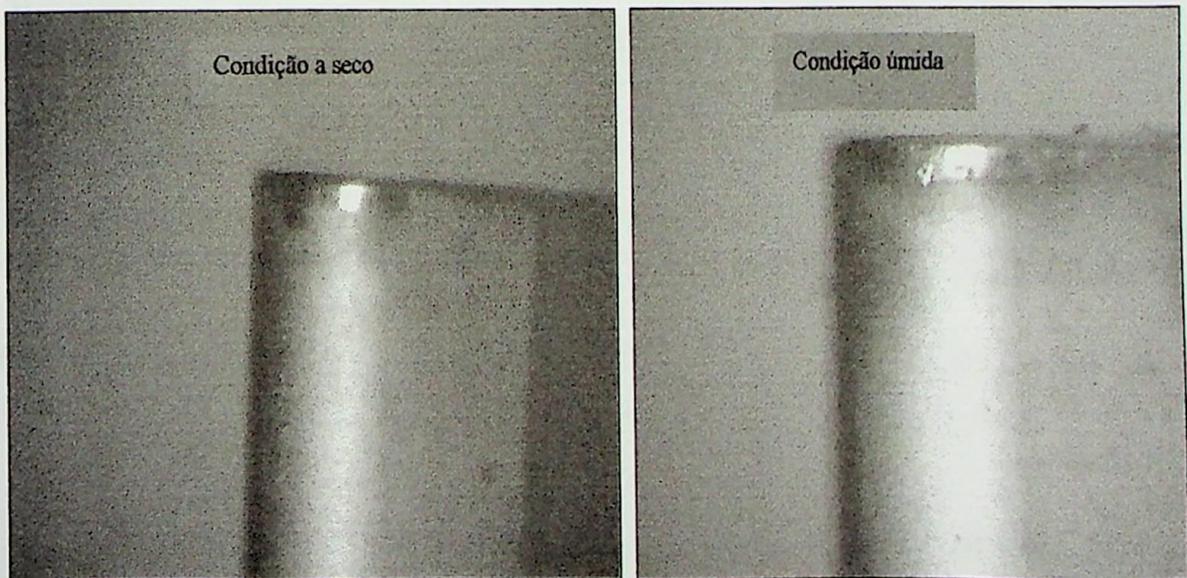


Figura 5.3 (a) – Insertos de PCBN utilizados nos ensaios preliminares, condições a seco e úmido; $v_c = 110$ m/min; $a_p = 0,3$ mm; $f = 0,08$ mm/v; $L_c = 553$ m.

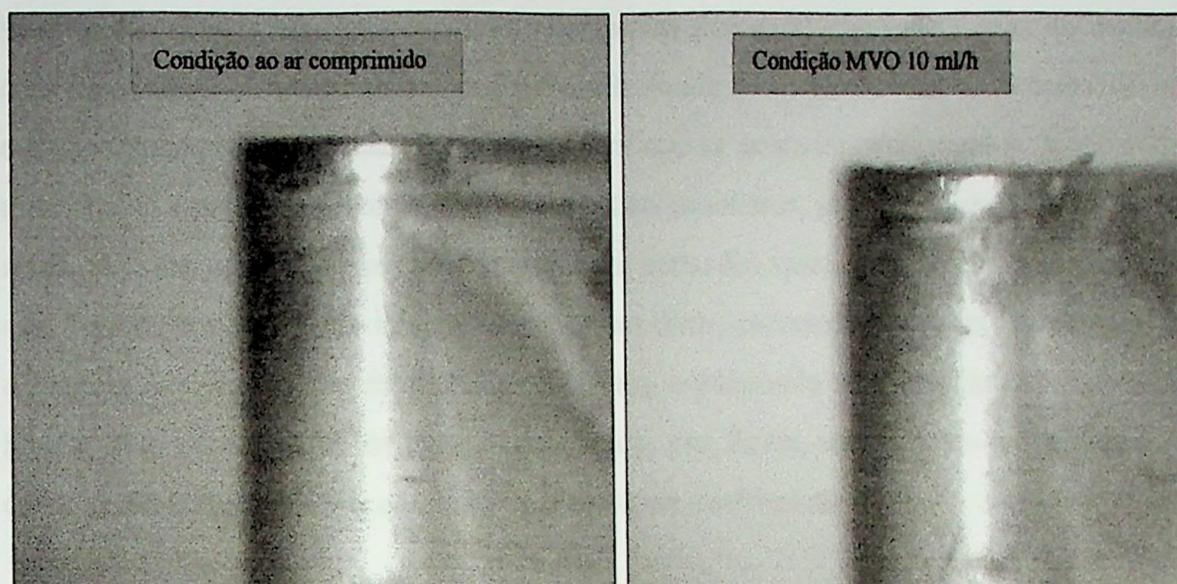


Figura 5.3 (b) – Insertos de PCBN utilizados nos ensaios preliminares, condições ao ar comprimido e MVO 10 ml/h; $v_c = 110$ m/min; $a_p = 0,3$ mm; $f = 0,08$ mm/v; $L_c = 553$ m.

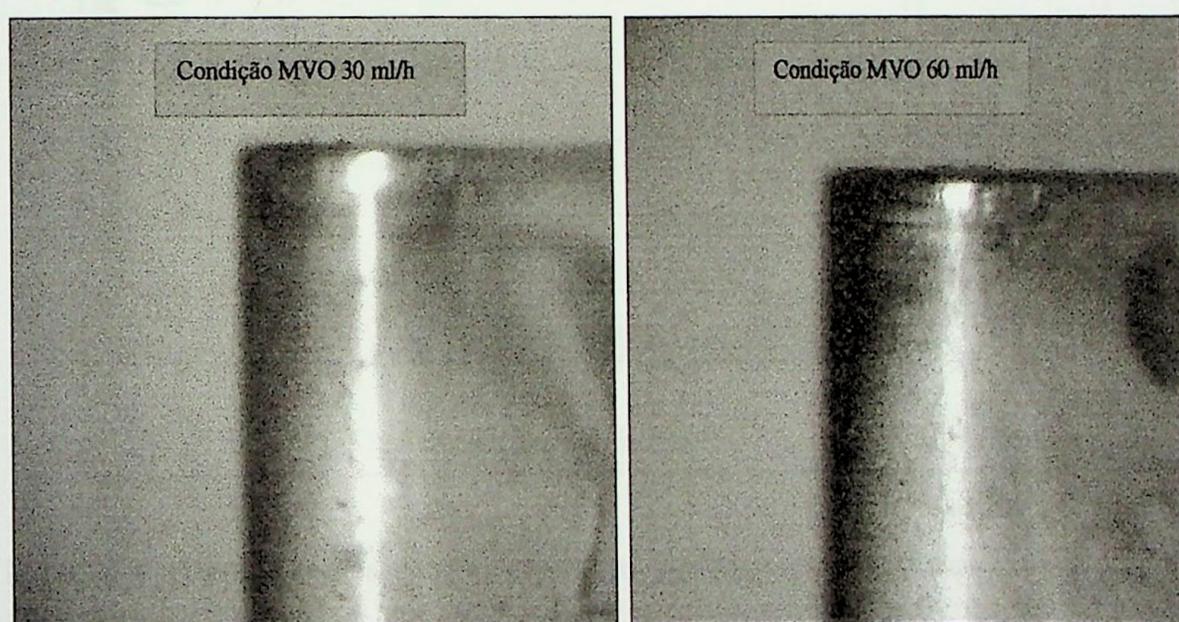


Figura 5.3 (c) – Insertos de PCBN utilizados nos ensaios preliminares, condições MVO 30 e 60 ml/h, $v_c = 110$ m/min; $a_p = 0,3$ mm; $f = 0,08$ mm/v, $L_c = 553$ m.

A figura 5.4 mostra os resultados para as medidas da corrente do motor para as condições destes ensaios preliminares. Observa-se que na condição a seco a corrente do motor é mais elevada, contrariando as expectativas, uma vez que, nesta condição a elevada temperatura de corte atua favoravelmente ao corte, facilitando-o e reduzindo os esforços sobre a ferramenta. Esperava-se que a condição úmida apresentasse a maior corrente elétrica

exigida do motor, pois nesta condição a ferramenta fica constantemente sujeita ao contato com os cavacos de altas durezas, resfriados pelo fluido de corte abundante, aumentando os esforços sobre a ferramenta. No entanto, verificou-se posteriormente, que o sistema de medição da corrente elétrica do motor apresentava problemas, já que em várias ocasiões as medidas feitas em vazio (sem a ferramenta estar cortando) apresentaram valores maiores do que durante o corte, o que não é coerente. Além disso, provavelmente as profundidades de usinagem dos ensaios não foram realmente iguais, ocasionando as diferenças observadas na figura. Por isso, durante os ensaios definitivos, não foram consideradas as medidas de corrente do motor, uma vez que as mesmas não eram confiáveis.

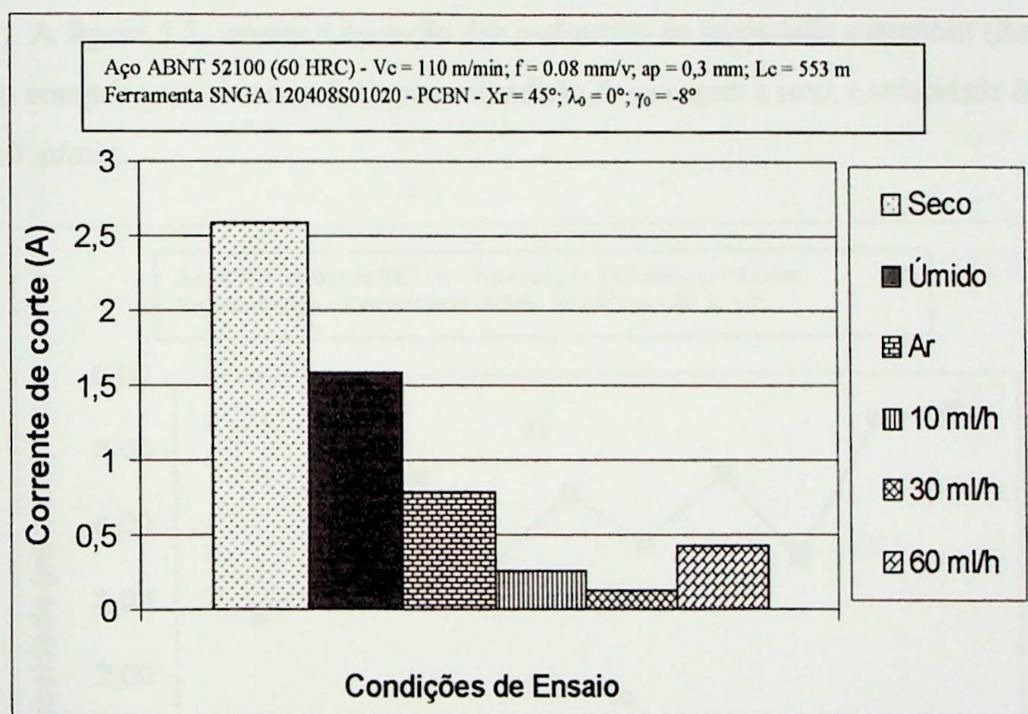


Figura 5.4 – Resultados dos ensaios preliminares relativos à corrente do motor.

Considerando os resultados dos ensaios preliminares, apresentados anteriormente, pode-se verificar que as três condições de MVO apresentaram desempenhos similares relativos à rugosidade superficial e ao desgaste da ferramenta. Por isso a vazão de 10 ml por hora foi escolhida para os ensaios definitivos, pois representa um menor consumo de fluido de corte. A seguir, serão descritos os resultados dos ensaios definitivos

5.2) Resultados para Velocidade de Corte $v_c = 110$ m/min

Nestes ensaios os parâmetros de corte foram: avanço de 0,08 mm/v; profundidade de corte de 0,3 mm e velocidade de corte constante de 110 m/min. As condições de torneamento foram: a seco, com MVO (vazão de 10 ml/h) e úmida. Os critérios de fim de ensaio foram: desgaste de flanco maior ou igual a 0,3 mm ou rugosidade R_a maior ou igual a 0,75 μm .

5.2.1) Rugosidade R_a

A medição da rugosidade foi feita baseando-se em dois parâmetros: Rugosidade média R_a (média aritmética) e Rugosidade máxima R_y , conforme norma ABNT NBR 6405.

A figura 5.5, mostra a evolução dos parâmetros de rugosidade superficial (R_a e R_y) com o comprimento de corte (L_c), para a condição de usinagem a seco, e velocidade de corte de 110 m/min.

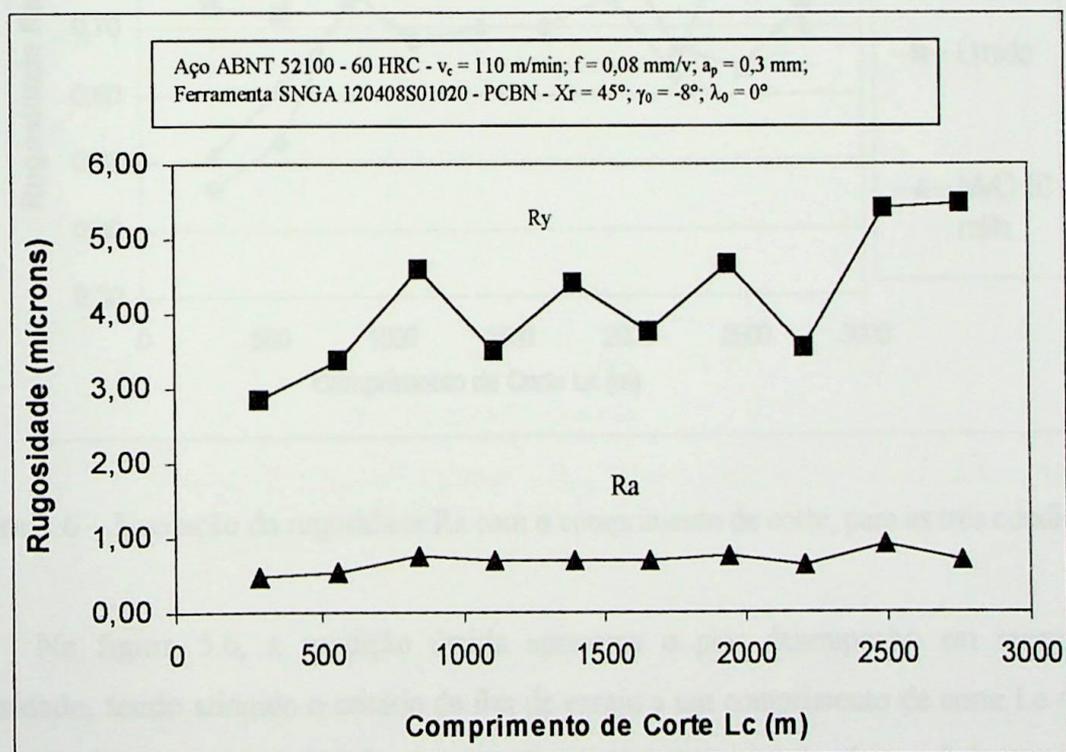


Figura 5.5 – Evolução das rugosidades R_a e R_y com o Comprimento de Corte (L_c) para condição a seco.

Pode-se notar que os parâmetros R_a e R_y apresentam comportamentos semelhantes, para descrição da evolução da rugosidade. Embora nenhum deles apresente uma tendência de crescimento com o comprimento de corte L_c , o parâmetro R_y mostra uma dispersão maior que R_a . Desta forma, o perfil de rugosidade permanece aproximadamente constante em todas

as peças. Por questão de simplificação, toda análise feita doravante será baseada no parâmetro Ra.

A figura 5.6 mostra a evolução do parâmetro de rugosidade Ra, com o comprimento de corte, para as condições ensaiadas: a seco, úmido e com MVO (vazão 10 ml/h), onde se observa o comportamento aleatório da rugosidade, ora aumentando, ora diminuindo, com o comprimento de corte, seguindo a forma da ponta da ferramenta, apesar da ferramenta apresentar um desgaste de flanco sempre crescente (ver figura 5.7). Verifica-se, portanto, que a rugosidade não tem correlação direta com o desgaste de flanco.

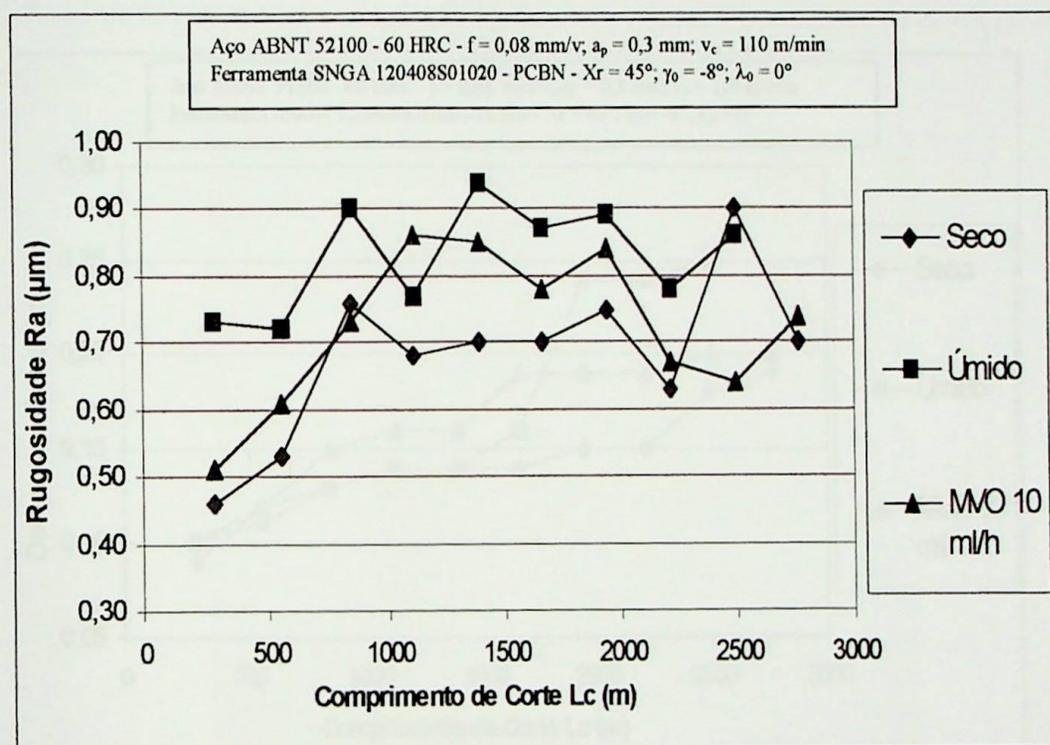


Figura 5.6 – Evolução da rugosidade Ra com o comprimento de corte, para as três condições.

Na figura 5.6, a condição úmida apresenta o pior desempenho em termos de rugosidade, tendo atingido o critério de fim de ensaio a um comprimento de corte $L_c = 835$ m. Observa-se que a rugosidade apresenta um comportamento de altos e baixos, porém, acima do limite de $0,75$ µm, até o fim deste ensaio. Na realidade, o ensaio deveria ter terminado quando se atingisse um valor de Ra superior a $0,75$ µm, porém, continuou-se o ensaio para se observar o comportamento da rugosidade com o comprimento de corte. As condições a seco e MVO (vazão de 10 ml/h), apresentam desempenhos similares, no início dos ensaios. Porém, o corte a seco apresentou uma rugosidade consistentemente menor que a condição com MVO. Para a condição com MVO, a partir de um comprimento de corte de

1106 m, a rugosidade excedeu o critério de fim de ensaio, permanecendo até o comprimento de 2212 m, ao passo que na condição a seco a rugosidade somente ultrapassou o critério de fim de ensaio a um comprimento de corte de aproximadamente 2500 m.

5.2.2) Desgaste de Flanco (VB_{\max})

A figura 5.7 mostra a variação do desgaste de flanco (VB_{\max}) com o comprimento de corte, para as três condições ensaiadas com velocidade de corte de 110 m/min.

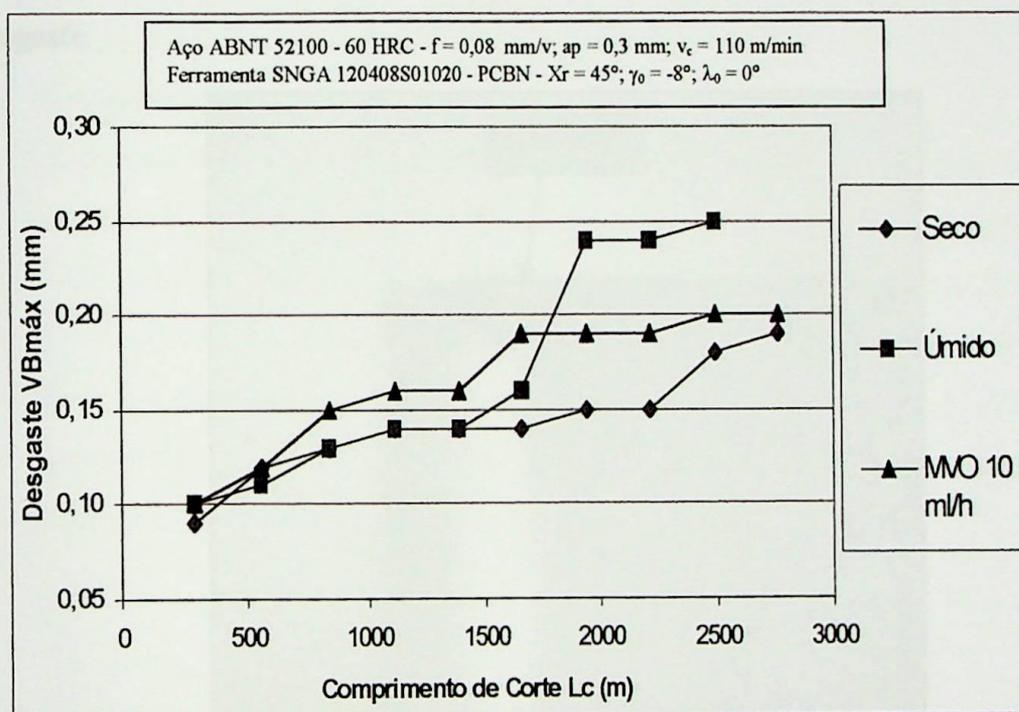


Figura 5.7 – Evolução do desgaste de flanco VB_{\max} com o comprimento de corte L_c , para as três condições.

Observa-se que nas três condições, a evolução do desgaste de flanco é similar até o comprimento de corte de 1941 m, quando o desgaste na condição úmida aumenta muito. Neste ponto, a ferramenta apresentou um lascamento, conforme verifica-se na figura 5.8. Deve-se observar que apesar disso a rugosidade continuou seu comportamento aleatório de altos e baixos, com tendência de crescimento, conforme visto na figura 5.6, uma vez que a rugosidade segue a forma da ponta da ferramenta. A condição a seco apresentou o menor desgaste de flanco, beneficiada pelo efeito da alta temperatura na região de corte, que causa um amolecimento do material do cavaco. Como na condição úmida a ferramenta está sob maiores esforços de corte, ela apresenta um desgaste maior, inclusive podendo sofrer

lascamentos, como o observado na figura 5.8. A condição MVO (vazão de 10 ml/h) apresentou um desempenho intermediário entre as condições a seco e úmida. A expectativa era de que a condição com MVO apresentasse um menor desgaste devido ao efeito lubrificante do fluido de corte que atuaria no sentido de reduzir a abrasão entre ferramenta-peça-cavaco. Porém, acredita-se que o fato do cavaco enrolar-se na peça (e isso ocorreu em quase todas as peças) prejudicou a ação do jato pulverizado de fluido de corte, impedindo-o de chegar à região de corte. Além disso, existe o efeito refrigerante do ar comprimido, reduzindo a temperatura do cavaco, mantendo-o com dureza mais alta. Por esses motivos, a condição com MVO não apresentou um desempenho superior à condição a seco, em termos de desgaste.

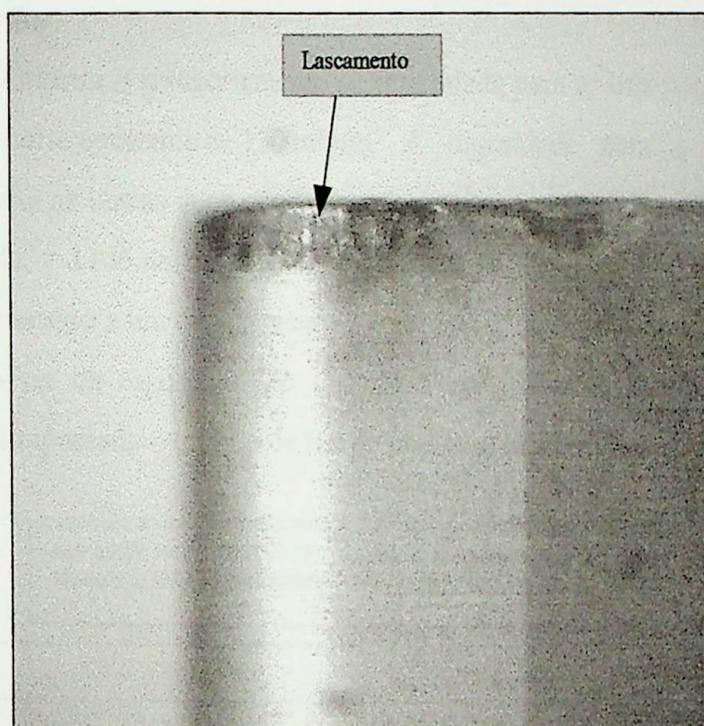


Figura 5.8 – Detalhe do lascamento do inserto de PCBN utilizado na condição úmida, $v_c = 110$ m/min, $L_c = 1941$ m.

5.2.3) Conclusões parciais

Analisando os gráficos apresentados anteriormente pode-se concluir:

- A rugosidade R_a não tem correlação direta com o desgaste de flanco. Ela aumenta e diminui, seguindo a forma da ponta da ferramenta.

- A condição a seco apresentou o melhor desempenho, tanto em termos de desgaste de flanco da ferramenta, quanto em termos de rugosidade superficial da peça.
- A condição úmida apresenta o maior desgaste de flanco.

5.3) Resultados para velocidade de corte $v_c = 130$ m/min

Nestes ensaios os parâmetros de corte foram: avanço de 0,08 mm/v; profundidade de corte de 0,3 mm e velocidade de corte constante de 130 m/min. As condições de torneamento foram: a seco, úmida e com MVO (vazão de 10 ml/h). Os critérios de fim de ensaio foram: desgaste de flanco maior ou igual a 0,3 mm ou rugosidade Ra maior ou igual a 0,75 μm .

5.3.1) Rugosidade Ra

A figura 5.9 mostra o comportamento da rugosidade para as três condições ensaiadas, com velocidade de corte constante de 130 m/min. A rugosidade para a condição úmida começa mais alta que as outras duas condições, diminui e, em seguida, ultrapassa o critério de fim de vida em $L_c = 1106$ m. No entanto, a condição de MVO (vazão de 10 ml/h), supera o critério de fim de ensaio a um comprimento de corte de 835 m, para em seguida diminuir e voltar a subir. Apesar da rugosidade ter voltado a cair, encerrou-se este ensaio, pois a rugosidade havia ultrapassado o critério de fim de ensaio por duas vezes.

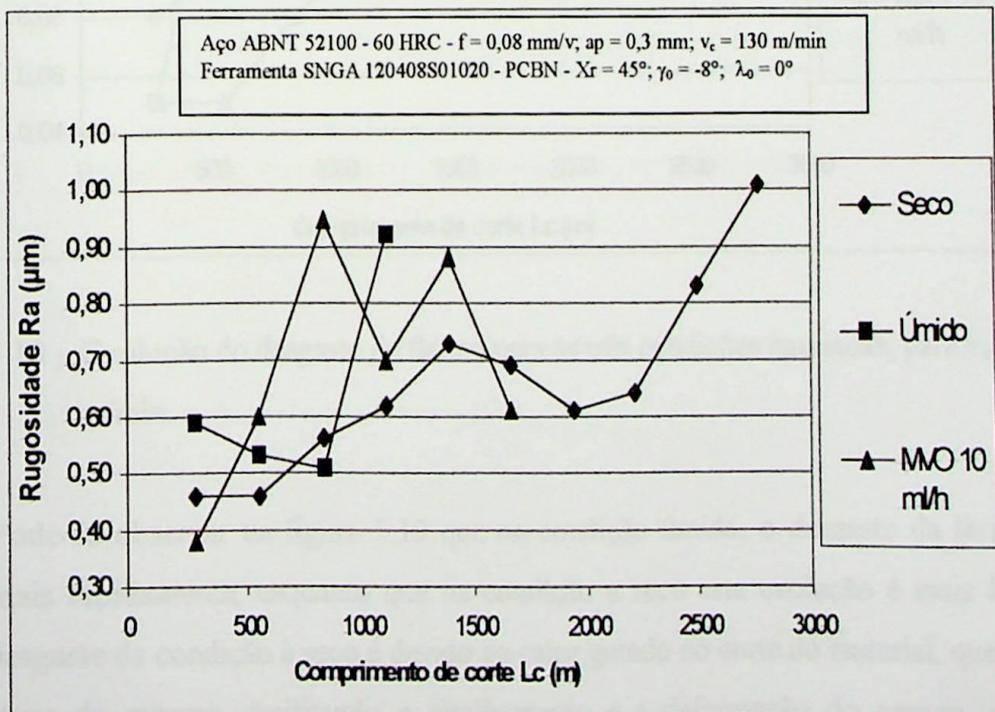


Figura 5.9 – Evolução da rugosidade Ra, para as três condições ensaiadas, para $v_c = 130$ m/min.

A condição a seco apresentou o melhor desempenho, com uma evolução mais lenta da rugosidade, somente ultrapassando o limite, a um comprimento de corte $L_c = 2494$ m. Em seguida a rugosidade ultrapassa a marca de $1 \mu\text{m}$, mas isto devido a um lascamento do inserto, que modificou a forma da ponta da ferramenta, prejudicando o acabamento superficial, conforme será visto no item 5.3.2.

5.3.2) Desgaste de flanco

A figura 5.10 mostra a evolução do desgaste de flanco para as três condições ensaiadas com velocidade de corte constante de 130 m/min .

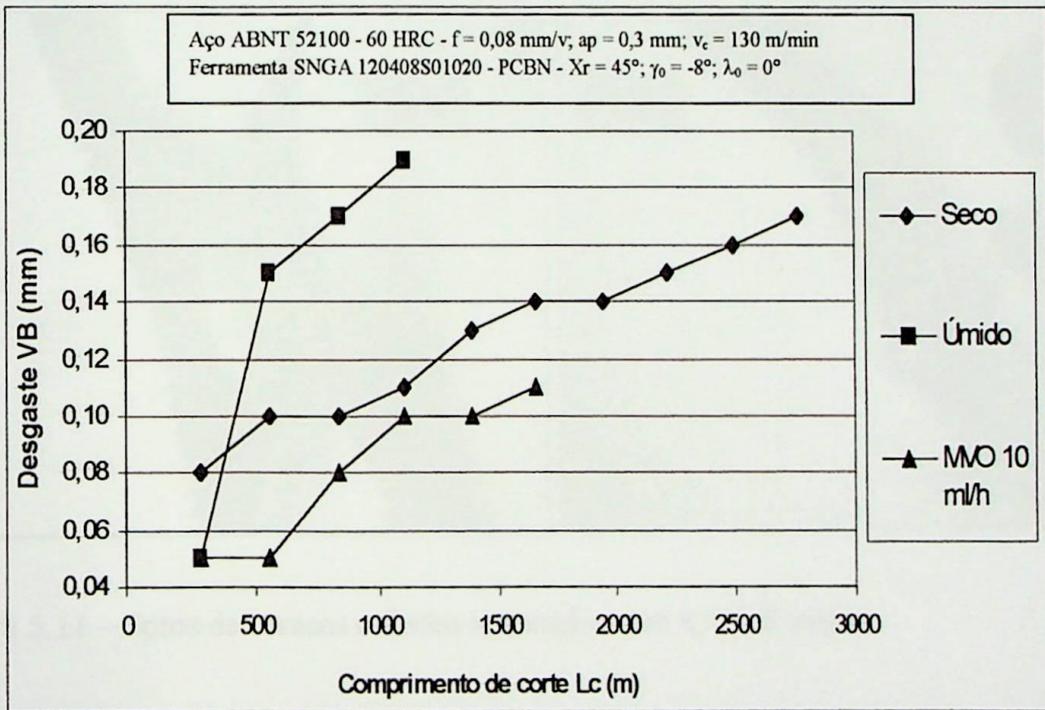


Figura 5.10 – Evolução do desgaste de flanco para as três condições ensaiadas, para $v_c = 130 \text{ m/min}$.

Pode-se observar na figura 5.10 que na condição úmida, o desgaste da ferramenta evolui mais rapidamente, enquanto que na condição a seco esta evolução é mais lenta. O menor desgaste da condição à seco é devido ao calor gerado no corte do material, que eleva a temperatura do mesmo, facilitando o cisalhamento e a deformação do cavaco, aliado à elevada resistência do PCBN a altas temperaturas. Observa-se ainda que as condições a seco e MVO (vazão 10 ml/h) têm desempenhos similares, embora a condição MVO apresente

desgaste um pouco menor. Em todos os ensaios realizados neste trabalho, houve a formação de cavacos contínuos (cisalhamento), na forma de dente de serra (ver figura 5.11), conforme relatado por outros pesquisadores, como: Matsumoto (1998), Costa (1993), Nakayama et al. (1974), Shaw e Vyas (1993). Segundo Novaski^[2] & Dörr (1999), a formação de cavacos de cisalhamento é um fator limitante para a utilização da técnica de Mínimo Volume de Óleo na usinagem de aços. Como nenhum quebra-cavacos foi previsto nestes ensaios, os cavacos enrolaram-se nas peças, prejudicando o acabamento superficial. Além disso, o cavaco enrolado certamente impediu que o jato pulverizado de fluido de corte atingisse a região de corte da ferramenta. Mesmo assim, a condição MVO apresentou desgastes de flanco menores que a condição a seco, devido ao efeito lubrificante do óleo de corte pulverizado.

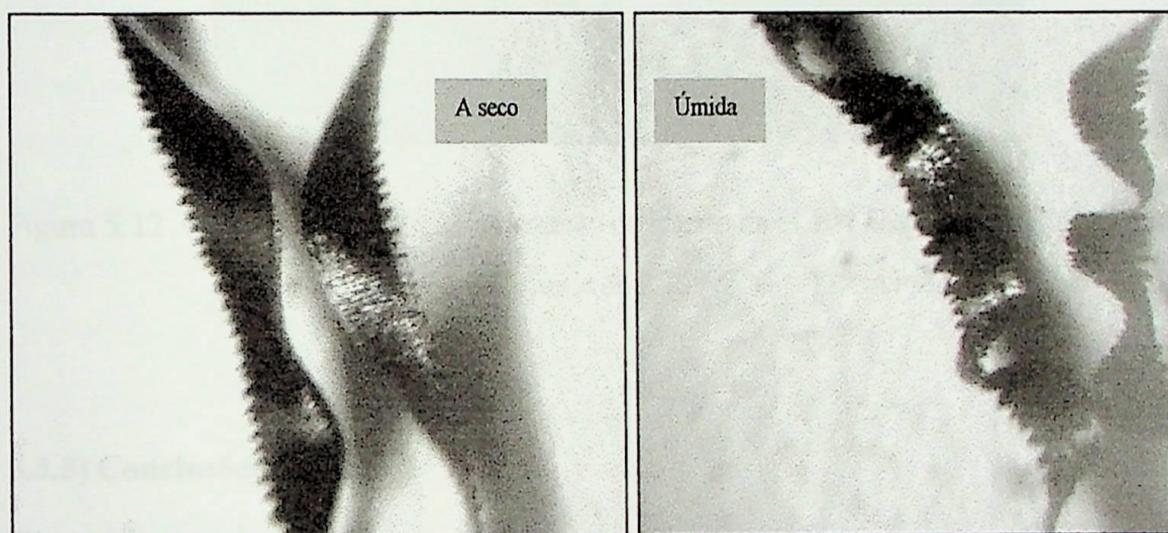


Figura 5.11 – Fotos de cavacos colhidos nos ensaios com $v_c = 130$ m/min.

A figura 5.12 mostra o lascamento da aresta de corte ocorrido na condição a seco, quando o comprimento de corte chegou a 2765 m.

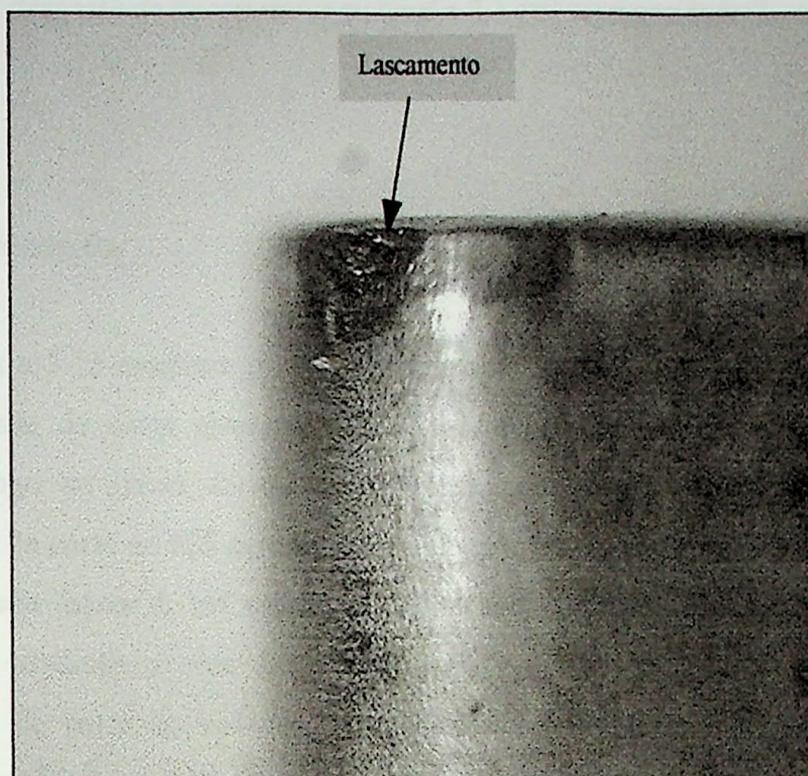


Figura 5.12 – Vista mostrando o lascamento do inserto de PCBN usado na condição a seco, após o comprimento de corte de 2.765 m, $v_c = 130$ m/min.

5.3.3) Conclusões parciais

Para os ensaios de torneamento na condição de velocidade de corte de 130 m/min, pode-se concluir:

- A condição a seco e MVO (10 ml/h) apresentam desempenhos similares com relação ao desgaste da ferramenta.
- A condição úmida apresenta uma vida reduzida e uma rápida evolução do desgaste de flanco, devido à ação refrigerante do fluido de corte abundante.

5.4) Resultados para velocidade de corte $V_c = 150$ m/min.

Nestes ensaios os parâmetros de corte foram: avanço de 0,08 mm/volta; profundidade de usinagem de 0,3 mm e velocidade de corte constante de 150 m/min. As condições de torneamento foram: a seco, úmida e com MVO (vazão de 10 ml/h). Os critérios de fim de

ensaio foram: desgaste de flanco maior ou igual a 0,3 mm ou rugosidade Ra maior ou igual a 0,75 μm .

5.4.1) Rugosidade Ra

A figura 5.13 mostra a evolução da rugosidade para as três condições ensaiadas, a uma velocidade de corte constante de 150 m/min. A condição úmida apresentou alta rugosidade logo no início do ensaio, ultrapassando o critério de fim de ensaio a um comprimento de corte de 825 m, tendo sido encerrado o ensaio. A condição a seco mostrou uma rugosidade menor e um evolução mais lenta desta rugosidade. Das três condições ensaiadas, a condição a seco apresentou os menores valores de rugosidade Ra até o comprimento de corte de 1388 m, mas a partir deste ponto, a rugosidade ultrapassou abruptamente o limite de 0,75 μm , embora nenhuma avaria ou desgaste excessivo tenha sido observado na aresta de corte. Isto porque a rugosidade não apresenta correlação direta com o desgaste de flanco, pois ela está intimamente ligada à forma da ponta da ferramenta no instante do corte e é dependente das condições dinâmicas da máquina.

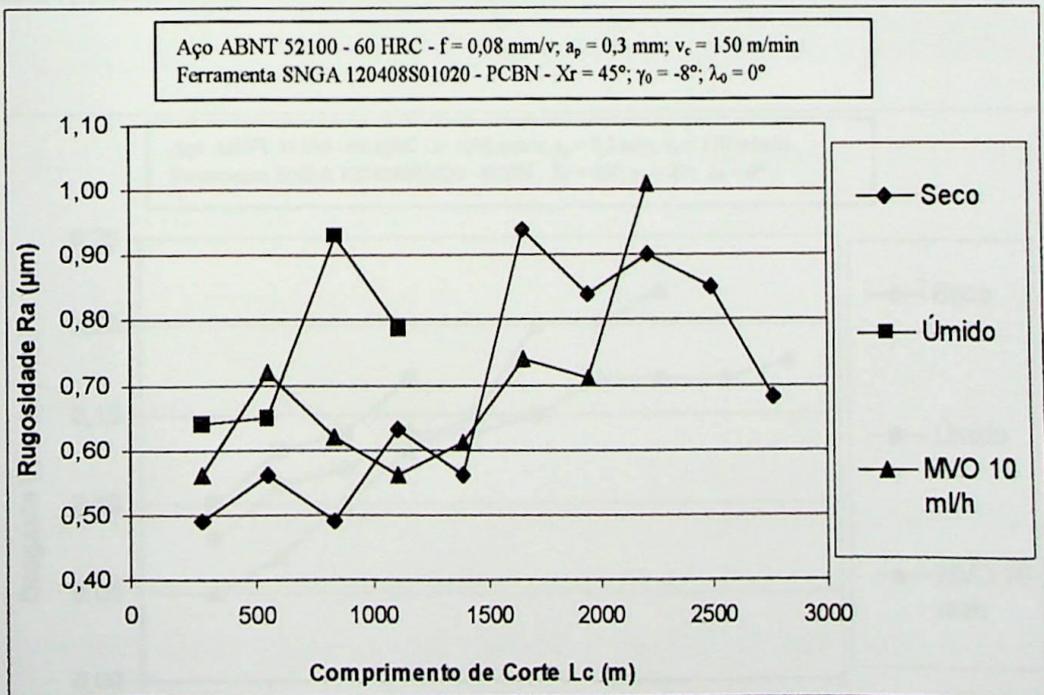


Figura 5.13 – Evolução da rugosidade para as três condições ensaiadas, velocidade de corte 150 m/min.

A condição com MVO (vazão 10 ml/h) apresenta uma rugosidade intermediária entre as outras duas condições, embora tenha ultrapassado o limite de $0,75 \mu\text{m}$ a um comprimento de corte de 1553 m, para em seguida, cair para valores abaixo deste limite. Novamente fica evidente a não correlação da rugosidade com o desgaste de flanco, pois este apresentou-se sempre crescente, como pode ser visto na figura 5.14.

5.4.2- Desgaste de flanco

A figura 5.14 mostra a evolução do desgaste de flanco ($VB_{\text{máx}}$) em função do comprimento de corte L_c , para as três condições ensaiadas a uma velocidade de corte de 150 m/min. Nota-se que a condição úmida apresenta desgaste de flanco maior e uma evolução mais rápida, devido ao efeito refrigerante do fluido de corte, aliado ao aumento da velocidade de corte que produz um aumento dos esforços de corte e do desgaste da ferramenta. A condição a seco, embora tenha apresentado inicialmente um desgaste maior que na condição com MVO, mostrou uma evolução mais lenta deste desgaste com o comprimento de corte, resultando, portanto, em um melhor desempenho.

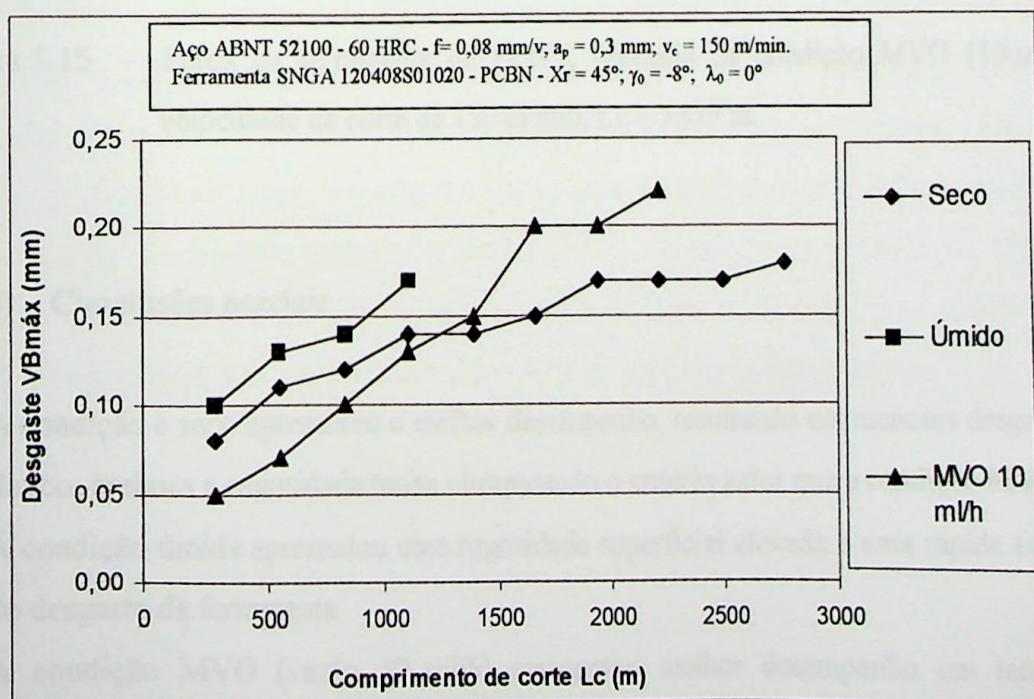


Figura 5.14 – Evolução do desgaste para as três condições ensaiadas, para $v_c = 150 \text{ m/min}$.

A condição com MVO apresentou arredondamento da aresta de corte, a um comprimento de corte de 1659 m, conforme pode ser visto na figura 5.15. A condição a seco ultrapassou o critério de fim de ensaio com relação a R_a ($R_a \geq 0,75 \mu\text{m}$) antes da condição com MVO, porém apresentou um comportamento melhor no tocante ao desgaste da ferramenta. Nos ensaios com $v_c = 130 \text{ m/min}$ ocorreu o contrário, isto é, a condição com MVO ultrapassou $R_a = 0,75 \mu\text{m}$ antes que a condição a seco, no entanto, apresentou um comportamento um pouco melhor com relação ao desgaste de flanco, comparativamente à condição a seco (ver item 5.3).

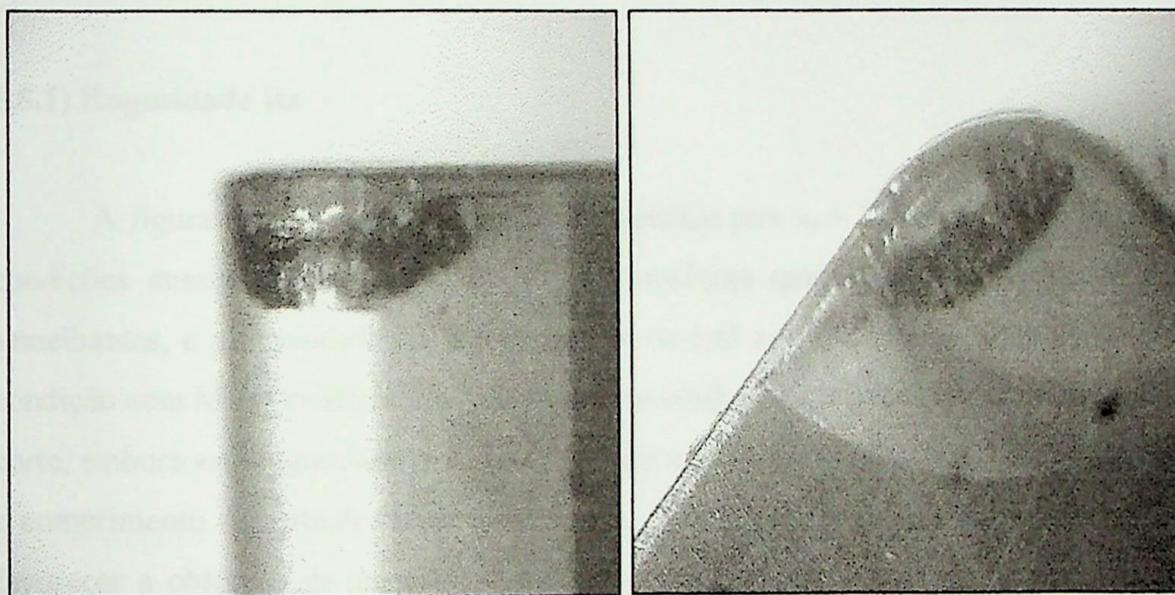


Figura 5.15 – Fotos da ferramenta de PCBN, utilizada na condição MVO (10 ml/h), velocidade de corte de 150 m/min, $L_c = 1659 \text{ m}$.

5.4.3) – Conclusões parciais

- A condição a seco apresentou o melhor desempenho, resultando em menores desgastes de flanco, embora a rugosidade tenha ultrapassado o critério antes que a condição MVO.
- A condição úmida apresentou uma rugosidade superficial elevada e uma rápida evolução do desgaste da ferramenta.
- A condição MVO (vazão 10 ml/h) apresentou melhor desempenho em termos de rugosidade R_a .

5.5) Resultados para Velocidade de Corte $v_c = 175$ m/min.

Nestes ensaios os parâmetros de corte foram: avanço de 0,08 mm/volta; profundidade de usinagem de 0,3 mm e velocidade de corte constante de 175 m/min. As condições de torneamento foram: a seco e com MVO (vazão de 10 ml/h). Os critérios de fim de ensaio foram: desgaste de flanco maior ou igual a 0,3 mm ou rugosidade R_a maior ou igual a 0,75 μm .

5.5.1) Rugosidade R_a

A figura 5.16 mostra a evolução da rugosidade para $v_c = 175$ m/min, para as duas condições ensaiadas. Observa-se que as duas condições apresentam desempenhos muito semelhantes, e a rugosidade mantém-se na faixa de 0,45 a 0,65 μm na condição a seco. A condição com MVO mostrou uma redução da rugosidade com o aumento do comprimento de corte, embora esta rugosidade tenha se situado numa faixa superior à da condição a seco, até o comprimento de corte de 2494 m. O aumento da velocidade de corte atuou no sentido de favorecer a obtenção de rugosidades menores, uma vez que o aumento da temperatura de corte facilita a ação da ponta da ferramenta, deformando mais facilmente o cavaco, no sentido de imprimir na peça o raio de ponta do inserto de PCBN. Observa-se ainda que a rugosidade na condição com MVO tende a diminuir com o comprimento de corte. Este fato é devido, possivelmente, ao desgaste de cratera observado (ver item 5.5.2), que alterou a geometria da ferramenta, tornando-a mais positiva, reduzindo os esforços de corte e a vibração do sistema, com a conseqüente redução da rugosidade. Porém, na condição com MVO, a rugosidade já começou muito alta, próxima do limite de fim de ensaio.

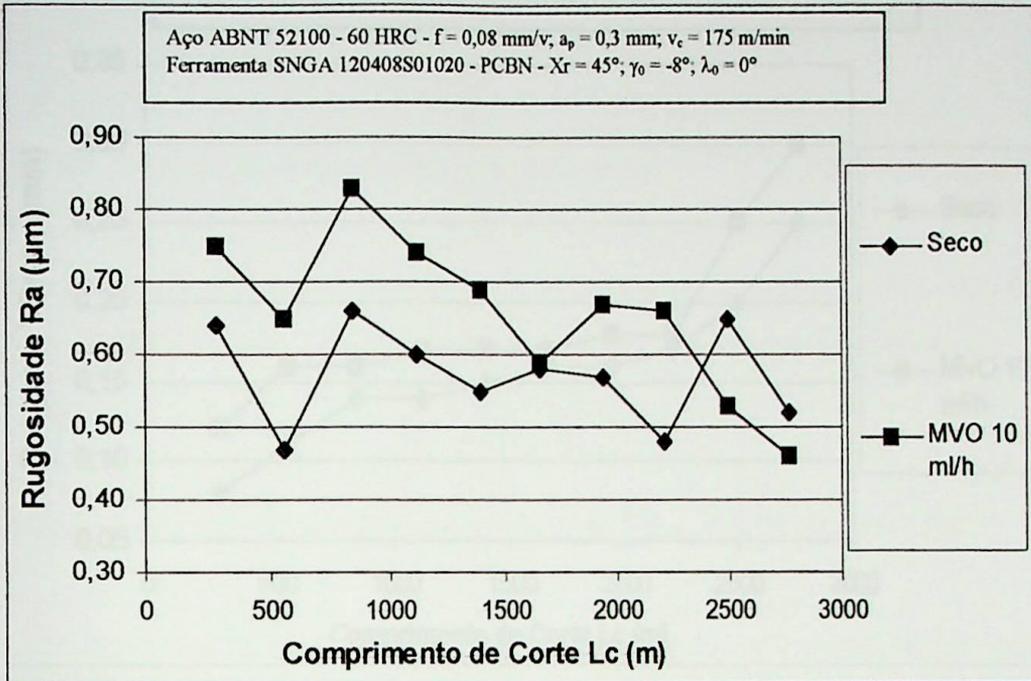


Figura 5.16 – Evolução da rugosidade para as duas condições a seco e MVO 10 ml/h, para $v_c = 175$ m/min.

5.5.2) Desgaste de Flanco

A figura 5.17 mostra a evolução do desgaste de flanco (VB_{\max}) para as duas condições ensaiadas com velocidade de corte de 175 m/min. A condição a seco apresentou sempre desgastes pouco menores, comparados com os desgastes da condição com MVO e a evolução do desgaste nas duas condições apresenta a mesma tendência. O aumento da velocidade de corte gera na região de corte uma temperatura mais elevada, e as duas curvas do gráfico mostram que a evolução do desgaste é mais lenta nesta condição, pois a ferramenta de PCBN mantém valores aproximadamente constantes de desgaste em uma larga faixa de comprimento de corte, comparado com os outros ensaios relatados anteriormente. O efeito de refrigeração do MVO fica evidente, uma vez que esta condição apresenta um desgaste ligeiramente superior ao da condição a seco. Este efeito é maior que o de lubrificação, pois esta lubrificação fica prejudicada pelos cavacos que ficam enrolados na peça, impedindo que o fluido de corte atinja de maneira eficaz a zona de deformação e cisalhamento do cavaco.

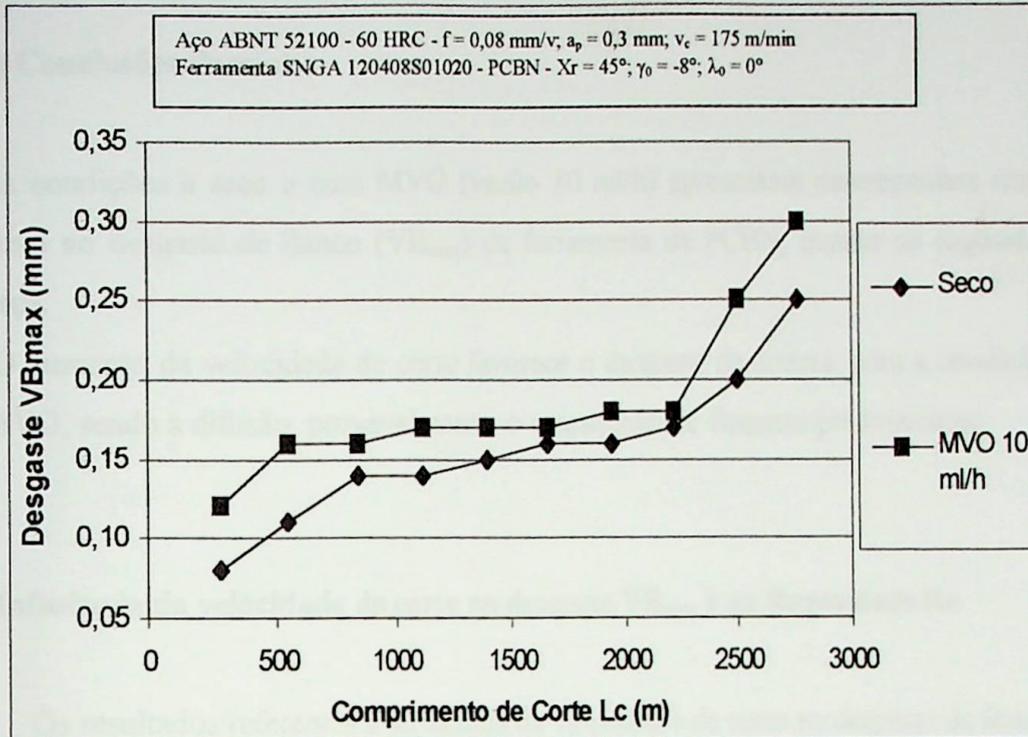


Figura 5.17 – Evolução do desgaste de flanco para as duas condições ensaiadas, $v_c = 175$ m/min.

Em nenhum dos ensaios realizados observou-se o desgaste de cratera, exceto na condição velocidade de corte de 175 m/min. A figura 5.18 mostra o desgaste de cratera observado na condição com MVO, a partir de um comprimento de corte de 2212 m. Isto mostra que o aumento da velocidade de corte, e o conseqüente aumento da temperatura, favorece este tipo de desgaste na usinagem de aço endurecido com ferramenta de PCBN. O aumento da temperatura de corte favorece o mecanismo de desgaste por difusão, resultando no desgaste de cratera observado.

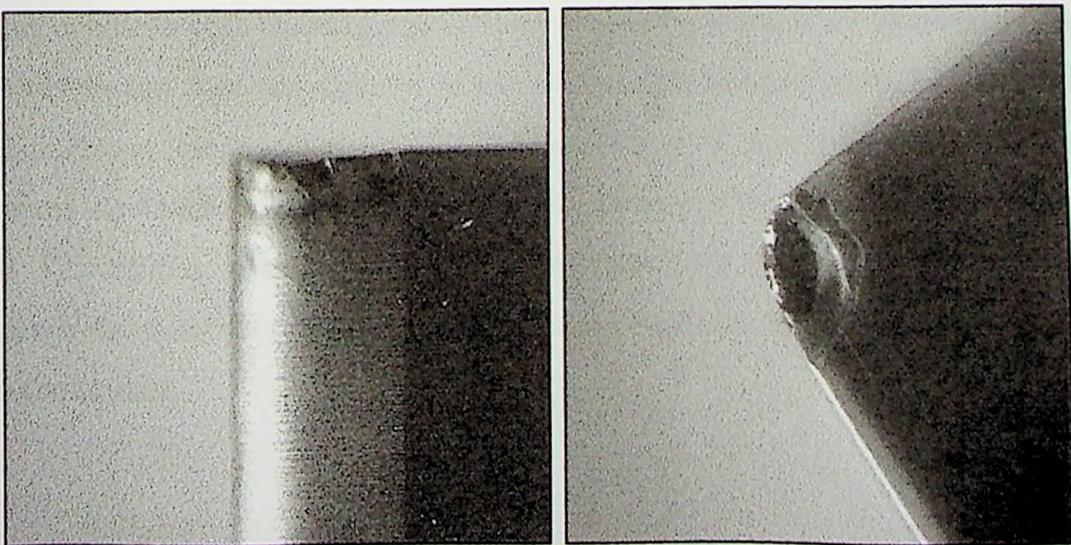


Figura 5.18 – Fotos mostrando o desgaste de cratera dos insertos de PCBN, condição MVO 10 ml/h, $v_c = 175$ m/min, $L_c = 2494$ m.

5.5.3) Conclusões Parciais

- As condições a seco e com MVO (vazão 10 ml/h) apresentam desempenhos similares, tanto no desgaste de flanco (VB_{max}) da ferramenta de PCBN, quanto na rugosidade da peça.
- O aumento da velocidade de corte favorece o desgaste de cratera, para a condição com MVO, sendo a difusão, provavelmente, o mecanismo de desgaste predominante.

5.6) Influência da velocidade de corte no desgaste VB_{max} e na Rugosidade Ra

Os resultados referentes à influência da velocidade de corte no desgaste da ferramenta e na rugosidade da peça, serão apresentados segundo a condição de corte ensaiada, da seguinte maneira: condição a seco, condição úmida e condição com MVO (vazão 10ml/h)

5.6.1) Condição a Seco

A figura 5.19 mostra os resultados comparativos para a rugosidade Ra na condição a seco em função do comprimento de corte, para as quatro velocidades de corte testadas. A rugosidade apresenta comportamentos similares nas velocidades de corte de 110, 130 e 150 m/min. Na condição com velocidade de corte de 175 m/min, a rugosidade apresentou seus melhores resultados. Para esta condição de corte a rugosidade permaneceu sempre abaixo do limite de $0,75 \mu\text{m}$, até o comprimento de corte de 2765 m. A rugosidade manteve-se em níveis baixos devido ao efeito da elevada temperatura desenvolvida à uma velocidade de corte de 175 m/min, aliada à alta dureza e resistência do PCBN, que favoreceu o cisalhamento do material, reduzindo os esforços e as condições de resposta dinâmica da máquina-ferramenta.

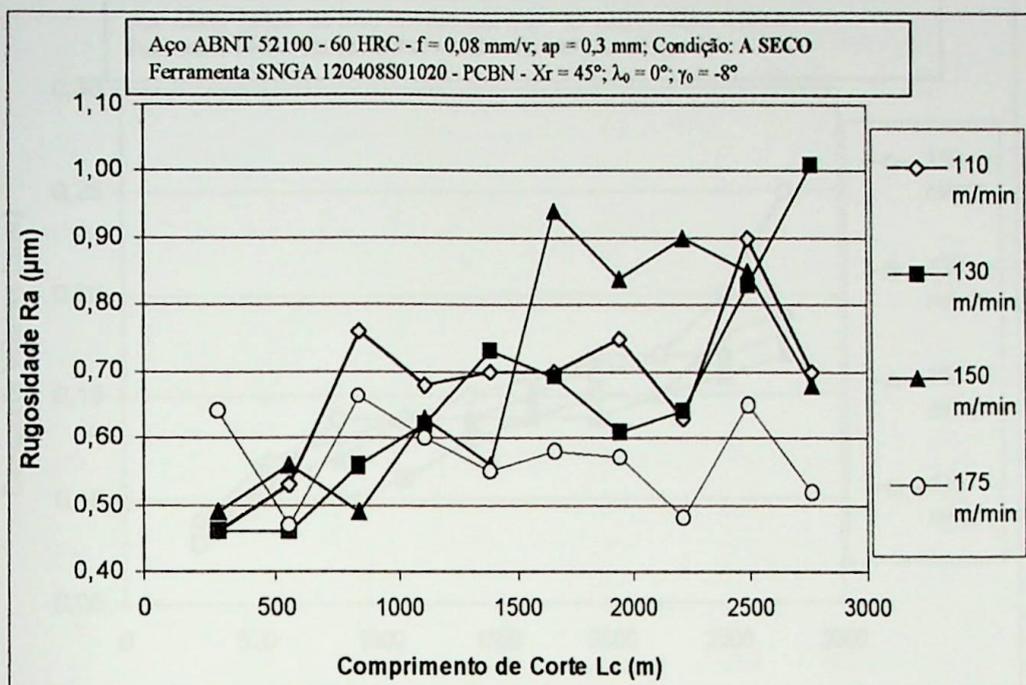


Figura 5.19 – Variação da rugosidade em função do comprimento de corte para condição a seco.

A figura 5.20 mostra os resultados para o desgaste de flanco para a condição a seco, em função do comprimento de corte. No fim da vida, verifica-se que para a condição de velocidade de corte de 175 m/min, o desgaste é maior (relativamente à outras velocidades), como era esperado, uma vez que o aumento da velocidade de corte exerce forte influência no desgaste de flanco, favorecendo o mecanismo de desgaste por abrasão mecânica. Nas demais velocidades de corte, a evolução do desgaste de flanco apresentou-se similar, não se notando influência alguma da velocidade de corte.

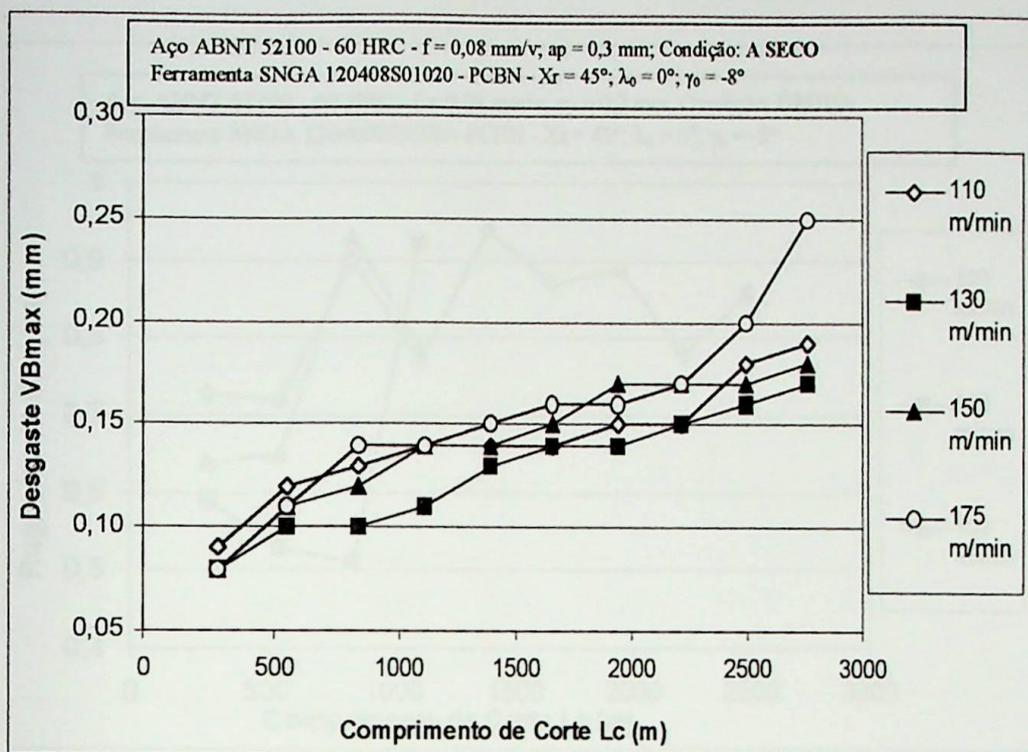


Figura 5.20 – Variação do desgaste de flanco em função do comprimento de corte, para a condição a seco.

5.6.2) Condição úmida

A figura 5.21 mostra os resultados comparativos da rugosidade superficial para a condição úmida, em função do comprimento de corte. Observa-se que na condição úmida os valores da rugosidade superficial são elevados, superiores ao limite de $0,75 \mu\text{m}$, para as três velocidades ensaiadas. O efeito do resfriamento devido ao fluido de corte abundante mantém a peça e ferramenta em temperaturas mais baixas, fazendo com que a ferramenta permanecesse durante todo o corte sujeita à maior abrasão com o material duro da peça, sem o efeito de amolecimento provocado pela elevação da temperatura de corte. Além disso, os maiores esforços de corte devem ter causado maior vibração, prejudicando o acabamento superficial.

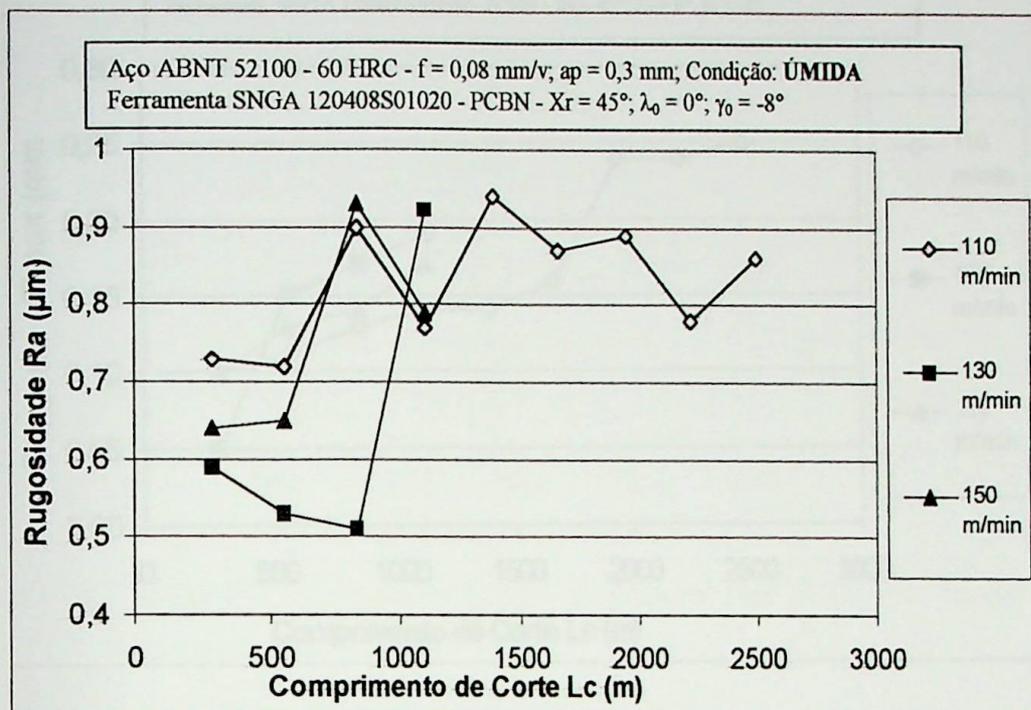


Figura 5.21 – Variação da rugosidade para a condição úmida, em função do comprimento de corte.

A figura 5.22 mostra os resultados comparativos do desgaste de flanco para a condição úmida, em função do comprimento de corte. Observa-se que, no torneamento com menor velocidade de corte (110 m/min), a ferramenta de PCBN apresentou menores desgastes de flanco, pois, à medida que a velocidade de corte aumenta, o volume de material atraindo com a ferramenta por unidade de tempo também aumenta. Como este aumento de volume não é acompanhado pela diminuição da resistência do material, devido ao resfriamento causado pelo fluido de corte, a abrasão aumenta e o desgaste também, com o aumento da velocidade de corte.

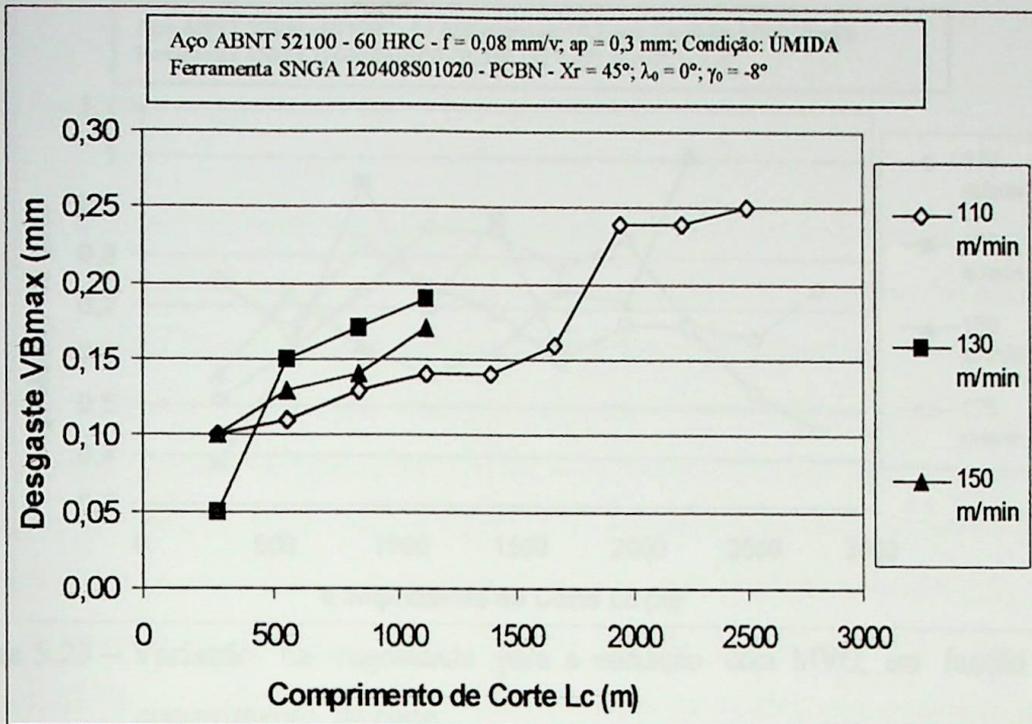


Figura 5.22 – Desgaste de flanco em função do comprimento de corte para a condição úmida.

5.6.3) Condição com MVO (vazão 10 ml/h)

A figura 5.23 mostra os resultados comparativos da rugosidade R_a para a condição com MVO (vazão 10 ml/h), em função do comprimento de corte, para as quatro velocidades de corte testadas. Observa-se que o comportamento da rugosidade é aleatório, com valores altos e baixos, independente da velocidade. Este fato é devido à resposta que o sistema máquina-ferramenta-dispositivo de fixação-peça dá, em termos de vibração, quando se varia a velocidade de corte (Diniz, et al., 1999). Observa-se ainda que, na condição com velocidade de corte de 175 m/min, a rugosidade diminui com o aumento do comprimento de corte, favorecida pela alta temperatura desenvolvida na deformação e cisalhamento do cavaco.

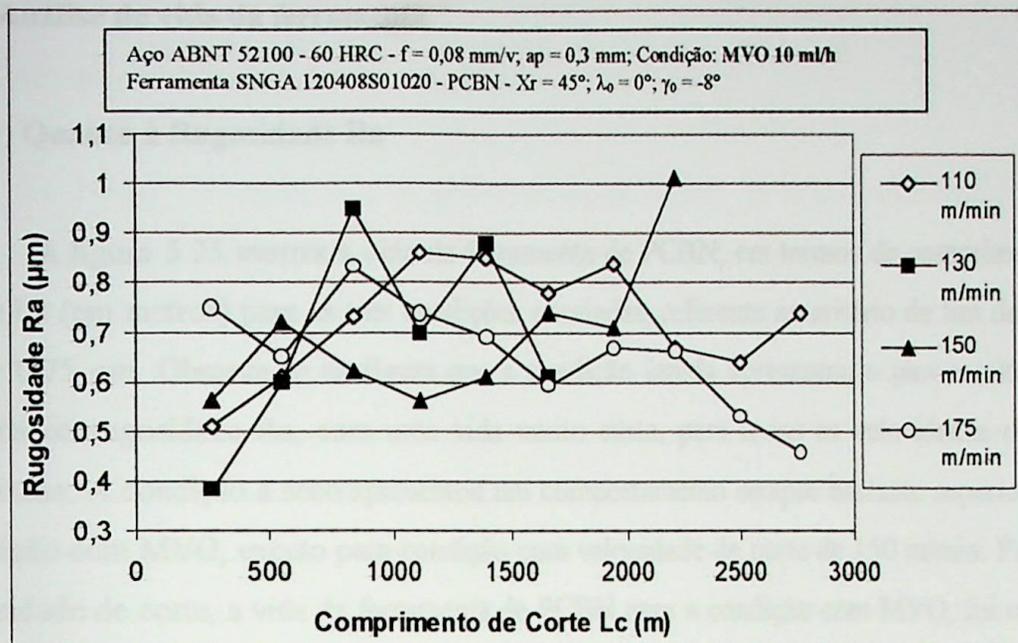


Figura 5.23 – Variação da rugosidade para a condição com MVO, em função do comprimento de corte.

A figura 5.24 mostra os resultados comparativos do desgaste de flanco para a condição MVO (vazão de 10 ml/h) em função do comprimento de corte para as quatro velocidades de corte testadas. Observa-se que as condições com velocidades de corte de 110 e 175 m/min, têm desempenhos similares. Observa-se que a evolução do desgaste é lenta, devido à alta temperatura na região de corte, que facilita o cisalhamento do material, e à alta resistência do PCBN em temperaturas elevadas.

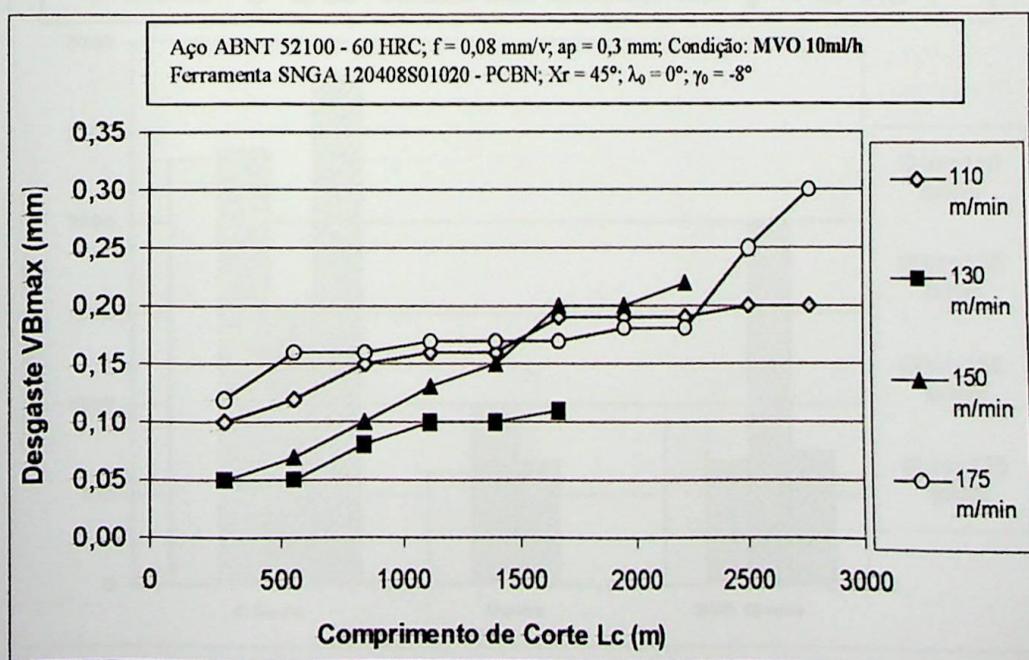


Figura 5.24 – Variação do desgaste de flanco para condição com MVO, em função do comprimento de corte.

5.7) Análise de vida da ferramenta

5.7.1) Quanto à Rugosidade Ra

A figura 5.25 mostra a vida da ferramenta de PCBN, em termos de comprimento de corte L_c (em metros) para as três condições ensaiadas, referente ao critério de fim de ensaio $Ra = 0,75 \mu\text{m}$. Observa-se na figura que a condição úmida apresentou o pior resultado em termos de rugosidade Ra , com uma vida muito curta, para todas as velocidades de corte ensaiadas. A condição a seco apresentou um comportamento sempre bastante superior ao da condição com MVO, exceto para condição com velocidade de corte de 150 m/min. Para esta velocidade de corte, a vida da ferramenta de PCBN para a condição com MVO, foi cerca de 29% superior à da condição a seco. Deve-se ressaltar que na condição a seco para a velocidade de corte de 175 m/min, em nenhum momento dos ensaios a rugosidade atingiu o valor de $0,75 \mu\text{m}$. Este fato indica que a alta temperatura na região de corte favorece a obtenção de rugosidades menores, pois facilita a ação da ponta da ferramenta, no sentido de imprimir na peça o raio do inserto de PCBN. A maior vida para a condição a seco ocorreu para a velocidade de corte de 175 m/min, ao passo que, para a condição com MVO, a maior vida ocorreu para a velocidade de 150 m/min.

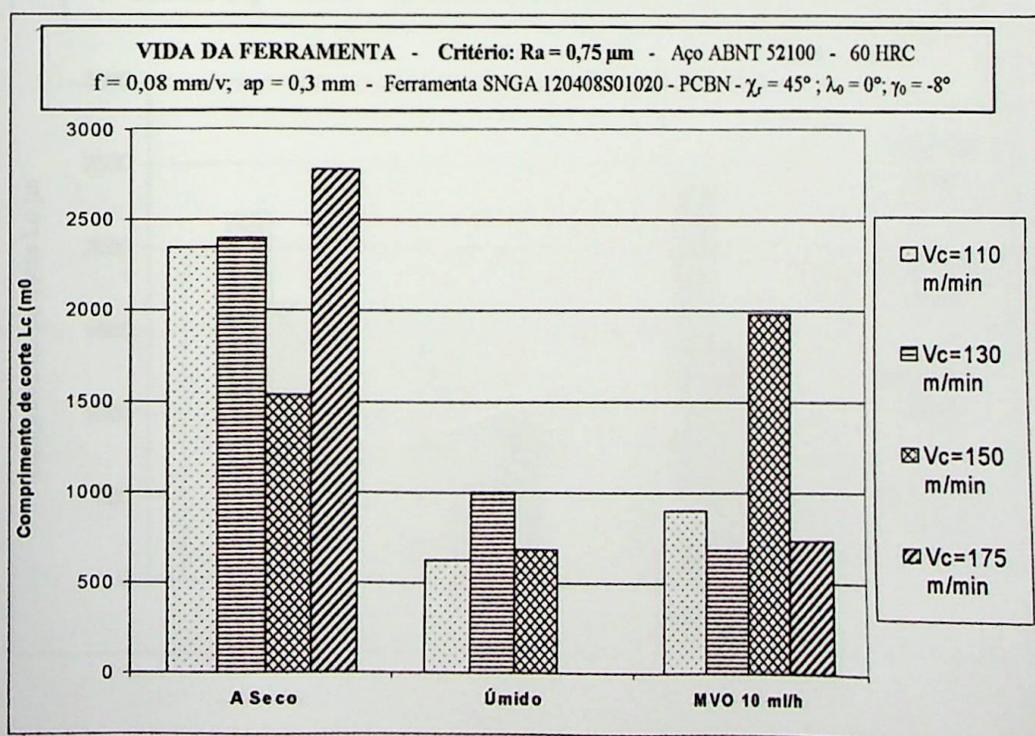


Figura 5.25 – Vida da ferramenta de PCBN para o critério $Ra = 0,75 \mu\text{m}$.

5.7.2) Quanto ao Desgaste de Flanco V_{Bmax}

A figura 5.26 mostra a vida da ferramenta de PCBN, em termos de comprimento de corte L_c (em metros) para as três condições ensaiadas, referente ao critério de fim de ensaio $V_{Bmax} = 0,15$ mm. Nesta figura observa-se que a condição a seco apresentou uma vida superior às demais condições em todas as velocidades de corte ensaiadas, exceto para a condição com MVO na velocidade de corte de 130 m/min. Nesta velocidade, a vida da ferramenta de PCBN na condição com MVO foi superior cerca de 9% à da condição a seco. Nota-se também que a vida da ferramenta diminui, quando se aumenta a velocidade de corte, para cada condição ensaiada. Este fato não é observado quando o critério é a rugosidade, uma vez que a mesma é influenciada pela forma da ponta da ferramenta, apresentando um comportamento aleatório (figura 5.25). Isto está de acordo com a literatura, pois a vida da ferramenta é fortemente influenciada pela velocidade de corte. A condição úmida apresentou as menores vidas de ferramenta em cada velocidade de corte, devido à ação refrigerante do fluido de corte que retira da região de corte o calor gerado no processo.

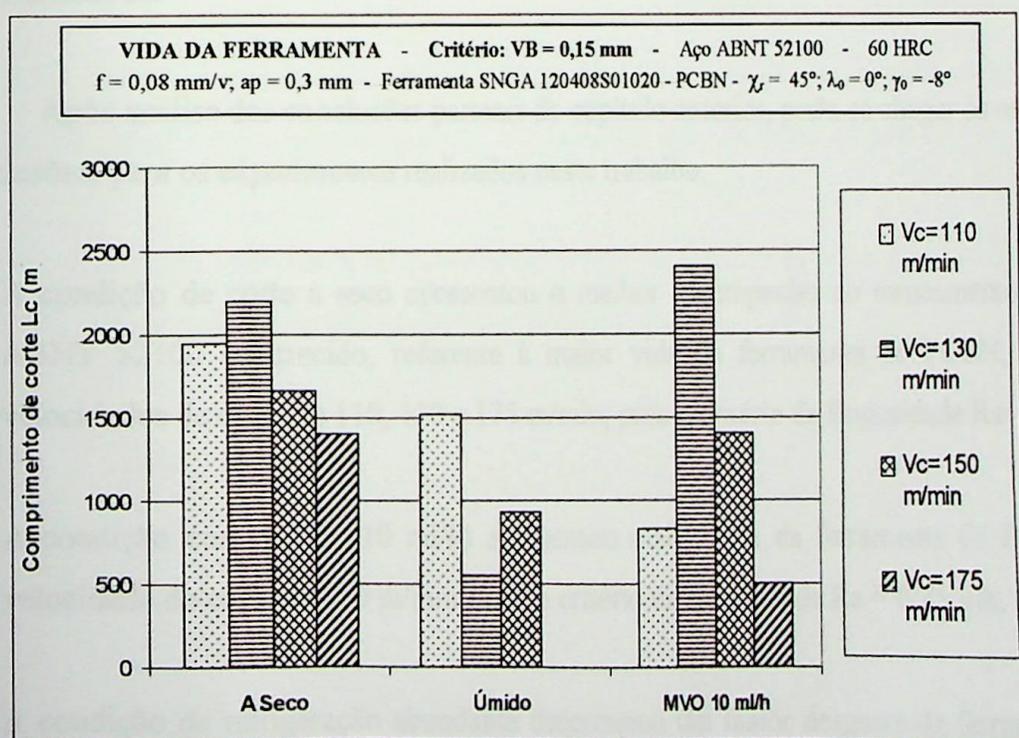


Figura 5.26 – Vida da ferramenta de PCBN para o critério $V_{Bmax} = 0,15$ mm.

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

6.1. Conclusões

Após análise das conclusões parciais do capítulo anterior, pode-se chegar às seguintes conclusões, para os experimentos realizados neste trabalho:

- A condição de corte a seco apresentou o melhor desempenho no torneamento do aço ABNT 52100 endurecido, referente à maior vida da ferramenta de PCBN, para as velocidades de corte de 110, 130 e 175 m/min, para o critério de Rugosidade $R_a=0,75 \mu\text{m}$;
- A condição com MVO (10 ml/h) apresentou maior vida da ferramenta de PCBN na velocidade de corte de 150 m/min, para o critério de Rugosidade $R_a = 0,75 \mu\text{m}$;
- A condição de refrigeração abundante determinou um maior desgaste da ferramenta de PCBN e uma elevada rugosidade da peça e, por isso, não deve ser recomendada para o torneamento do aço endurecido em questão;

- A condição com MVO vazão 10 ml/h apresentou um desgaste intermediário entre as condições de corte a seco e úmida, em função do superior poder de refrigeração em relação à lubrificação da névoa ar/óleo;
- A ferramenta de PCBN apresentou um desgaste típico de flanco nas velocidades de corte de 110, 130 e 150 m/min e desgaste de cratera na velocidade de corte de 175 m/min na condição MVO;
- A rugosidade da peça apresenta um comportamento totalmente aleatório durante a usinagem, não mostrando nenhuma correlação com o desgaste da ferramenta;
- A velocidade de corte teve maior influência no desgaste da ferramenta, no corte com refrigeração abundante, pois nas outras condições ela atuou no sentido de favorecer o corte;
- É possível obter valores de rugosidade média (Ra) equivalentes aos valores usuais ao da operação de retificação;
- O aumento da velocidade de corte favorece a obtenção de rugosidades menores, em função do alto calor gerado no corte, que facilita a ação da forma da ponta da ferramenta;
- O aumento da velocidade de corte reduz a vida da ferramenta, pois aumenta o desgaste de flanco da mesma, para qualquer condição ensaiada.

6.2. Sugestões para Trabalhos Futuros

Visando adquirir maiores conhecimentos sobre o torneamento de aços endurecidos utilizando o Mínimo Volume de Óleo, apresenta-se a seguir algumas sugestões:

- Realizar ensaios similares aos deste trabalho, utilizando ferramentas de cerâmica mista para verificar a ação do fluido de corte no desgaste da ferramenta.
- Testar ferramentas com diferentes composições de CBN e outras geometrias.
- Utilizar outro sistema de pulverização de fluido de corte ou outra pressão de ar comprimido, testando o bico injetor em outras posições, de maneira a verificar a ação efetiva do fluido na região de corte do material.
- Testar materiais da peça com diferentes durezas e composições químicas e verificar o desgaste da ferramenta quando se usa MVO.
- Estudar o mecanismo de difusão nas ferramentas de PCBN.
- Acompanhar a rugosidade e dimensões das peças e danos metalúrgicos.

Referências Bibliográficas

ABRÃO, A. M.; ASPINWALL, D. K.; WISE, M. L. H. 1995, Tool wear, cutting forces and temperature evaluation when turning hardened bearing steel using PCBN and ceramic materials. *Proceeding of the Thirty-first International Matador Conference*. Manchester, p. 209 - 216.

ABRÃO, A. M.; ASPINWALL, D. K.; WISE, M. L. H. A vida de ferramentas e a integridade das peças no torneamento de aços temperados. *Máquinas e Metais*, p. 200-217, abril de 1996.

ABRÃO, A. M.; ASPINWALL, D. K., 1997. Tool life of PCBN and ceramic cutting tools when turning hardened AISI E52100 steel. *Anais do XIV Congr. Bras. Eng. Mec.*, de 08 a 12 de Dezembro, Bauru, SP. Anais em CD Room.

ABRÃO, A. M.; ASPINWALL, D. K., 1999. Tool wear of Polycrystalline Cubic Boron Nitride and Ceramic Materials when Hard Turning Bearing Steel. *Journal of the Braz. Soc. Mechanical Sciences*, v. XXI, no. 1, p. 1-9.

AGOSTINHO, O. L.; RODRIGUES, A. C.; LIRANI, J., 1977. *Tolerâncias , ajustes, desvios e análise de dimensões*. São Paulo: Edgard Blucher Ltda.

BALDONI, J. G.; BULJAN, S. J. T., 1988. Ceramics for Machining. *Ceramic Bulletin*, v. 67, n° 2, p. 381 - 387.

BARROW, G., 1973. A review of experimental and theoretical techniques for assessing cutting temperatures. *Annals of the CIRP*, v. 22, p. 203 - 211.

BHATTACHARYYA, S. K.; JAWAID, A., 1981. Syalon ceramics in metal cutting. *Int. J. Prod. Res.*, v. 19, n° 5, p. 589 - 594.

BILLMAN, E. R.; MEHROTRA, P. K.; SHUSTER, A. F.; BEEGHLY, G. W., 1988. Machining with Al_2O_3 -SiC – whiskers cutting tools. *Ceramic Bulletin*, v. 67, No. 6, p. 1016 – 1019.

BOEHS, L., 1987. Resultados atraentes com ferramentas cerâmicas. *Máquinas e Metais*, Maio 1987, p. 24 – 27.

BOOTHROYD, G., EAGLE, J. M.; CHISHOLM, W., 1967. Effects of Tool Flank wear on the temperatures generated during metal cutting. *Proceedings of the 8th International Machine Tool Design and Research Conferency*, p. 667 – 680.

BORDUI, D., 1988. Hard-part machining with ceramic inserts. *Ceramic Bulletin*, v. 67, No. 6, p. 298 – 304.

BOSSON, P. K., 1991. The selection of high and low CBN cutting tool materials for automotive applications. *Superabrasive*, p. 1139 – 1160.

BOSSON, P. K., 1994. Usinagem de acabamento de ligas ferrosas duras. *De Beers Industrial Diamond Division*.

BRAGA, D. U.; DINIZ, A. E.; COPPINI, N. L.; MIRANDA, G. W. A. Performance do processo de furação de liga de alumínio-silício utilizando a técnica de mínima lubrificação por névoa. *Anais do XIV Congr. Bras. Eng. Mec.*, de 08 a 12/12/1997. Bauri, SP. Anais em CD-Rom.

BRAGHINI, A.; COELHO, R. T. Fresamento de topo de aços endurecidos com ferramentas de PCBN e metal duro. *Máquinas e Metais*, p. 166-175, abril de 1998.

BRANDT, G., 1986. Flank and crater wear mechanisms of alumina-based cutting tools when machining steel. *Wear*, 112, p. 39 – 56.

BRINKSMEIER, E.; BARTSCH, S., 1988. Ceramic tools – material characteristics and load types determine wear mechanisms. *Annals of the CIRP*, v. 37/1, p. 97 – 100.

BUSCHMOHLE, N., 1995. Hard turning with ceramic. SME – 1st INTERNATIONAL MACHINING AND GRINDING CONFERENCE, Dearbon, Michigan, september 1995, p. 979 – 987.

BYRNE, G.; DORNFELD, D.; INASAKI, I.; KETTELER, G.; KONIG, W.; TETI, R., 1995. Tool condition monitoring (TCM) – the status of research and industrial application. *Annals of the CIRP*, v. 44/2, p. 541 – 567.

CARIUS, A. C. Desenvolvimentos de produto e do mercado de CBN na América e na Europa. *Máquinas e Metais*, p. 86 – 103, Agosto de 1999.

CHAO, B. T. E TRIGGER, K. J., 1951. Cutting temperatures and metal cutting phenomena. *Transactions of the ASME*, v. 73/6, p. 777 – 793.

CHRYSSOLOURIS, G., 1982. Effects of machine-tool-workpiece stiffness on the wear behaviour superhard cutting materials. *Annals of the CIRP*, v. 31/1, p. 65 – 69.

COOK, N. H., 1973. Tool wear and tool life. *Journal of Engineering for Industry*, november, p. 931 – 938.

COSTA, Dalberto Dias. *Análise dos Parâmetros de torneamento de aços endurecidos*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP. 1993. 110p. Dissertação de Mestrado.

DAN, L.; MATHEW, J., 1990. Tool wear and failure monitoring techniques for turning – a review. *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, v. 30, No. 4, p. 579 – 598.

DAVIES, M. A.; CHOU, Y.; EVANS, C. J., 1996. On chip morphology, tool wear and cutting mechanics in finish hard turning. *Annals of the CIRP*, v. 45/1, p. 77 – 82.

DAVIES, M. A.; BURNS, TL J.; EVANS, C. J., 1997. On the dynamics of the chip formation in machining hard metals. *Annals of the CIRP*, v. 46/1, p. 25 – 30.

DE BEERS, 1989, Informações sobre Amborite, Catálogo Técnico.

DINIZ, Anselmo Eduardo. *A rugosidade Superficial da Peça em Processos de Torneamento: Critério de Fim de Vida da Ferramenta e Fatores de Influência*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, 1989, 152 p. Tese de Doutorado.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L., 1999. *Tecnologia da Usinagem dos Materiais*. São Paulo. MM Editora.

DINIZ, A. E.; VILELLA, R. C.; CUPINI, N. L., 1989. Surface Roughness: turning of AISI 1045 steel with uncoated carbide tools. *Journal of the Brazilian Soc. Mechanical Science*, v. XI, no. 2, p. 171-182.

ELBESTAWI, M. A.; SRIVASTAVA, A. K.; EL-WARDANY, T. I., 1996. A model for chip formation during machining of hardened steel. *Annals of the CIRP*, v. 45/1, p. 71 – 76.

EZUGWU, E. O.; WALLBANK, J., 1987. Manufacture and properties of ceramic cutting tools: a review. *Materials Science and Technology*, v. 3, p. 881 – 887.

FERRARESI, D. *Fundamentos da Usinagem dos Metais*, São Paulo: Editora Edgard Blucher, 1970.

GARDINIER, C. F., 1988. Properties of superabrasives. *American Ceramic Society Bulletin*, v. 67/6, p. 1006 – 1011.

GENERAL ELETRIC SUPERABRASIVE, 1997, Catálogos Técnicos.

GRUSS, W. W., 1988. Ceramic tools improve cutting performance. *American Ceramic Society Bulletin*, v.67(6), p. 993 – 996.

HEISEL, U.; LUTZ, M.; SPATH, D.; WASSMER, R.; WALTER, U. A técnica da quantidade mínima de fluidos e sua aplicação nos processos de corte. *Máquinas e Metais*, p. 22-38, fevereiro de 1998.

HEISEL, U.; LUTZ, M. Pesquisa de fluidos de refrigeração e de lubrificação. *Máquinas e Metais*, p. 40-49, maio de 1998.

HOOPER, R. M.; BROOKES, C. A., 1984. Microstructure and wear of cubic boron nitride aggregate tools. *2nd Int. Conf. Science Hard Materials*, p.907 – 917.

HOOPER, R. M.; SHAKIB, J. I.; PARRY, A.; BOOKES, C. A., 1989. Mechanical properties, microstructure and wear of DBC50 *Industrial Diamond Review*, 4(89), p. 170 – 173..

JACK, D. H., 1986. Ceramic cutting tool materials. *Materials & Design*, v. 7, No. 5, p. 267 – 273.

JACK, D. H., 1982. Sialon tool materials. *Metals Technology*, v.9, p. 297 – 301

JETLY, S., 1984. Measuring cutting tool wear on-line practical considerations. *Manufacturing Engineering*, july 1984, p. 55 – 60.

KLOCKE, F.; KONIG, W.; KOCH, K. F.; SCHROETER, R. B., 1995. Torneamento de precisão: uma opção para o acabamento de peças de aço temperado. *Máquinas e Metais*, p. 56 - 67, Outubro.

KLOCKE, F.; KNODT, S.; WÜRTZ, C., 1998. Fresamento HSC de cavidades em aço temperado. *Máquinas e Metais*, p. 20-26, Julho.

KOMANDURI, R. e SAMANTA, K., 1989. Ceramics. *Metal Handbook*, v. 16, p. 98 - 103. Nona Edição.

KONDO, T. A tecnologia de usinagem tem de avançar, mas em harmonia com o meio ambiente. *Máquinas e Metais*, p. 64-80, abril de 1997.

KÖNIG, W.; LANGHAMMER, K.; SCHEMMELE, H. U., 1972. Correlation between cutting force components and tool wear. *Annals of the CIRP*, v. 21, p. 19 - 20.

KÖNIG, W. et al., 1984. Machining of hard materials. *Annals of the CIRP*, v. 33/2, p. 417 - 427.

KÖNIG, W.; LUNG, D.; IDING, M., 1987. Alternative Processes for Cost Reduction. *Annals of the CIRP*, v. 36/2, p. 443 - 444.

KÖNIG, W.; WAND, Th., 1988. Turning bearing steel with amborite & ceramaic. *Industrial Diamond Review*, v. 47/3, p. 117 - 120.

KÖNIG, W.; KLINGER, M.; LINK, R., 1990. Machining hard materials with geometrically defined cutting edges field of applications na dimitations. *Annals of the CIRP*, v. 39/1, p. 61 - 64.

KÖNIG, W.; KUTZNER, K.; SCHEHL, U., 1992. Tool monitoring of small drills with acoustic emission. *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, v. 32, No. 4, p. 487 - 493.

KÖNIG, W.; BERKTOLD, A.; KOCH, K. F., 1993. Turning versus grinding - a comparison of surface integrity aspects and attainable accuracies. *Annals of the CIRP*, v. 42/1, p. 39 - 43.

MATSUMOTO, Hidekasu. *Uma Contribuição ao Estudo do Processo de Torneamento de Aços Endurecidos.* Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, 1998. 148 p. Tese de Doutorado.

MATSUMOTO, H. K.; DINIZ, A. E., 1999. Evaluating the Quality of Turned Hardened Steel Workpieces. *Journal of the Brazilian Socl Mechanical Science*, v. XXI, no.2, p. 343-354.

MATSUMOTO, Y.; BARASH, M. M., LIU, C. R., 1987. Cutting mechanism during machining of hardened steel. *Materials Science and Technology*, v. 3, p. 299 – 305.

NN, 1998. Catálogos técnicos de fabricante. Sandvik Coromant.

NAKAYAMA, K., 1974. The formation of “Saw Toothed Chip” In metal Cutting. *Proc. International Conference on Production Engineer*, p. 572 – 577.

NAKAYAMA, K.; TAKAGI, J.; NAKANO, T., 1974. Peculiarity in the Grinding of Hardened Steel. *Annals of the CIRP*, v. 23/1, p. 89 – 90.

NAKAYAMA, K.; ARAI, M.; KANDA, T., 1988. Machining Characteristics of Hard Materials. *Annals of the CIRP*, v. 37, p. 89-92.

NARUTAKI, N.; YAMANE, Y., 1979. Tool wear and cutting temperature of CBN tools in machining of hardened steels. *Annals of the CIRP*, v. 28/1, p. 23 – 28.

NOAKER, P. M., 1992. Hard facts on hard turning. *Manufacturing Engineering*, p. 43 – 46.

NOVASKI(a), O.; DÖRR, J. Usinagem sem refrigeração. *Máquinas e Metais*, p. 18-27, Março de 1999.

NOVASKI(b), O.; DÖRR, J. Usinagem quase a seco. *Máquinas e Metais*, p. 34 a 41. *Máquinas e Metais*, Novembro de 1999.

PIPKIN, N. J.; ROBERT. D. C.; WILSON, W. I., 1987. Amborite – A Remarkable New Material From De Beers. *Industrial Diamond Review*, v. 40/6, p. 203 – 206.

QUEIROZ, J. L. L.; BOEHS, L.; SANT'ANA, F. Proposta para aprimorar o manejo dos fluidos de corte. *Máquinas e Metais*, p. 250-255, abril de 1999.

SANDVIK COROMANT, 1994. *Modern metal cutting*. Publicação interna.

SHAW, M. C., 1986. *Metal Cutting Principles*. New York: Clarendon Press Oxford..

SHAW, M. C.; VYAS, A., 1993. Chip Formation in The Machining of Hardened Steel. *Annals of the CIRP*, v. 42/1, p. 29 – 33.

SIDJANIN, L.; KOVAC, P., 1997. Fracture mechanism in chip formation processes. *Materials Science and Technology*, v. 13, p. 439 – 444, may 1997.

SILVA, L. R.; ABRÃO, A. M., 1999. A usinagem do aço ABNT 4340 temperado com ferramentas cerâmicas e PCBN. *Science & Engineering Journal*, v. 8(1), p. 85-92.

SINHOFF, V.; ALTMÜLLER, S.; EISENBLÄTTER, G., 1999. A usinagem a seco em alta velocidade: revolução ou evolução? *Máquinas e Metais*, p. 22-37, Setembro.

TOMITA, K. 1999. O atual estágio da HSM e dos materiais de ferramentas de corte. *Máquinas e Metais*, p. 20-39, Outubro.

TÖNSHOFF, H. K.; WBKER, H. G.; BRANDT, D., 1995. Hard turning – influences on the workpiece properties. *Transactions of NAMRI SME*, v. XXIII, p. 215 – 220.

VIGNEAU, J.; BOULANGER, J. J., 1982. Behaviour of ceramic tool during the machining of nickel base alloys. *Annals of the CIRP*, v. 31/1, p. 35 – 39.

VIGNEAU, J.; BORDEL, P., 1988. Reliability of Ceramic Cutting tools. *Annals of the CIRP*, v. 37/1, p. 101-104

XIAO, H., 1990. Wear behaviour and wear mechanism of ceramic tools in machining hardened alloy steel. *Wear*, v. 139, p. 439 – 451.